

열선-냉선 조합 프로브에 의한 난류 열유속 측정기법

김 경 천

Turbulent Heat Flux Measurement Technique Using a Hot-and Cold-Wire Combination Probe

Kyung-Chun Kim



- 김경천(부산대 생산기계공학과)
- 1957년생.
- 난류박리유동의 실험 및 모델링을 전공하였으며, 실험유체역학, 대기오염 확산 모델링, 물질가공 관련 열유체, 열유체 시스템의 설계 및 제어에 관심을 가지고 있다.

1. 머리말

난류 유동에 의한 대류 열전달현상은 공학 적 응용 범위나 실용적 측면에서의 중요성에 비추어 볼 때, 열 및 유체 공학자들이 관심을 가지고 규명해야 할 매우 중요한 열유체 문제 중 하나이다. 가장 간단한 기하학적 형태인 가열된 평판으로부터의 난류 대류 열전달을 연구하는 경우 시간 평균 지배 방정식에 새롭게 등장하는 난류전단응력항($-\rho \overline{uv}$)과 난류 열유속항($\rho C_p \overline{v\theta}$)의 모델링과 측정이 사실상 문제의 어려움의 원인과 문제 해결의 핵심을 쥐고 있다.

열선풍속계로 속도의 난류성분을 측정하는 경우에도 열선에서의 열전달 특성이 속도의 크기뿐 아니라 유동의 온도에도 변화되므로 정확한 속도성분의 측정을 위해서는 온도의 동시측정이 필수적이다. 또한 온도의 난류성분의 측정 그 자체도 특히 열전달과 관련된

난류현상의 연구중 핵심적인 연구목적의 하나이다. 난류에 의한 여러가지 스칼라량의 오염물질 확산의 연구는 물리적 또는 환경적 분야에서 매우 중요한 연구과제이다. 이러한 연구에서는 여러 종류의 수동적 오염원(*passive contaminant*)을 대표해서 국소적인 열원에서 방출되어 확산되는 열의 전달현상을 연구하는 방식을 일반적으로 채택하고 있다. 이때, 요구되는 것은 속도성분에 못지 않는 공간적 시간적 분해능을 가진 온도 변동의 측정이 필요해진다.

온도 변동 측정을 위한 센서로는 열전대, 써미스터 그리고 저항선 온도센서를 대표적으로 들 수 있다. 매우 가는 열전대로 미소한 접합점을 만들어 유동속에 두면 온도의 변동을 측정할 수 있는데, 접합점의 열용량 변화에 대한 응답 시정수가 2내지 10 ms로 한정되므로 고주파의 난류성분 측정에는 부적절하다. 써미스터의 시정수는 보통 1초 정도로 알려져 있으나, 아주 미소한 크기의 써

미스터 프로브로는 40 Hz 정도의 응답도가 능하다고 보고되어 있다. 온도의 변동성분을 수 kHz까지 측정해 낼 수 있는 현재로서 유일한 방법은 매우 가는 저항선 온도계를 이용하는 방법인데, 센서의 모양이 열선(hot-wire)과 비슷하나 극히 적은 정전류(constant current) 공급회로로 작동되며, 가열되지 않은 선으로 측정이 수행되므로 보통 냉선(cold-wire) 프로브라 부른다. 냉선 프로브는 백금 또는 백금 합금선으로 제작하는데, 직경은 0.25부터 2 μm 정도이고 길이는 0.5에서 2 mm 정도로 보통 열선프로브처럼 제작한다.⁽¹⁾

난류 열유속의 측정을 위해서는 동일 지점에서 정확한 속도 변동성분과 온도 변동성분을 동시에 측정하여야 한다. 현재까지 시도되었던 방법으로는 이글에서 주로 다룰 열선-냉선 조합 프로브를 이용하는 방법과 두 개의 열선을 서로 다른 과열비로 작동시켜 속도와 온도의 응답특성을 동시에 이용하는 방법, 그리고 레이저 도플러 유속계와 냉선 온도계의 조합을 이용하는 방법이 있다. 서로 다른 과열비를 이용하는 방법은 온도의 민감도를 올리기 위해 되도록 낮은 과열비를 유지해야 하므로 현실적인 실용성에 어려움이 많다고 보고되어 있다. 따라서 비교적 난류 강도가 높고 온도 변동이 적은 경우에는 적용이 불가능하다.⁽²⁾ 레이저 유속계와 냉선 프로브의 조합을 이용하는 경우 유속 측정을 위해 산란입자의 사용이 불가피하므로 매우 가는 냉선이 깨어질 염려뿐 아니라 입자가 냉선에 부착되는 파울링(Fouling)현상 등의 부작용으로 교정치의 변동이 매우 심할 것으로 예측된다. 냉선을 사용하지 않을 경우 Rayleigh 산란을 이용하여 온도의 변동 성분을 측정할 수 있으나 현재의 기술로는 저온의 온도 변동량을 측정하기가 불가능하다. 따라서 난류 열유속을 측정할 수 있는 현실성 있는 대안은 열선-냉선 조합 프로브를 이용하는 방법으로 열선 바로 곁에 냉선을 위

치시키고 열선을 교정할 때 속도와 온도에 따른 종합적인 교정곡선을 얻은 후 측정시 냉선의 순간온도에 기준한 정확한 속도성분을 평가해 내는 방법이다.

이글에서는 온도 변동을 측정하기 위한 기존의 냉선온도계의 특성들을 살펴보고, 본 연구자의 실험실에서 개발한 새로운 냉선온도계의 설계 및 제작 방법을 소개한다. 또한 냉선 온도계를 사용할 경우 고려해야 할 오차발생 요소들을 언급하고 난류 열유속을 측정할 때 필요한 X-형 열선과 I-형 냉선 프로브의 교정기법에 대하여 설명한다.

2. 냉선 온도계의 연구 동향

저항선 온도계는 1947년 Corrsin⁽³⁾에 의해 도입된 이후 난류유동에서 온도변동을 측정하기 위해 광범위하게 사용되어 왔다. 작동 원리는 매우 가는 와이어(보통 1미크론 직경)가 난류유동 속에 놓이게 되면 와이어의 온도가 수 kHz 정도의 온도변동은 능히 따라갈 수 있다고 생각하고 와이어의 저항이 다음식과 같이 온도에 비례하므로 와이어를 브리지 회로의 한쪽 leg에 배열하여 저항 변동치를 측정함으로써 온도 변동을 측정하는 원리이다. 냉선의 저항은 다음식으로 표현된다.

$$R_w = R_0[1 + \alpha_0(T - T_0)] \quad (1)$$

여기서, R_0 와 α_0 는 각각 기준온도 T_0 에서 저항선의 저항 및 저항의 온도 계수이다. 보통 저항선의 직경이 매우 작고($Re < 1$), 과열비도 매우 작으므로 속도의 변동에는 민감도가 낮고 온도의 변동에는 민감도가 매우 높게 된다. 그러나 속도의 민감도를 전혀 무시할 수는 없는데, 그 이유는 저항선으로부터의 열전달률을 열전달계수와 유동과 선의 온도차의 곱으로 표시할 때 열전달계수는 유동의 속도에 의존되므로 온도 성분의 측정에 속도 민감도에 의한 미소한 에러가 포함되는

것은 피할 수 없다. 보통 냉선의 동적응답성은 냉선 자체가 갖는 열적 시정수에 의해 결정된다고 볼 수 있다. 즉, 가는 선일수록 열용량이 적으므로 응답성이 향상된다. 현재까지 보고된 바에 의하면 비교적 높은 유속의 공기흐름에서 냉선의 직경 $d=0.25 \mu\text{m}$ 일 때 온도 변동성분은 최대 13 kHz까지 높일 수 있다(LaRue, Deaton and Gibson⁽⁴⁾). 그리고 냉선의 적용에는 공간적 분해능에 의한 제약 조건도 고려하여 넣어야 한다. 이러한 냉선의 성능에 관련된 제반조건을 고려해 볼 때, 피할 수 없는 오차원인을 제외한다면 나머지 오차의 극복은 최대한 안정되고 응답특성이 좋은 정전류 브리지회로를 구성하느냐에 달려 있다.

브리지 회로를 구성하는 증폭기와 전류공급원은 최대한 입력잡음이 없어야 하고 출력 감소현상이 없어야 한다. 회로의 주파수 응답특성 역시 센서의 동적 응답특성을 훨씬 능가해야 하며, 회로의 잡음수준은 충분히 작아서 온도 변동량을 감지해낼 수 있어야 한다. 그동안 냉선 온도계 브리지 회로의 진보는 모두 이러한 난점들을 극복해가는 과정에서 이루어져 왔다. 비록 냉선을 작동시키는 상업용 온도계도 구할 수 있지만(예컨대, DANTEC 55M20 Temperature Bridge), 가격이 비싸고 부가적인 신호처리 장치들도 필요로 한다.⁽⁵⁾ 만약 어떤 실험의 경우, 여러 곳의 측정점에서 동시에 측정된 데이터로부터 지형학적인 정보를 필요로 하는 경우 상업용 브리지의 적용은 결정적인 단점이 된다. 따라서 값이 싸고, 만들기 쉽고, 정확한 온도계의 지속적인 설계 개선이 당연히 필요하다.

여러 연구자들이 실험실에서 직접 만든 냉선 온도계의 초창기에는 큰 ballast 저항과 연결된 battery가 냉선을 사용하는 데 필요한 전류공급원으로 사용되어졌다. 냉선의 저항변화 또는 이에 대응되는 전압 차이는 여전히 값비싼 외부의 고성능 증폭기를 통해서

측정이 가능하였다. 이 방법에서, battery의 계속된 사용에 기인한 평균온도장에서의 전압 drift와 오차는 중요한 문제였다. 1978년 Tavoularis⁽⁶⁾는 일정전류(constant current)를 내는 전자장치의 사용을 고안함으로써 이 문제를 극복했다. 그러나 이 방법에서도 값비싼 외부의 미분증폭기를 필요로 하였다. 그림 1은 Tavoularis에 의해 고안된 냉선 온도계의 회로도를 나타낸다.

한편, 그림 2에서 보여지는 AC Wheatstone 브리지 회로를 이용한 또 다른 설계 방식이 Gibson과 Schwarz⁽⁶⁾와 Yeh와 Van Atta⁽⁷⁾에 의해 채택되었다. 이 방법으로는 drift와 noise의 크기를 충분히 낮출 수 있었기 때문에 최근까지도 이 AC 브리지가 실험실 및 현장 측정에서 널리 사용되고 있다.^(8,9) 그러나 이 AC 브리지는 회로가 매우 복잡할 뿐 아니라, 값이 비싼 상용 스트레인지어 증폭기를 필요로 하기 때문에 개선의 소지가 많이 있다.

최근에, Haugdahl과 Lienhard⁽¹⁰⁾(이제부터 HL로 표기)는 그림 3에서 보는 바와 같이 3개의 precision OP-Amp를 이용하여 고성능 DC 냉선브리지를 구성했다. 온도측정을 위해 요구되는 이득은 이들 IC 칩으로 바로 얻어지고 외부 증폭기는 필요가 없다. 이

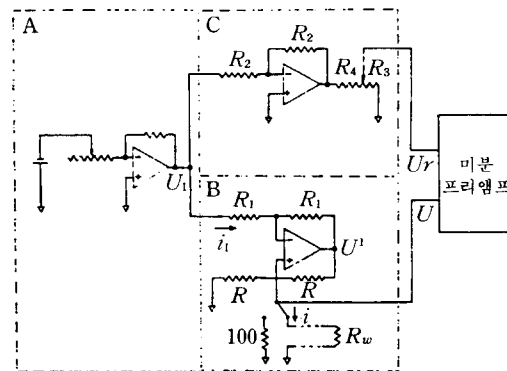


그림 1 Tavoularis에 의해 고안된 냉선 온도계 회로도

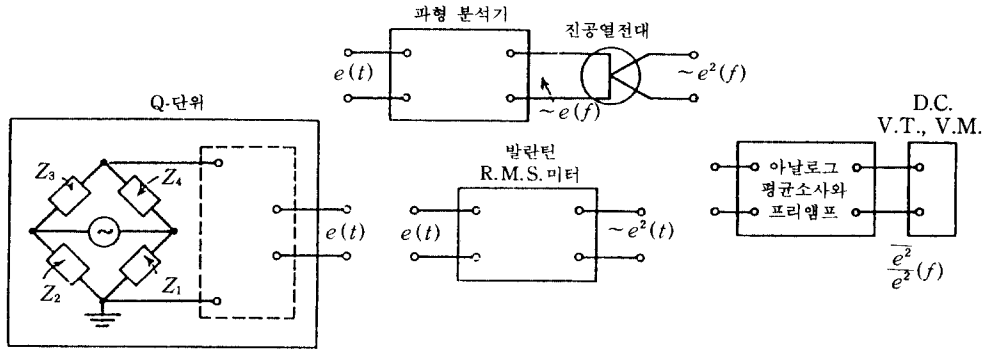


그림 2 A.C. Wheatstone 브리지 회로(Q-unit)

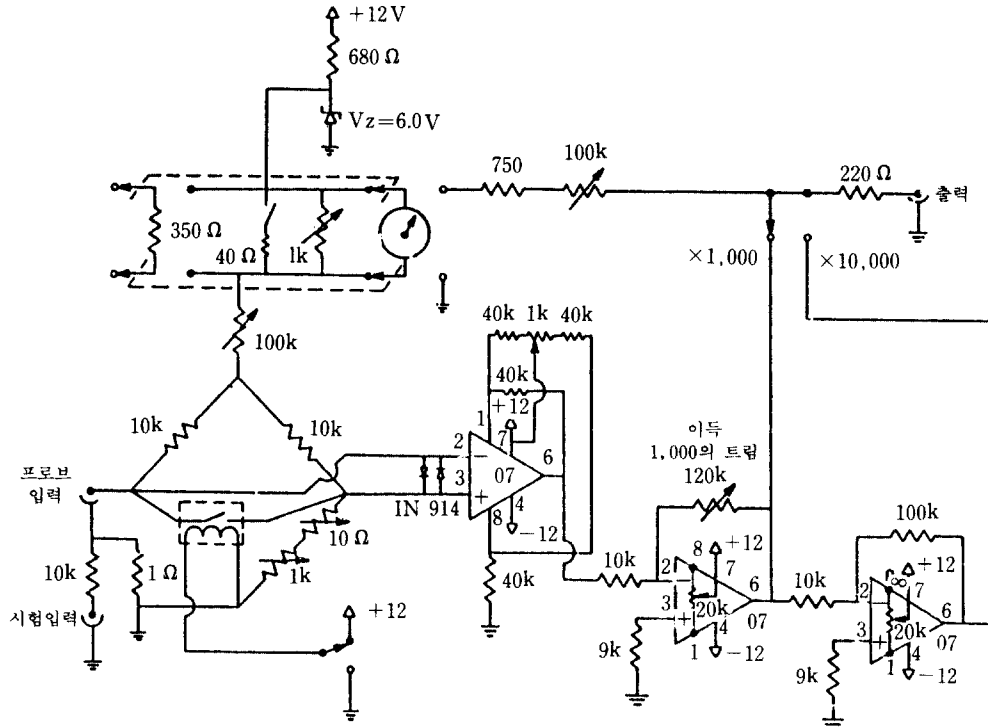


그림 3 Haugdahl과 Lienhard에 의해 고안된 냉선브리지 회로

들의 회로에서는 AC 요소가 사용되지 않으므로 회로가 AC 브리지보다 더 간단하고 직접 만들기도 쉬워졌다. 이 회로는 AC 브리지에서 얻을 수 있는 수준의 저 drift, 저 offset과 저 noise level 특성과 비교적 넓은 bandwidth를 보여주었다. 이들의 성공은 진

보된 OP-Amp 기술이 크게 뒷받침된 것이다.

본 필자의 실험실에서도 HL이 설계한 회로를 그대로 만들어 보았는데, 좋은 결과가 관찰되었다. 그러나 회로를 만들고 사용하는 동안, first-stage OP-Amp가 특이하게 계속

용 증폭기에 접근해 있기 때문에 증폭기 이득의 초기 조정이 어렵고, 여러 개의 offset 조정을 동시에 해주는 일이 대단히 귀찮은 것임을 알 수 있었다. 한가지 더 중요한 것은, 냉선의 직경이 $0.25\ \mu\text{m}$ 이고 공기 속도가 충분히 클 때, 이 회로에서 얻을 수 있는 8.2 kHz의 주파수 응답이 충분치 않다는 것이다. 이러한 이유로 본 연구실에서는 되도록이면 하나의 정밀 계측용 증폭기를 이용하여 더욱 개선된 DC 브리지 냉선온도계 회로설계를 시도하였다. 이렇게 하여 개선된 회로는 나중에 설명하겠지만 drift, noise와 offset의 측면에서 더 뛰어난 성능을 보여준다. 이 새로운 회로는 제작과 조정이 HL의 회로보다 쉽다. 새로운 DC 브리지 제작에는 HL이 설계한 회로에 비해 부품 비용이 조금 더 들지만, 위의 장점은 이 단점을 보충하고 남는다.

3. 새로운 냉선 온도계의 설계 및 제작

본 연구실에서 개발한 냉선온도계의 완전한 회로도도 그림 4에 나타나 있다.⁽¹¹⁾ 휘트스톤 브리지는 그림의 중앙에 위치해 있다. 최상의 성능을 위해서, 위의 두 $5\ \text{k}\Omega$ 정밀 저항이 잘 조화되어야 한다. 이 두 저항은

저항값이 0.01% 안에서 일치하고 25 ppm/K의 낮은 온도계수를 가진다. 브리지는 $1\ \text{k}\Omega$ 과 $50\ \Omega$ multi-turn trimpots에 의해 평형을 이루는 데, 각각 대략적인 조정과 정밀한 조정을 담당하도록 한다. $10\ \Omega$ 의 고정저항과 $50\ \Omega$ 의 trimpot의 병렬연결은 평형저항을 취하는 단일 trimpot보다 더 정밀한 조정을 가능케 한다.

브리지에 공급되는 전류는 PMI(Precision Monolithic Inc.)사의 +5V 정밀전압 reference REF-02와 전류조정용 $100\ \text{k}\Omega$ trimpot에 의해 조정된다. 실제로 냉선을 흐르는 전류는 일정하지 않고 이론적으로는 냉선의 온도에 따라 변한다. 그러나 HL에 의해 발표된 것같이 냉선 저항의 변동량의 전류에 대한 영향은 무시될 정도로 작으며, 센서의 위쪽 브리지 팔에 걸리는 부하가 충분히 크다. 브리지에 공급되는 전류는 $500\ \Omega$ 저항을 통한 전압강하를 읽음으로써 전류를 조사할 수 있다.

브리지에서 발생하는 전압차는 PMI사의 계측용(instrumentation) 증폭기 AMP-01의 입력으로 들어간다. 계측용 증폭기란 높은 입력임피던스를 가지면서 입력 터미널 사이에 전압차를 증폭하기 위해 설계된 미분 입력 gain block이 장착되어 있는 OP-Amp이

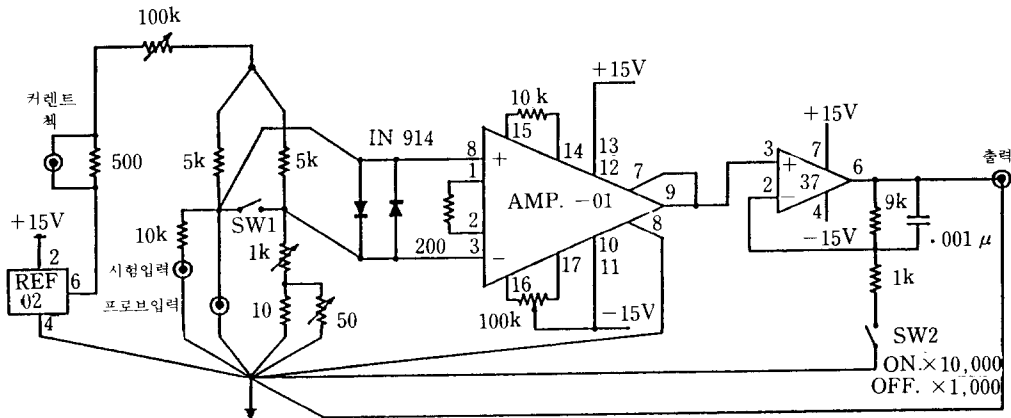


그림 4 본 연구실에서 개발된 냉선온도계의 회로도

다. 이 증폭기의 입력단자 두 곳의 공통 전위차는 모두 상쇄된다. 계측용 증폭기의 필수적 특성을 요약하면, 높은 입력 임피던스, 낮은 offset, 높은 선형성, 안정적인 이득, 그리고 common mode 입력을 거부하는 능력을 들 수 있다. 따라서 이러한 증폭기 소자는 실험에서 사용하는 low-level의 신호변환기 출력을 증폭시키는데 유용하게 만들어져 있으므로, 열전대, 스트레인 게이지 브리지와 생물학적 프로브의 연결에 널리 사용된다. 이상의 특성으로부터 우리는 계측용 증폭기가 냉선 브리지로부터의 신호를 증폭하는데 이상적인 장치임을 알 수 있다. 본 설계에서 사용된 계측용 증폭기 AMP-01과 HL의 설계에 사용된 연산 증폭기 OP-07의 몇몇 중요한 전기적 변수가 표 1에 비교되어져 있다.

표 1로부터 AMP-01이 OP-07보다 더 낮은 noise level을 제공하고 대기 온도변화에 의한 offset-drift를 줄인다는 것을 알 수 있다. AMP-01의 초기 offset은 OP-07보다 더 높을지라도, offset이 trimpot에 의해 없어질 수 있으므로 중요하지 않다. 이에 비해 OP-07은 아주 낮은 장기간 안정도 특성을 가지고 있다. AMP-01의 slew rate, SR이 OP-07보다 더 높다. SR은 신호 변화의 폭이 큰 작동조건에서 출력전압의 변화비에 대하여 이 변화비에 응답하는 최소한의 시간을 나타내므로, V_b 가 출력전압의 진폭일 때 $f_{max} = SR / (2\pi V_b)$ 의 관계식이 성립되므로

SR에 의해 주파수 응답의 제한점을 예상할 수 있다. 특히 이러한 특성치는 신호의 비정상 상태의 측정에 매우 중요하다. AMP-01의 높은 SR을 고려해 볼 때, HL의 회로에 비해 우리의 회로가 신호주파수 응답 특성이 훨씬 개선되어지리라 기대할 수 있다.

스위치 SW1으로는 브리지를 short시킨 후 증폭기의 zero 점을 조정하여 맞춘다. AMP-01의 입력단자의 앞에 설치된 다이오드 쌍은 과부하에 의한 증폭기의 파손을 막아준다. AMP-01의 이득은 $\times 1,000$ 으로 고정되어 있다. 보다 높은 증폭 이득을 위해 OP-07의 개선된 형태인 OP-37 연산 증폭기에서 $\times 10$ 의 이득을 얻을 수 있다. 따라서 총 이득은 $\times 1,000$ 과 $\times 10,000$ 을 스위치 SW2로 맞춤으로 선택할 수 있다.

접지의 설계에서 고려해야 할 사항은 접지가 루프로 형성되어 있게 되면 루프 사이에 유한한 크기의 저항과 inductance를 가질 수 있으므로 약간의 전압강하가 서로 다른 접지점 사이에서 발생하며 그밖에 전기적인 상호작용들이 발생할 수 있다. 본 회로에서는 그림 4에 나타난 것같이 회로성능을 최대한 높이기 위해 모든 접지점을 한점에 연결시켰다.

브리지에 공급되는 전력은 냉선의 주파수 응답보다 충분히 높은 스위치 주파수가 80 kHz인 switching 전력공급장치로 공급된다. 물론 여러개의 밧데리를 묶어서 전력을 공급해주어도 된다. 전력공급원은 브리지 회로와 될 수 있으면 멀리 위치시키고 온도의 영향과 60 Hz 라인 노이즈를 최소화하기 위해 덮개를 씌운다.

4. 개발된 냉선 온도계의 성능평가

사용 가능한 온도범위에서 냉선 온도 T_w 의 변화에 대한 출력전압값 E_T 는 다음과 같은 선형적인 변화를 보인다.

표 1 전기적 특성의 비교

전기적 특성	AMP-01	OP-07
CMMR(dB _{MIN})	125	110
Input Noise(μV_{p-p} TYP)	0.12	0.35
Offset(μV_{MAX})	50	25
Drift($\mu V/K_{MAX}$)	0.3	0.6
Stability($\mu V/Month_{MAX}$)	-	1.0
Slew-rate($V/\mu sec$ TYP)	4.5	0.3

$$E_T = GIR_0\alpha_0(T_w - T_0) \quad (2)$$

여기서, G 는 증폭기 이득이고, I 는 냉선에 흐르는 전류이다. 온도변동의 정확한 측정을 위해서는 회로의 응답시간이 냉선의 응답시간보다 충분히 작아야 한다. 회로의 증폭기에 대한 주파수 응답특성을 조사하기 위해 냉선 대신에 50Ω 저항의 dummy 센서를 이용하였다. 테스트용 입력 단자에 $1^\circ C_{RMS}$ 의 온도 변동량과 같은 수준의 사인과 입력 전압을 가해준 후 주파수 응답특성을 조사하였다. 그림 5에서 보여지는 바와 같이 주파수 응답의 $-3dB$ 점은 29.5 kHz 에서 나타났다. 본 회로의 이러한 bandwidth는 HL의 8.2 kHz 보다 훨씬 넓다(표 2를 참조). 뿐만 아니라, 이 정도의 bandwidth는 지금 사용 가

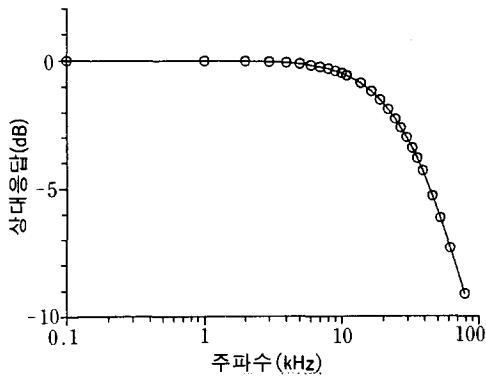


그림 5 회로의 주파수 응답

능한 실제의 냉선 센서의 주파수 특성보다 충분히 넓으므로 현재 사용되어지는 가장 작은 wire, 예컨대 $d=0.25\ \mu\text{m}$ (참고문헌 (4) 참조) 일지라도 냉선의 주파수 응답이 13 kHz 정도이므로 최대의 성능을 얻을 수 있을 것이다.

회로자체의 전기적 noise 수준도 또한 dummy센서로 측정하였다. 필터링되지 않은 noise는 $10,000$ 과 $1,000$ 의 이득에서 각각 4.62 mV_{RMS} 와 1.02 mV_{RMS} 였다. 이들 noise의 정도는 HL의 $G=10,000$ 에 13.6 mV_{RMS} 보다 훨씬 작다. noise를 $-3dB$ 컷오프 주파수 5 kHz 인 단위 이득 일차 저역통과 Butterworth 필터를 통과시켰을 때 noise 수준은 각각 3.15 mV_{RMS} 와 0.56 mV_{RMS} 였다. 표 2에는 그동안 개발되어 사용되어 왔던 냉선온도계와 본 연구실에서 새로 개발된 냉선온도계의 성능인자들이 비교되어 있다.

본 온도계를 정적 및 동적 성능을 검증하고 비등온 유동에서의 열선풍속계의 교정을 실시하기 위해서 온도를 가변시킬 수 있는 특수한 축대칭 제트 장치를 제작하였다. 그림 6에서 보여지는 가열 제트 장치의 온도는 TRIAC 소자를 응용한 정밀 온도제어 장치에 의해 출구 온도가 조절되며, 공기의 유입구에는 매우 미세한 필터가 장착되어 있다. 제트의 출구 유속은 주파수 인버트로써 송풍기 모터의 회전수를 바꾸어 조절한다. 이 장

표 2 여러 가지 냉선온도계의 성능비교

특성인자	Gibson et al.	Tavoularis	Haughdal et al.	본 연구실 회로
Bridge type	Tecktronics AC	home-made DC	home-made DC	home-made DC
Bandwidth(kHz)	6	5*	8.2	29.5
θ_N ($^\circ C_{RMS}$)	0.001	0.013**	0.014**	0.00546**
Drift(mV)	-	-	± 10	$\pm 5^{+++}$

- * 외부 증폭기에 의존됨
- + 3 kHz 인 저역필터 통과, 이득= $5,000$
- ++ 5 kHz 인 저역필터 통과, 이득= $1,0000$
- +++ 2시간 동안 워밍업 후 12시간 동안 측정된 값

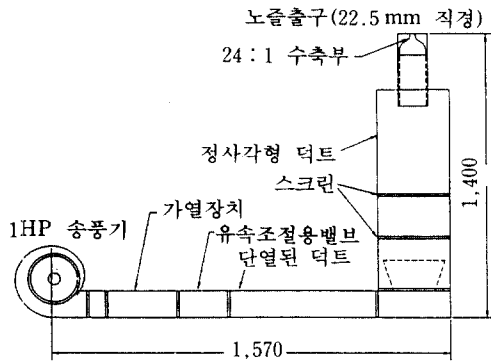


그림 6 교정을 위한 축대칭 가열 제트장치

치에 의한 교정 유속의 범위는 1 m/s에서 약 30 m/s까지이고 교정온도의 범위는 10 m/s에서 상온보다 60도 높은 범위이다. 제트출구의 난류강도는 제트출구 평균유속이 5 m/s 일 때 *r.m.s.* 난류강도가 제트출구 전평면에서 0.3%였다.

정적 및 동적 성능 실험을 위해 사용한 냉선 프로브는 Dantec model 55P31 ($d=1 \mu\text{m}$, $l=0.4 \text{ mm}$, $R=52 \Omega$, and $\alpha_0=0.0036^\circ\text{C}^{-1}$ at $T_0=20^\circ\text{C}$) 이고 브리지는 $230 \mu\text{A}$ 에서 drive 시켰다. 먼저, 온도계의 정적 특성치를 조사하기 위해 냉선을 제트의 potential core에 위치시키고 출력전압을 가열된 제트의 온도와 비교하였다. 이때 유속은 5 m/s 이었고 온도는 상온에서 75°C 까지의 범위에서 실험을 수행하였다. 그림 7에서 보이는 바와 같이 냉선의 정적 특성인 우수한 선형관계가 얻어졌다.

다음에, 온도계의 동적 특성치를 보기 위해 난류와 비 난류 유체의 intermittent 유동이 관찰되어지는 제트 모서리에 속도 및 온도 센서를 위치시켰다. 이때 센서들의 축방향 위치는 $x/D=15$ 이며 열선과 냉선은 동일 단면에서 옆으로 0.5 mm 정도 떨어져 있다. 그림 8에는 속도변동량 u 와 온도변동량 θ 의 동시 측정이 나타나 있다. 그림에서 보이는 것과 같이 속도와 온도의 신호들이 매우 큰 상관성이 있음을 입증해주고 있으며, 동시에

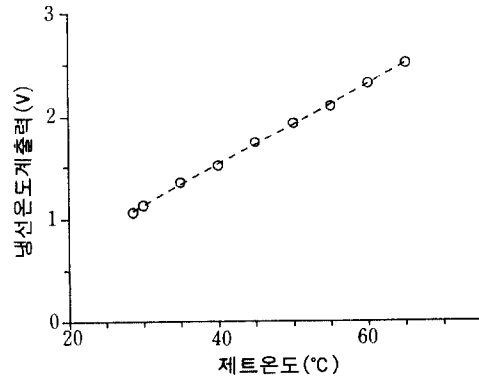


그림 7 제트 온도에 대한 온도계의 출력값의 변화

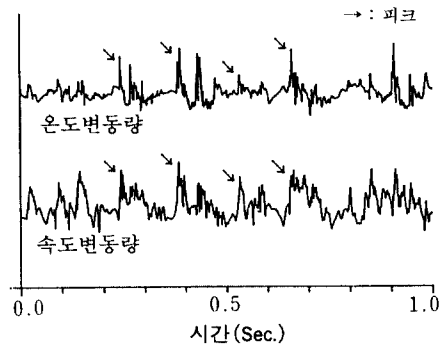


그림 8 속도변동량과 온도변동량의 동시측정결과

온도계의 우수한 동적특성을 보여주고 있다. 난류유동의 대규모 와의 흘림에 대한 증거인 준 주기적 피크가 속도변동의 형태로 보여 지는데, 이러한 난류유동이 열에 의해 오염되었다고 볼 수 있으므로 온도변동의 형태로 동일한 피크들을 보여준다. 여기서 두 종류의 변동량은 양의 방향으로 skew되어 있다.

5. 열선-냉선 프로브의 교정방법

온도의 변화가 존재하는 경우 난류유동의 유속을 열선으로 측정하고자 할 때 기존의 교정방식은 유동장의 온도변화를 고려하여야 하는 단점이 발생한다. 먼저 기존의 열선 풍속계의 교정식은 King(1914)⁽¹²⁾에 의해 제안

된 다음식의 King's law를 많이 활용하고 있다.

$$Nu \equiv hD/k = A + BU^{0.5} \quad (3)$$

여기서, Nu 는 Nusselt 수, h 는 와이어의 열전달계수, k 는 유체의 열전달계수 D 는 와이어 직경을 나타내며 상수 A, B 는 wire의 형상, 유체온도, 열전도, 그리고 부력에 의해 결정되는 상수들이다. King's Law는 무한히 긴 원주에 수직으로 불어오는 유동으로 발생하는 대류열전달에 기초를 둔 이론이므로 유체의 물성치 변화의 영향이라든지 열선 지지대에 대한 전도 손실 및 와이어의 양각 등이 변할 경우 수정이 되어야 한다. 그밖에도 열선풍속계에 관련된 실험 논문들은 Collis와 Williams(1959)⁽¹³⁾이나 Champagne, Sleicher, Wehrmann(1967)⁽¹⁴⁾ 등이 있다.

열선의 열플럭스에 영향을 미치는 인자들의 평가를 위해 구체적인 유동장을 고려해보면 Reynolds수의 범위는 보통 $1 \leq Re \leq 100$ 이며, 부력의 강도는 200°C 로 과열된 열선의 직경이 micron 단위일 때 $Gr/Re^2 = 0(10^{-7})$ 정도이므로 부력의 영향은 무시될 수 있음을 알 수 있다. 한편 열선으로부터의 전도 열플럭스는 3 kW/m^2 정도되므로 대류 열플럭스가 5 MW/m^2 정도의 크기를 가진다는 사실을 고려하면 열전도 효과도 무시될 수 있다. 한편 연속체 가정의 만족 여부도 조사해보면 $300 \text{ K}, 1 \text{ atm}$ 에서 평균자유경로는 $6 \times 10^{-8} \text{ m}$ 정도로서 열선의 Knudsen 수가 0.03보다 작아지므로 유동은 충분히 연속체 취급된다. 결론적으로 열선 표면에서의 열유동은 전적으로 강제대류의 결과다. 한편 열선 끝에서의 지지대로 전달되는 전도 손실(conduction end loss)은 별도로 고려되어야 한다.

온도변동이 있는 유동장, 즉 유체의 물성치가 변하는 유동장에서의 열선에 관련된 실험적 연구는 Churchill & Bernstein(1977)⁽¹⁵⁾에 의해 수행되었는데, 그들은 무한히 긴 실린더로부터의 강제대류 열전달을 $Re < 4000$

의 범위에서 모든 Prandtl 수에 대해 다음의 실험식을 제시하였다.

$$Nu = 0.3 + 0.62 \frac{Re^{0.5} Pr^{0.33}}{[1 + (0.4/Pr)^{0.6}]^{0.25}} \quad (4)$$

물성치변화에 대한 고려로서 온도의 변동량을 고려하기 위해 점성계수의 온도의존성과 기체에서 열전도 계수의 표준 상관관계를 적용하면 다음의 관계식을 얻게 된다.

$$\left[\frac{\mu}{\mu_o} \right] = \left[\frac{T}{T_o} \right]^n \quad (5)$$

$$\left[\frac{k}{k_o} \right] = \left[\frac{T}{T_o} \right]^m \quad (6)$$

실험에 의하면 공기에 대해 $n = 0.66 \sim 0.71$, $m = 0.81 \sim 0.86$ 의 값을 가진다.

만약 압력변화의 영향이 무시된다면, 이상기체법칙에서 식 (7)로 나타낼 수 있다.

$$\frac{\rho}{\rho_o} = \left[\frac{T}{T_o} \right]^{-1} \quad (7)$$

따라서 프란틀수의 온도의존성은 다음식으로 표시된다.

$$Pr^{1/3} = (\mu C_p / k) \propto T^{(n-m)/3} \doteq T^{-0.05} \quad (8)$$

물성치 변화의 식을 Churchill과 Bernstein식에 대입하고 정리하면 식 (9)와 같다.

$$\begin{aligned} q &= h(T_w - T) \\ &= (T_w - T) k_o \left[\frac{0.3}{D} \left(\frac{T_f}{T_o} \right)^m \right] \\ &\quad + U^{1/2} \left[\frac{T_f}{T_o} \right]^{(m-(n+1)/2)} \times \\ &\quad \left[\frac{0.62 Pr^{1/2}}{[1 + (0.4/Pr)^{0.66}]^{0.25}} \right] \times \\ &\quad \left[\frac{\rho_o}{D \mu_o} \right] \end{aligned} \quad (9)$$

만약, $n = 0.7$, $m = 0.84$ 의 평균값을 취하고 모든 상수를 합하면 식 (10)으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} q &= (T_w - T) \times \\ &\quad (A_o T_f^{0.84} + B_o U^{1/2} T_f^{0.01}) \\ &\doteq (T_w - T) (A_o T_f^{0.84} + B_o U^{1/2}) \end{aligned} \quad (10)$$

여기서, 괄호속 두번째항의 막은도 영향은 $140\text{ K} < T_f < 900\text{ K}$ 범위 안에서 $1.06 \pm 1\%$ 정도이므로 무시하고 열선에서 끝부분 전도의 영향도 A_o 와 B_o 의 직접적인 교정에 의해서 해결하면 된다. 한편 Champagne과 Lundberg(1966)⁽¹⁶⁾ 등은 U 의 지수를 0.45로 추천하고 있으므로 이글에서도 지수는 0.45를 사용한다.

풍속계 브리지의 출력 전압값 E_o 는 간단한 에너지 평형을 사용하여 공기속도와 온도의 관계로 나타낼 수 있다. 센서에서 소산된 전력은 식 (11)과 같이 나타낼 수 있다.

$$P = E_w^2 / R_w = E_o^2 R_w / (R_w + R_1)^2 \quad (11)$$

여기서, R_w 는 열선의 저항이고 R_1 는 프로브 선단, 풍속계 브리지 등의 총 저항이다. 센서의 열용량을 무시하면, 다음과 같다.

$$P = A_w q \quad (12)$$

$$E_o^2 = (R_w + R_1)^2 A_w (T_w - T) \times (A_o T_f^{0.84} + B_o U^{0.45}) \quad (13)$$

여기서, A_w 는 열선의 표면적이다. R_w 와 R_1 은 주어진 열선의 과열에 대해서 고정되므로, 우리는 상수들을 취합하여 다음식을 얻을 수 있다.

$$E_o^2 = (T_w - T) (A T_f^{0.84} + B_o U^{0.45}) \quad (14)$$

열유속의 측정은 유동장에서 온도와 속도를 동시에 측정하기 위해서, 온도와 속도 및 X형 열선 프로브 출력신호는 온도와 공기속도의 함수가 되어야 한다. 속도와 온도 및 X형 프로브의 출력전압 사이의 함수 관계는 식 (4)에서 식 (14)까지 고려되었던 열선의 에너지 평형관계를 이용하여 구할 수 있다. 이 관계의 결과식은 아래와 같이 표현될 수 있다.

$$E_1^2 = \bar{A}_1 + \bar{B}_1 V^{0.45} \quad (15)$$

$$E_2^2 = \bar{A}_2 + \bar{B}_2 V^{0.45} \quad (16)$$

여기서,

$$\bar{A}_1 = A_1 (T_{w1} + T)^{0.84} (T_{w1} - T)$$

$$\bar{B}_1 = B_1 (T_{w1} - T)$$

$$\bar{A}_2 = A_2 (T_{w2} + T)^{0.84} (T_{w2} - T)$$

$$\bar{B}_2 = B_2 (T_{w2} - T)$$

E_1, E_2 는 브리지 출력 전압, V 는 공기유속, 그리고 $A_1, A_2, B_1, B_2, T_{w1}, T_{w2}$ 는 교정 상수이다.

대체로, 온도차계수는 열전달을 일으키는 원천의 변화를 설명하고, 온도합계수는 열물성치 변화에 기인한다. 교정에 의해 A, B and T_w 의 적당한 값을 각 센서에 대하여 구해야 한다.

프로브 교정은 25 mm 직경의 가열된 공기 제트를 사용하여 행해졌다(그림 6 참조). 프로브 고정구는 제트의 출구평면의 중앙에 위치한 회전기구에 설치되었다. 제트의 표준 속도는 FC012 마이크로마노미터에 연결된 피토판에 의해, 그리고 표준온도는 Analogic PRT bridge(Model PN5201)에 연결된 Omega electronics 삼선식 백금저항 온도계로 구하였다. 압력과 속도의 관계는 아래와 같이 표현된다.

$$V = \sqrt{\frac{2g\Delta P\rho_w}{1000\rho_a}} \quad (17)$$

$$\rho_a = 359.431 * (T + 273.16)^{-1.00273} \quad (18)$$

여기서, ρ_a, ρ_w 는 각각 공기와 물의 밀도, T 는 온도, ΔP 는 압력차, g 는 중력가속도를 나타낸다.

교정과정 동안, 제트는 열천이와 그로 인한 온도 drift error를 최소화하기 위해, 각 점에서 기록하기 전에 전 열평형이 되도록 했다. 측정에 사용한 센서는 X형 열선 프로브(DANTEC-P61)와 I형 냉선 프로브(DANTEC PROBETYPE 55)이며, 두 센서의 간격을 1 mm 이하로 조합하여 온도와 속도 신호를 동시에 측정하였다. 이때 X형 프로브는 속도, I형 프로브는 온도를 측정하게 되며, 조합 프로브의 기하학적 형상은 그림 9와 같다.

X형 프로브로부터의 신호는 정온 열선 풍

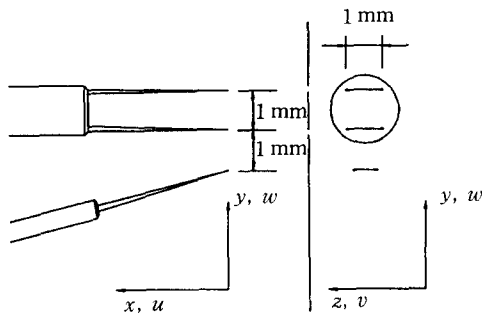


그림 9 열선-냉선 조합 프로브의 배치 형상

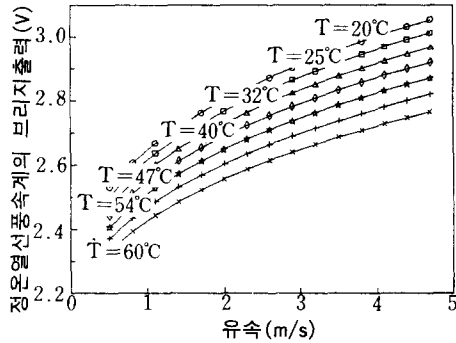


그림 10 열선-냉선 조합 프로브에 의한 대표적인 교정곡선

속계(TSI 2-CH Model 1054A)에 의해 검출되어 D6000 범용 파형 분석기(Data Precision 사의 Model 601 Universal Waveform Analyzer) 내의 연산기를 통하여 디지털 신호로 전환된 뒤 GPIB 카드로 D6000과 연결된 컴퓨터의 하드 디스크에 저장된다. 저장된 전압값은 교정작업에서 얻은 상수들을 이용하여 실제의 속도값으로 환산된다. 또한 I형 프로브의 신호는 온도 측정을 위하여 제작한 회로를 거쳐 D6000에 의해 디지털 신호로 전환된 후 컴퓨터 하드 디스크에 저장된다. 저장된 전압값은 온도 환산식에 의해 온도값으로 계산된다. 이때 표본율은 Niquist 표본 주기에 해당하는 초당 10,000개로 하고 일회 표본수는 4096개로 하였으며, 측정 오차를 줄이기 위해 한 측정점당 10번을 표본하여 ensemble 평균을 취했다. 난류 신호의 분석은 오프라인 프로그램에 의해 수행하였다. 대표적인 교정과정의 결과가 표 3과 그림 10에 주어져 있다. 냉선의 교정은 열선의 온도교정과정에서 자동적으로 얻어지며, 냉선의 출력전압은 온도와 선형적 함수의 형태로 구해진다.

그림 11은 선형온도구배를 갖는 성층화된 공기유동 내에 놓여있는 2차원 원주 후류에서 $x/D=18$ 의 경우 속도 및 온도 난류강도와 속도-온도 상관관계를 나타내고 있다. 온도 난류강도는 후류중심보다 와류중심에서

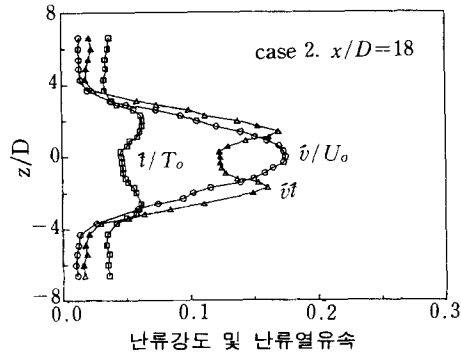


그림 11 열성층 유동속에 놓여 있는 원주후류에서 측정된 난류강도 및 난류열유속

표 3 대표적인 교정상수

A ₁	0.000507	A ₂	0.000459
B ₁	0.0179882	B ₂	0.0175538
T _{w1}	147.0	T _{w2}	152.0

더 크게 나타나고 있으며, 속도-온도 상관관계는 후류영역에서 전체적으로 크게 분포하고 있어 온도변동은 속도변동성분의 영향을 많이 받고 있음을 알 수 있다.

6. 맺음말

난류 열유속 측정을 위한 실험기법을 고찰해본 결과, 열선-냉선 조합 프로브의 사용이

현재로서는 가장 가능성있는 기법임을 알 수 있었다. 이와 같은 기법에서 가장 중요한 요소는 난류의 온도 변동량을 정확히 측정할 수 있는 계측장치의 확보임을 알았다. 그동안 사용되어 왔던 각종 냉선온도계의 검토와 본 연구실에서 새로이 개발한 냉선온도계의 설계 및 제작 기법에 대해 소개하였다. 여러 가지 관점에서의 성능 비교를 통해 본 연구실에서 개발된 냉선 브리지의 성능이 상당히 우수함을 보였다. 난류 열유속의 측정과 비등온 유동에서의 난류 속도 성분을 측정하기 위한 프로브는 X형 hot-wire 프로브와 I형 cold wire 프로브를 조합하여 만들어졌으며, 온도와 속도를 함께 고려하여 고정함으로써 온도구배가 있는 속도장과 난류열유속을 측정할 수 있는 방법을 소개하였다.

참고문헌

- (1) Tavoularis, S., 1986, "Techniques for Turbulence Measurement," Encyclopedia of Fluid Mechanics, Chap. 6, Gulf Publishing Company, Houston, pp. 1207~1255.
- (2) Blair, M. F. and Bennett, J. C., 1984, "Hot-Wire Measurements of Velocity and Temperature Fluctuations in a Heated Turbulent Boundary Layer," ASME Preprint #84-GT-234, New York : ASME.
- (3) Corrsin, S., 1947, "Extended Applications of the Hot-Wire Anemometer," Rev. Sci. Instrum. Vol. 18, pp. 469~471.
- (4) LaRue, J. C., Deaton, T. and Gibson, C. H., 1975, "Measurement of High-Frequency Turbulent Temperature," Rev. Sci Instrum., Vol. 46, pp. 757~764.
- (5) Tavoularis, S., 1978, "A Circuit for the Measurement of Instantaneous Temperature in Heated Turbulent Flows," J. Phys. E : Sci. Instrum., Vol. 11, pp. 21~23.
- (6) Gibson, C. H. and Schwarz, W. H., 1963, "Detection of Conductivity Fluctuations in a Turbulent Flow Field," J. Fluid Mech., Vol. 16, pp. 357~364.
- (7) Yeh, T. T. and Van Atta, C.W., 1973, "Spectral Transfer of Scalar and Velocity Fields in Heated-Grid Turbulence," J. Fluid Mech., Vol. 58, pp. 233~261.
- (8) LaRue, J. C. and Libby, P. A., 1974, "Temperature Fluctuations in the Plane Turbulent Wake," Phys. Fluids, Vol. 17, pp. 1956~1967.
- (9) Champagne, F. H., Friehe, C. A., LaRue, J. C. and Wyngaard, J. C., 1977, "Flux Measurements, Flux Estimation Techniques, and Fine-Scale Turbulence Measurements in the Unstable Surface Layer over Land," J. Atmos. Sci., Vol. 34, pp. 515~530.
- (10) Haugdahl, J. and Lienhard, J. H., 1988, "A Low-Cost, High-Performance DC Cold-Wire Bridge," J. Phys. E : Sci. Instrum., Vol. 21, pp. 167~170.
- (11) Kim, K. C., Chung, Y. B. and Kim, S. K., 1992, "Physical Simulation of Wind with Thermal Stratification," Annual Report of AFERC, AFR-91-B01.
- (12) King, L. V., 1914, "On the Convection of Heat from Small Cylinders in a Stream of Fluid," Phil. Trans. Roy. Soc.(London) 214(Ser. A) pp. 373~432.
- (13) Collis, D. C. and Williams, M. J., 1959, "Two-Dimensional Convection from Heated Wires at Low Reynolds Number," J. Fluid. Mech., 88(1), pp. 133~160.
- (14) Champagne, F. H., Sleicher, C. A. and Wehrmann, O. H., 1967, "Turbulence Measurements with Inclined Hot-Wire," J. Fluid. Mech., 28(1), pp. 153~175.
- (15) Churchill, S. W. and Bernstein, M., 1977, "A Correlating Equation for Forced

- Convection from Gases and Liquids to a Circular Cylinder in Crossflow," J. Heat. Transfer, 99, pp. 300~306.
- (16) Champagne, F. H. and Lundberg, J. L., 1966, "Linearizer for Constant Temperature Hot Wire Anemometer," Rev. Sci. Instr. 37(7), pp. 838~843. ■