高圧用ピエゾ抵抗形圧力センサに関する非直線誤差の温度依存性[†]

松岡 祥隆*・山本 芳巳*・田辺 正則**・山田 一二**
嶋田 智**・保川 彰夫***・松坂 英俊****

Temperature Dependence of Nonlinearity on Piezoresistive Pressure Sensor for High Pressure Measurements

Yoshitaka MATSUOKA*, Yoshimi YAMAMOTO*, Masanori TANABE**,
Kazuji YAMADA**, Satoshi SHIMADA**, Akio YASUKAWA***
and Hidetoshi MATSUZAKA****

This paper describes temperature dependence of an output voltage nonlinearity on a silicon diaphragm pressure sensor utilizing the piezoresistance effect for high pressure measurements of a 50 MPa span. The diffused gage resistor has temperature dependence of the nonlinearity and it is necessary that the nonlinearity of the pressure sensor fabricated in a pressure transmitter for industrial use is within $\pm 0.2\%$ and an output voltage/supply voltage is above 43 mV/V at the same time.

When stresses on the silicon diaphragm are analyzed by a plate theory of fixed periphery of a classical dynamics and a finite element method (FEM), the stresses calculated by the latter shift about 125 MPa for compressive side from those by the former. A value of the gage resistor diffused on the silicon diaphragm is calculated by an equation which is expressed quantitatively as a function of the tri-axial stresses by FEM, the high degrees piezoresistance coefficient and its temperature coefficients obtained by our previous experiments. When the calculated results of the nonlinearity are compared with the experimental results, we found that stresses calculation by FEM is more effective than the one by the plate theory of a fixed periphery in order to forecast the experimental results.

We found from the experimental results that there is the gage resistor configuration within $\pm 0.1\%$ of a nonlinearity at a measuring span pressure of 50 MPa under temperature range of $-40\sim 120^\circ\text{C}$, and there is also the gage resistor configuration whose temperature dependence of the nonlinearity within 0.02% can be neglected.

Key words: piezoresistance effect, pressure sensor, nonlinearity, temperature dependence, high pressure measurement

1. ま え が き

工業計器の圧力伝送器に使われる圧力センサは上限圧

力測定範囲が、実用的に 0-5 から 0-50 MPa であり、10 倍のレンジアビリティをもったセンサである¹⁾。この圧力センサはシリコン基板にひずみゲージ抵抗を拡散形成し、ゲージ抵抗の裏側の基板をダイアフラム状に加工した構造をもっている。圧力が印加され、ひずみが発生すると、4 個のゲージ抵抗が変化し、それらをホイートストーンブリッジに組み込んで出力信号として取出し、圧力を計測する。

圧力伝送器用の圧力センサは、ブリッジの出力電圧が単位励起電圧当り最大スパン圧力において 43 mV/V 以上であり、測定スパンを 1/10 まで変化させたとき、どの測定スパン圧力でも非直線誤差が $\pm 0.2\%$ 以下であることを同時に実現する必要がある。われわれは圧力伝送

[†] 第 33 回計測自動制御学会学術講演会で発表(1994・7)

* (株)日立製作所計測器事業部 ひたちなか市市毛 882

** (株)日立製作所日立研究所 日立市大みか町 7-1-1

*** (株)日立製作所機械研究所 土浦市神立 502

**** (株)日立計測エンジニアリング ひたちなか市堀口 832-2

* Instrument Div., Hitachi, Ltd., Hitachinaka

** Hitachi Research Labo., Hitachi, Ltd., Hitachi

*** Mechanical Engineering Research Labo., Hitachi, Ltd., Tsuchiura

**** Hitachi Instruments Engineering Co., Hitachinaka
(Received July 13, 1994)

(Revised November 8, 1994)

器用として、すでに、最大スパン圧力 0.5 MPa³⁾, 9.8 MPa³⁾ および 2.5 MPa⁴⁾ の圧力センサを開発し、理論的、実験的に解析した結果を述べて来た。最大スパン圧力 50 MPa の圧力センサについては、その非直線誤差特性および常温における特性解析についてすでに発表された予稿集で述べている^{5),6)}。

また、圧力伝送器の圧力センサは $-40\sim 120^{\circ}\text{C}$ の広い温度範囲で使われても上述した測定条件を満足する必要がある。p 形シリコンピエゾ抵抗係数は、温度依存性をもっていると同時に非直線誤差についても温度依存性をもっており⁷⁾、温度によって圧力センサの非直線誤差は変化する。われわれは、ピエゾ抵抗の抵抗値が、シリコンダイアフラム面の 2 軸応力と、それに関わるシリコンピエゾ抵抗係数とそれらの温度係数によって、定量的な数式で表記されることを明らかにして来た^{2)-4),7)}。これら比較的低い圧力を計測する圧力センサでは、ダイアフラム面に対して垂直な応力(σ_z -応力と略す)は無視して、ゲージ抵抗の変化を計算してきた。しかし、高圧測定時には σ_z -応力は無視できず、 σ_z -応力成分を上記の式に加えて検討する。 σ_z -応力に関して無視し得るとする論文⁸⁾もあるが、扱っている圧力が約 0.08 MPa であり、50 MPa のような高い圧力の場合は無視できないので、3 軸応力を使って計算する。応力解析は古典力学⁹⁾と有限要素法(以後、FEM と略す)によって計算し、それぞれを実験結果と比較する。

3 軸応力とそのピエゾ抵抗係数を理論的に解析し、力、変位、トルクの変換器およびロードセルに適用した論文もあるが^{10),11)}、シリコンダイアフラム形圧力センサには適用していない。われわれは、すでに、シリコンダイアフラム形圧力センサの非直線誤差に関する温度依存性について論じているが¹²⁾、最大スパン圧力が 0.5 MPa の圧力センサであり、50 MPa の高圧用圧力センサについて論じたことはない。

本報では、最大スパン圧力 50 MPa 用圧力センサの非直線誤差に関する温度依存性について、理論的に解析し、実験結果と比較することによって、高圧用ピエゾ抵抗形圧力センサの設計手法を明らかにする。その結果、FEM で解析した圧力センサに関する非直線誤差の温度依存性は実験結果と比較的良く一致し、圧力センサの解析手法として役立てられることがわかった。また、温度が変化しても非直線誤差がほとんど変化しない設計条件があることもわかった。

2. 圧力センサの構造

最大スパン圧力 50 MPa 用圧力センサの断面図を Fig. 1 に示す。センサチップは、4 個の p 形のひずみゲ-

Fig. 1 Cross section of pressure sensor using silicon piezoresistance effect for high pressure measurements

ジ抵抗を拡散した n 形シリコン単結晶基板を裏面から薄く加工したダイアフラムと固定部とから構成される。圧力センサはこのセンサチップをシリコンと線膨脹係数がほぼ一致しているパイレックスガラス(# 7740)の台と Fe-Ni 合金の支持棒とを陽極接合して構成される。陽極接合の条件は温度が 270°C 、印加電圧が DC 1,000 V、そして雰囲気が 10^{-4} Pa の真空中である。圧力伝送器のステンレス製の受圧部には支持棒の先端を溶接によって固定される。測定スパン 5~50 MPa の範囲では大気圧変動による影響は無視できるので、台と支持棒は大気圧基準とするための穴がない構造とした。センサチップと圧力センサおよび圧力センサが受圧部に組み込まれた状態をそれぞれ Photo. 1 および Photo. 2 に示す。圧力がセンサに印加されると、シリコンダイアフラムの表面に発生する応力によってゲージ抵抗はシリコンピエゾ抵抗効果の原理¹³⁾に基づき抵抗変化する。四つのゲージ抵抗は定電流で励起されるホイートストーンブリッジに接続され、出力電圧を計測して圧力を検出する。2 本のゲージ抵抗はダイアフラムの半径方向に沿って配置され、ほかの 2 本は半径方向と垂直方向に沿って配置される。前者を半径ゲージ抵抗と呼び、後者を接線ゲージ抵抗と呼ぶ。半径ゲージ抵抗の幾何学的中心と、ダイアフラム中心との長さを X_R とし、接線ゲージ抵抗の場合は X_T と表わす。圧力センサ用シリコンウェハの結晶面は、ピエゾ抵抗係数が最も大きな $\langle 111 \rangle$ 軸をもっている $\{110\}$ 面を使った。半径ゲージ抵抗は、縦ピエゾ抵抗係数が最も大きな

Pressure sensor Sensor chip Diaphragm

Photo. 1 External appearance of pressure sensor and sensor chip

Photo. 2 External appearance of sensing body

値となる $\langle 111 \rangle$ 軸に沿って配置し、接線ゲージ抵抗は、横ピエゾ抵抗係数が最も大きな値をもつ $\langle 110 \rangle$ 軸から 45° に対して垂直の方向に沿って配置した。

圧力センサの出力電圧、非直線誤差および非直線誤差の温度依存性はシリコンダイアフラムの直径、厚さおよびゲージ抵抗のパターン配置によって決まる。3章以降で解析された結果から、Fig. 1に示すように圧力センサの寸法とゲージ配置を決めた。センサチップは直径14 mm、厚さ2 mmであり、ダイアフラムの直径は $2a=4.2$ mm、厚さは $h=1$ mmで角の曲率半径は0.4 mmとした。ゲージ抵抗の表面不純物濃度は、感度の温度補償に最適な 2×10^{18} 個/cm³とした^{7),14),15)}。

3. シリコンダイアフラムの応力解析

シリコンダイアフラム形圧力センサの特性を解析するためには、まず、シリコンダイアフラムの応力を詳細に解析して、ゲージ抵抗に関して縦方向応力 σ_z 、横方向応力 σ_t および z -応力 σ_z の3軸応力を求め、ゲージ抵抗を表わす式に導入する必要がある。そのほか、せん断応力成分 τ_{zt} もあるが、ほかの応力に比較して無視し得るほど小さいので、本報では取扱わない。

Fig. 2 Calculated stresses on sensor chip at a pressure of 50 MPa

周辺固定の円形ダイアフラムの応力を解析するには、ティモシェンコが論じた周辺固定の平板理論⁹⁾を使うことが一般的である。しかし、詳細な応力解析には、FEMを使うことが有効であり、まず、ダイアフラムの半径方向応力 σ_R と接線方向応力 σ_T を周辺固定の平板理論と比較するため、軸対称モデルによって計算した、シリコンのヤング率およびポアソン比を等方性材料とし、それらの値はそれぞれ $E=1.786 \times 10^5$ MPaと $\nu=0.234$ とした¹⁷⁾。ダイアフラム中心から固定部に至る応力が零近くになる点までの応力をFig. 2に示す。 z -応力 σ_z は圧力 P に等しいとして計算した。FEMで計算した応力 σ_R 、 σ_T は、周辺固定の平板理論によって計算した応力に較べて圧縮応力側におよそ125 MPa平行移動していることがわかる。これは、圧力が高くなると、固定部がダイアフラム方向に移動し、周辺固定の仮説が成り立たなくなることと、圧力センサ全体に印加される圧力によって圧縮応力が加算されることによると考えられる(付録参照)。

まず、応力 σ_t と σ_z の算出手順を説明する。シリコン単結晶はヤング率とポアソン比が異方性の材料であるが¹⁶⁾、円形シリコンダイアフラムは等方的にひずむことがわかっている²⁾。このため、応力はつぎのようにして計算できる。まず、半径方向ひずみ ϵ_R と接線方向ひずみ ϵ_T を円筒座標系で計算する。つぎに円筒座標系のひずみ ϵ_R と ϵ_T を直交座標系のひずみ ϵ_x 、 ϵ_y と γ_{xy} に軸変換する。このひずみをつぎに示す単結晶の平板における応力とひずみの関係式に代入して、応力が得られる¹⁷⁾。

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E_{xx} & E_{xy} & 0 \\ E_{xy} & E_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & G_{xy} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_x + S'_{13} \cdot P \\ \varepsilon_y + S'_{23} \cdot P \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} \quad (1)$$

ここで、 x - y 平面は板の中心に一致し、 x 軸と y 軸が弾性特性の対称軸に一致している。 E_{xx} , E_{yy} , E_{xy} および G_{xy} は応力とひずみを関係付ける係数であり、 S'_{13} および S'_{23} は、圧力とひずみとの関係を補正する係数である。それぞれの係数は $E_{xx}=1.891 \times 10^5$ MPa, $E_{yy}=1.457 \times 10^5$ MPa, $E_{xy}=5.31 \times 10^4$ MPa, $G_{xy}=7.96 \times 10^4$ MPa および $S'_{13}=-0.0390$ (MPa) $^{-1}$, $S'_{23}=-0.214$ (MPa) $^{-1}$ と計算されて代入される¹⁷⁾。(1)式によって得られた直交座標系の応力 σ_x , σ_y および τ_{xy} は、さらに、 ℓ と t 方向の直交座標系の応力に軸変換され、 σ_ℓ , σ_t および $\tau_{\ell t}$ が求められる。ここで、添字 ℓ の方向はゲージ抵抗に電流が流れる方向に一致し、添字 t の方向は電流方向に対して垂直の方向を示しており、そして、添字 ℓt はせん断方向をそれぞれ示している。ダイアフラム平面に垂直方向を z で表わし、 x - y 座標系および ℓ - t 座標系でも変わることがなく、応力 σ_z は圧力 $-P$ に等しい値をもつ。

4. 出力電圧と非直線誤差の計算

われわれは、ゲージ抵抗に加えられる応力を σ_ℓ , σ_t および σ_z とし、基準温度 t_0 からの偏差温度を t としたときの抵抗値を $R(\sigma_\ell, \sigma_t, \sigma_z, t)$ とすると、つぎの式で表わすことを提案して来た^{2)-4),12)}。従来は、圧力が低い範囲の解析であり、 z -応力成分は式に導入されていなかったが、本報では、高い圧力を扱っているため、 z -応力成分を式に加えて解析することとした。

$$R(\sigma_\ell, \sigma_t, \sigma_z, t)$$

$$\begin{aligned} &\approx R_0 \cdot \left[1 + \sum_{i,j} \{ \alpha_i \cdot t^i + \pi_{\ell j} \cdot (1 + \beta_{\ell j} \cdot t^j) \cdot \sigma_\ell^j \right. \\ &\quad + \pi_{tj} \cdot (1 + \beta_{tj} \cdot t^j) \cdot \sigma_t^j + \pi_{zj} \cdot (1 + \beta_{zj} \cdot t^j) \cdot \sigma_z^j \\ &\quad \left. + \sum_{m,n} \pi_{\ell t m n} (1 + \beta_{\ell t j} \cdot t^j) \cdot \sigma_\ell^m \cdot \sigma_t^n \right] \quad (2) \end{aligned}$$

ここで、 R_0 は基準温度においてゲージ抵抗に応力が加えられていないときの基準抵抗値であり、ピエゾ抵抗係数 $\pi_{\ell j}$, π_{tj} , π_{zj} および $\pi_{\ell t m n}$ は、それぞれ基準温度における縦ピエゾ抵抗係数、横ピエゾ抵抗係数、 z -方向ピエゾ抵抗係数およびゲージ抵抗に同時に ℓ と t 方向に応力を加えたときのピエゾ抵抗係数である。 α_i は応力を加えないときの抵抗温度係数であり、 $\beta_{\ell j}$, β_{tj} , β_{zj} および $\beta_{\ell t j}$ はそれぞれピエゾ抵抗係数 $\pi_{\ell j}$, π_{tj} , π_{zj} および $\pi_{\ell t m n}$ の温度係数である。シリコンピエゾ抵抗係数に関して、理論的に解明した論文^{10),11),13)} およびそれらの係数を図形的に表示し、わかりやすく解説した論文^{18),19)} などがあるが、応力の一次係数における討論であり、高次の係数に関して論じた論文はなかった。そこで、縦方向応力 σ_ℓ および横方向 σ_t に関するそれぞれのピエゾ抵抗係数 $\pi_{\ell j}$, π_{tj} およびピエゾ抵抗係数の温度係数 $\beta_{\ell j}$, β_{tj} は、先にわれわれがシリコンカンチレバーにゲージ抵抗を拡散した試料を使って求めた値^{3),7)} を使って計算した。このとき添字 i については2次、および添字 j については、3次までの各係数を求めた。 z -応力に関するピエゾ抵抗係数 π_{zj} は、つぎのように仮定して求めた。従来からの理論に基づき π_{z1} を求め、その値にカンチレバーで求めた1次の横ピエゾ抵抗係数 $\pi'_{\ell 1}$ と理論的に求めた1次の横ピエゾ抵抗係数 $\pi_{\ell 1}$ との比を乗じて、実用的な係数 π'_{z1} とし、計算式に導入した。2次、3次のピエゾ抵抗係数は、

Table 1 Experimental silicon piezoresistance coefficients for calculation on {110} plane

Items	Piezoresistance coefficients		
Longitudinal direction	$\pi'_{\ell 1}$	$\pi'_{\ell 2}$	$\pi'_{\ell 3}$
$\langle 111 \rangle$ axis direction	7.4 $\times 10^{-4}$	6.5 $\times 10^{-8}$	-2.0 $\times 10^{-10}$
45° direction from $\langle 110 \rangle$ axis	6.9 $\times 10^{-4}$	5.9 $\times 10^{-8}$	-1.8 $\times 10^{-10}$
Transverse direction	π'_{t1}	π'_{t2}	π'_{t3}
$\langle 111 \rangle$ axis direction	-3.8 $\times 10^{-4}$	2.7 $\times 10^{-7}$	3.2 $\times 10^{-12}$
45° direction from $\langle 110 \rangle$ axis	-4.2 $\times 10^{-4}$	3.0 $\times 10^{-7}$	3.5 $\times 10^{-12}$
z -direction	π'_{z1}	π'_{z2}	π'_{z3}
$\langle 111 \rangle$ axis direction	-3.8 $\times 10^{-4}$	2.7 $\times 10^{-7}$	3.2 $\times 10^{-12}$
45° direction from $\langle 110 \rangle$ axis	-2.8 $\times 10^{-4}$	2.0 $\times 10^{-7}$	2.4 $\times 10^{-12}$
Units	(MPa) $^{-1}$	(MPa) $^{-2}$	(MPa) $^{-3}$

Table 2 Experimental temperature coefficients of silicon piezoresistance coefficients for calculation on {110} plane

Items		Temperature coefficients			
Longitudinal direction	<i>i</i>	β_{n1}	β_{n2}	β_{n3}	Units
<111> axis direction	1	1.4×10^{-4}	-3.2×10^{-3}	-5.2×10^{-3}	(°C) ⁻¹
	2	5.2×10^{-6}	-4.3×10^{-6}	3.2×10^{-5}	(°C) ⁻²
45° direction from <110> axis	1	1.4×10^{-4}	-3.2×10^{-3}	-5.2×10^{-3}	(°C) ⁻¹
	2	5.2×10^{-6}	-4.3×10^{-6}	3.2×10^{-5}	(°C) ⁻²
Transverse direction	<i>i</i>	β'_{t1}	β'_{t2}	β'_{t3}	Units
<111> axis direction	1	-1.2×10^{-5}	-4.0×10^{-3}	2.5×10^{-1}	(°C) ⁻¹
	2	1.2×10^{-5}	2.2×10^{-5}	-1.8×10^{-4}	(°C) ⁻²
45° direction from <110> axis	1	-1.2×10^{-5}	-4.0×10^{-3}	2.5×10^{-1}	(°C) ⁻¹
	2	1.2×10^{-5}	2.2×10^{-5}	-1.8×10^{-4}	(°C) ⁻²

π'_{z1} を基にして、横ピエゾ抵抗係数の実験値の比 π'_{t2}/π'_{t1} および π'_{t3}/π'_{t1} を乗じた結果をそれぞれ π'_{z2} , π'_{z3} として導いた。係数 π'_{zj} の温度係数 β'_{zj} は、この場合、 β'_{tij} に一致すると仮定して計算に使用した。係数 π_{etmn} に関しては、 $m+n=j$ であるが、過去の経験³⁾ から π_{et11} のみを扱い、その値は $-\pi'_{t2}$ に等しいと置いた。その温度係数は $\beta'_{et11}=\beta'_{t2}$ と仮定した。これらの各係数を **Table 1** および **Table 2** に示すが、基準温度は実験時の温度に合せ $t_0=20^\circ\text{C}$ とした。実験値を理論値と区別するため前者の係数を表わす記号にダッシュを付した。

ここで半径ゲージ抵抗を R_1 , R_3 および接線ゲージ抵抗を R_2 , R_4 として、ブリッジを定電流励起すると圧力 P における出力電圧 $V_0(P)$ はつぎの式で表わされる。

$$V_0(P) = \frac{R_1 \cdot R_3 - R_2 \cdot R_4}{R_1 + R_2 + R_3 + R_4} \cdot I \quad (3)$$

ここで、励起電流は $I=0.78\text{ mA}$ とし、 R_1 , R_2 , R_3 および R_4 は(2)式によって求められる値であるが、基準抵抗値は $R_0=4.5\text{ k}\Omega$ とした。出力電圧の非直線誤差 $NL(P)$ は、入力圧力に対する出力電圧との関係を表わす図において、零点と100%点を結んだ理想直線からの偏差として定義され、次式で表わされる。

$$NL(P) = \frac{V_0(P) - V_0(O) - \{V_0(Pm) - V_0(O)\} \cdot P/Pm}{V_0(Pm) - V_0(O)} \times 100 \quad (4)$$

ここに、 $V_0(P)$ は(3)式によって求められる圧力 P における出力電圧および Pm は100%点の測定圧力であり、 $V_0(Pm)$ は圧力 Pm における出力電圧である。このよう

にして、われわれは圧力 P における出力電圧 $V_0(P)$ とその非直線誤差 $NL(P)$ を知ることができる。

5. 実験方法

圧力センサは測定スパン圧力を5 MPa から50 MPa の間を自由に選び、計測することができるが、最大スパン圧力50 MPa のとき最も非直線誤差が大きくなるので、測定スパン50 MPa のときだけの出力電圧の非直線誤差を評価する。非直線誤差を評価するため、0, 10, 20, 30, 40 および50 MPa の圧力をそれぞれ印加して出力電圧を計測した。温度は27°C, -38°Cおよび120°Cの3点の雰囲気について実験した。実験した圧力センサは、理論的には4組のブリッジゲージ抵抗パターンを配置することができるが、ダイアフラム寸法、ゲージ抵抗寸法、アルミ配線パターンの都合上、3組のゲージ抵抗パターンを配置してそれぞれ実験した。半径ゲージ抵抗の位置は出力電圧および非直線誤差の観点から決定する。シリコンダイアフラムの応力から計算すると、半径ゲージ抵抗は周辺に近いことが望ましい。しかし、接線ゲージの抵抗の非直線誤差は、その位置(X_r/a)が中心から周辺までにおいて正の値となり、半径ゲージ抵抗は周辺で零に近く、中心に向って負の絶対値が大きくなる。したがって、半径ゲージ抵抗の位置はブリッジとして非直線誤差が零の値を取り得ることを考慮し、できるだけ大きく抵抗変化する位置を検討する。その結果、半径ゲージ抵抗位置は $X_r/a=0.86$ に固定することとした。接線ゲージ抵抗の位置は、非直線誤差およびその温度依存性を最少にするゲージ抵抗配置を調べるため、 $X_r/a=0.2, 0.4$ および

0.6 の 3 点について圧力センサを実験した。

6. 計算結果および実験結果

6.1 出力電圧

ブリッジ出力圧力は、圧力センサに印加される圧力が 50 MPa のとき、周辺固定の平板理論と FEM による計算結果および実験結果とを比較することによって評価した。出力電圧の計算結果は、Fig. 3 に示すように、半径ゲージ抵抗の位置を $X_R/a=0.86$ を固定にしたまま、接線ゲージ抵抗の位置をダイヤフラム中心から端まで移動したとき(すなわち、 $X_T/a=0\sim1$ に相当する)の出力電圧を計算し、 X_T/a に対する単位励起電圧当りの出力電圧の関係としてグラフに表示した。温度は、実験の温度に合せ、27、-38 および 120°C の 3 条件による計算結果を示した。実験結果は、4 章の実験方法で述べた 3 種類のゲージ抵抗パターン配置において、温度が 27、-38 および 120°C のときの出力電圧を計測し、Fig. 3 にそれぞれ示した。

接線ゲージ抵抗の位置が $X_T/a=0.2, 0.4$ および 0.6 のとき、27°C における出力電圧は、印加圧力が 50 MPa として、それぞれ、42.2、44.0 および 46.4 mV/V が得られた。

6.2 非直線誤差

周囲温度 27、-38 および 120°C において、測定範囲 0-50 MPa の圧力を圧力センサに印加したときの出力電圧の非直線誤差を、接線ゲージ抵抗配置が $X_T/a=0.2, 0.4$ および 0.6 の場合について、Fig. 4, Fig. 5 および Fig. 6 にそれぞれ示す。各図の図(a), (b)および(c)は、周辺固定の平板理論を用いて計算した場合、FEM を用いて計算した場合、そして、実験した場合の非直線誤差

Fig. 3 Calculated and experimental output voltages of pressure sensor at a pressure of 50 MPa

(a) Calculated results by plate theory of a fixed periphery

(b) Calculated results by FEM

(c) Experimental results

Fig. 4 Calculated and experimental nonlinearity characteristics at tangential gauge resistor position of $X_T/a=0.2$

(a) Calculated results by plate theory of a fixed periphery

(b) Calculated results by FEM

(c) Experimental results

Fig. 5 Calculated and experimental nonlinearity characteristics at tangential gauge resistor position of $X_T/a=0.4$

(a) Calculated results by plate theory of a fixed periphery

(b) Calculated results by FEM

(c) Experimental results

Fig. 6 Calculated and experimental nonlinearity characteristics at tangential gage resistor position of $X_T/a=0.6$

Fig. 7 Temperature dependence on maximum nonlinearities of pressure sensor for a 50 MPa span (a): Calculated results by plate theory of a fixed periphery

特性をそれぞれ表わしている。これらの特性の最大非直線誤差を、半径ゲージ抵抗位置を $X_R/a=0.86$ に置いたまま、接線ゲージ抵抗位置を $X_T/a=0$ から 1 まで変化させたときの計算結果について、周辺固定の平板理論を用いた場合と、FEMを用いた場合を、それぞれ Fig. 7 と Fig. 8 に示す。

7. 結果の検討

出力電圧に関して、周辺固定の平板理論および FEM

Fig. 8 Temperature dependence on maximum nonlinearities of pressure sensor for a 50 MPa span (b): Calculated results by FEM

による計算結果と実験結果とをそれぞれ比較すると、Fig. 3 から明らかに FEM による計算結果のほうが、周辺固定の平板理論より、実験結果に十分良く一致する結果が得られた。さらに、FEM による計算結果と実験結果を比較してみると、計算結果は、高温側で温度依存性が大きく、実験結果は低温側で温度依存性が大きくなっている。これは、実験に使用した圧力センサのゲージ抵抗の不純物濃度が多少低くなっていることが原因と考えられる⁷⁾。出力電圧は、温度に依存して変化するが、励起電流に出力電圧の逆特性をもたせることによって、十分温度補償し得ることがわかっているので^{20),21)}、ここでは、改めて検討を加えない。

一方、非直線誤差の温度依存性については、回路でそれを補償することとは難しく、補償なしで全ての温度範囲で許容誤差内に納めることが重要な課題である。半径ゲージ抵抗位置が $X_R/a=0.86$ で、接線ゲージ抵抗位置が $X_T/a=0.2$ のパターン配置のとき、Fig. 4 からわかるように、周辺固定の平板理論よりも FEM で計算した結果のほうが、実験結果に近い傾向を示している。そこで 27°C に対する -38°C と 120°C のときの温度依存性を FEM による計算結果と実験結果を比較すると、それぞれ 0.27% と 0.32% および -0.36% と -0.19% であり、-38°C のときはほぼ一致するが、120°C のときは、傾向は合っているが、実験値を基準として約 2 倍の計算結果となる。 $X_R=0.86$ に固定したまま、 $X_T/a=0.4$ および 0.6 のときのゲージ抵抗パターン配置では、Fig. 5 および Fig. 6 に示すように、実験結果に対する周辺固定の平板理論による計算結果と FEM による計算結果との比較では、大きな有異差は見られない。実験結果から、Fig. 5 では、-40~120°C において非直線誤差が $\pm 0.2\%$ 以内となり、また、Fig. 6(C) の実験結果に示すように非直線誤差

の最大値は -0.22% と許容誤差を越えているが、温度を -40°C から 120°C まで変化させてもその温度依存性は 0.02% 以内に納まるゲージ抵抗パターン配置があることがわかる。インテリジェント伝送器のようにマイクロプロセッサによって非直線誤差を補正して使用する場合は、非直線誤差の温度依存性が極小となるゲージ抵抗パターン配置を選択することが良いと考える。

以上のような非直線誤差特性の最大値を最大非直線誤差として、半径ゲージ抵抗位置を $X_R/a=0.86$ に固定したまま、接線ゲージ抵抗位置を $X_T/a=0\sim 1$ と変化させたときの計算結果を、実験結果と比較して示す。Fig. 7は周辺固定の平板理論による計算結果であり、Fig. 8はFEMによる計算結果である。実験結果とそれぞれを比較すると、FEMによる計算結果のほうが出力電圧の非直線誤差とその温度依存性を予測するのに有効であることがわかる。実験結果の外挿特性から、接線ゲージ抵抗位置を $X_T/a=0.44$ 程度にすれば、全ての温度範囲 $-40\sim 120^{\circ}\text{C}$ において、非直線誤差は $\pm 0.1\%$ を満足する圧力センサを実現できることがわかる。同じように、FEMによる計算結果から判断すると、接線ゲージ位置は、 $X_T/a=0.37$ のとき、温度範囲 $-40\sim 120^{\circ}\text{C}$ における非直線誤差の温度依存性は、 $\pm 0.16\%$ となる。最適値を求める計算結果と実験結果との偏差は $X_T/a=0.07$ であり、長さにして約 0.15 mm である。また、温度依存性が最少になる点は、 $X_T/a=0.50$ であり、その計算結果をFig. 9に示す。 $-40\sim 120^{\circ}\text{C}$ における非直線誤差の温度依存性は 0.1% であり、実験値の5倍となった。Fig. 9の計算値をFig. 6(C)の実験値と比較すると、最大非直線誤差の偏差は -0.1% ある。Fig. 8から温度依存性が最小になる接線ゲージ抵抗の位置の実験値は、 $X_T/a=0.6$ 、計算値との偏差は $X_T/a=0.1$ であり、長さでは 0.21 mm となる。以上のことから、本報で述べたFEMによる温度依存性も含めた非直線誤差の計算手法は、 $-40\sim 120^{\circ}\text{C}$ の温度範囲において、許容精度内に納まるゲージ抵抗パターン配置および温度依存性が最小になるゲージ抵抗パターン配置を予測する手段として有効であるといえる。

Fig. 7において、実験結果はFEMによる計算結果よりも負の勾配がゆるやかであり、両者の値が一致してい

Fig. 9 Calculated nonlinearity characteristics with minimum temperature dependence by FEM

ない点もあるが、その原因は現在のところ不明であり、今後の検討に譲りたい。

8. おわりに

最大スパン圧力が 50 MPa の高圧用ピエゾ抵抗形圧力センサに関して、非直線誤差には温度依存性があることがわかり、温度を -40°C から 120°C まで変化させても許容精度内に入るゲージ抵抗パターン配置を予測する計算手法を提案した。実験結果との比較では、周辺固定の平板理論よりも有限要素法による計算結果のほうが合致することがわかった。実験結果から、温度範囲 $-40\sim 120^{\circ}\text{C}$ において、非直線誤差が最小になるゲージ抵抗パターン配置は、半径ゲージ抵抗位置が $X_R/a=0.86$ のとき、接線ゲージ抵抗位置は $X_T/a=0.44$ であり、その値は $\pm 0.1\%$ 以内になることを予測した。

また、非直線誤差の温度依存性が全温度範囲で 0.02% 以内に納まり、ほとんど温度に影響されないゲージ抵抗パターン配置があることがわかった。その位置は $X_R/a=0.86$ のとき、 $X_T/a=0.6$ であった。

この計算手法は実験結果を予測するのに十分有効であるが、いまだ不十分な点もあり、今後、修正を加えていく予定である。

終わりに、われわれは、本研究に対し適切な助言を頂いた東北大学の江刺教授ならびに東洋大学の神田教授に感謝いたします。また、本研究の完成に援助を頂いた(株)日立製作所日立研究所の西原所長ならびに(株)日立製作所計測器事業部の倉持囑託、福田事業部長、猪俣副事業部長および平石産業システム本部長に感謝いたします。

参考文献

- 1) Y.Matsuoka, Y.Yamamoto, M.Shimazoe and K. Yamada: Differential Pressure / Pressure Transmitters Applied with Semiconductor Sensors, IEEE Trans., **IE-33-2**, 152/157 (1986)
- 2) 西原, 嶋田, 山田, 田辺, 松岡, 保川: 半導体圧力センサの非線形特性の解析, 計測自動制御学会論文集, **17-2**, 274/279 (1981)
- 3) K.Yamada, M.Nishihara, S.Shimada, M.Tanabe, M. Shimazoe and Y.Matsuoka: Nonlinearity of the Piezoresistance Effect of p-Type Silicon Diffused Layers, IEEE Trans., **ED-29-1-1**, 71/77 (1982)
- 4) M.Nishihara, K.Yamada, S.Shimada, M.Tanabe, A. Yasukawa and Y.Matsuoka: A Silicon Diaphragm Piezoresistive Pressure Sensor, Proceedings of the 2nd Sensor Symposium, 167/170 (1982)
- 5) 田辺, 嶋田, 西原, 山田, 山本, 松岡, 保川: 高圧用半導体圧力センサの直線性, 第18回SICE学術講演会予稿集, 361/362 (1979)
- 6) Y.Matsuoka, Y.Yamamoto, S.Shimada, K.Yamada, M. Tanabe, A.Yasukawa and H.Matsuzaka: Characteristic Analysis of Pressure Sensor Using Silicon Piezoresistance Effect for High Pressure measurements, in the 36th Japan Joint Automatic Control Conference,

- 419/422 (1993)
- 7) 山田, 西原, 嶋田, 田辺, 島添: p形シリコン拡散層におけるピエゾ抵抗効果の温度特性, 電気学会論文誌, **103-A**-10, 555/562 (1983)
 - 8) O. N. Tufte, P. W. Chapman, and D. Long: Silicon Diffused-Element Piezoresistive Diaphragms, Journal of Applied Physics, **33**-11, 3322/3327 (1962)
 - 9) S.P. Timoshenko and S. Woinowsky-Krieger: Theory of Plate and Shells, New York, McGraw-Hill Book Company Inc. (1959)
 - 10) W.P. Mason and R.N. Thurston: Use of Piezoresistive Materials in the Measurement of Displacement, Force, and Torque, The Journal of the Acoustical Society of America, **29**-10, 1096/1101 (1957)
 - 11) W.G. Pfann and R.N. Thurston: Semiconducting Stress Transducers Utilizing the Transverse and Shear Piezoresistance Effects, Journal of Applied Physics, **32**-10, 2008/2019 (1961)
 - 12) 西原, 嶋田, 田辺, 山田, 松岡: 半導体圧力センサにおける非直線性の温度依存性, 計測自動制御学会論文集, **21**-8, 813/820 (1985)
 - 13) C.S. Smith: Piezoresistance Effect in Germanium and Silicon, Physical Review, **94**-1, 42/49 (1954)
 - 14) 島添, 山田, 高橋: 半導体ストレインゲージの温度特性, 秋季応用物理学会予稿集, 62 (1975)
 - 15) 島添, 山田: 半導体圧力センサ, 日立計器ジャーナル, **7**-1, 20/24 (1991)
 - 16) J.J. Wortman and R.A. Evans: Young's Modulus, Shear Modulus, and Poisson's Ratio in Silicon and Germanium, Journal of Applied Physics, **36**-1, 153/156 (1965)
 - 17) A. Yasukawa, S. Shimada, Y. Matsuoka and Y. Kanda: Design Considerations for Silicon Circular Diaphragm Pressure Sensors, Japanese Journal of Applied Physics, **21**-7, 1049/1052 (1982)
 - 18) Y. Kanda: Graphical Representation of the Piezoresistance Coefficients in Silicon, IEEE Trans., **ED-29**-1, 64/70 (1982)
 - 19) 神田洋三: シリコン・ピエゾ抵抗効果の研究, 文部省科学研究費補助金研究成果報告書, 59460054 (1987)
 - 20) 山田, 佐藤, 西原, 松田, 嶋田, 岡山, 松岡, 加藤木: 半導体ストレインゲージの温度補償回路, 特許公報, 昭 61-42876 (1986)
 - 21) 岡山 努: アナログ手法による半導体ひずみゲージブリッジの高精度温度補償, 電気学会論文誌C, **114**-C-1, 56/62 (1994)

《付録 応力解析の追補》

第3章において, シリコンダイアフラムの応力は, 圧力が高くなると, 固定部がダイアフラム方向に移動することと圧力センサ全体に圧力が印加されることによって, 圧縮応力が加算されることをわれわれは推定した。

この現象を解明するために, 50 MPa における圧力センサの変形と応力を, つぎに示す四つの条件の下で, FEM によって解析する。

条件(a) 圧力センサ全体に 50 MPa の圧力を印加した状態。

(b) 圧力センサのダイアフラムだけに 50 MPa の圧力を印加した状態。

(c) ダイアフラムの周辺を固定し, 圧力センサのダイアフラムにのみ 50 MPa の圧力を印加した状態。

(d) ダイアフラム加工をしない無垢のシリコンチップに支持台と支持棒を接合した部品に 50 MPa 圧力を印加した状態。

各条件における圧力センサの変形を表わす半断面図を Fig. 10 (a)~(d) に示す。条件(a)における3軸応力は Fig. 2 に示されており, 条件(b), (c) および(d) における半径方向応力について Fig. 11 に示す。条件(c) およ

Fig. 10 Deformation of pressure sensor under each condition for factor analyses of stress shifts

Fig. 11 Calculated radial stresses on pressure sensor by FEM under three conditions (b), (c) and (d) in Fig. 10

び(b)における応力を計算し、その偏差を $\Delta\sigma_{bc}$ と表わす。 $\Delta\sigma_{bc}$ は、ダイアフラムの支持部が、Fig. 10(b)に示すように、圧力によって中心方向に変形することによって発生するダイアフラム上の圧縮応力である。条件(d)における応力は圧力によって発生する圧縮応力であり、その応力を σ_d と表わす。 $\Delta\sigma_{bc}$ と σ_d の総和は、周辺固定の平板理論の計算結果およびFEMによる計算結果の応力差を意味しており、ダイアフラム領域を通じておよそ130 MPaである。この結果はFig. 2における応力差125 MPaと良く一致している。以上から、最初に述べた推定は正しいことがわかる。

[著 者 紹 介]

松 岡 祥 隆 (正会員)

1964年、東北大学工学部通信工学科卒業、同年(株)日立製作所に入社、計測器事業部に配属。放射線応用計器、差圧・圧力伝送器の開発に従事。84年計測制御設計部部長、91年副技師長(工学博士)、現在に至る。電気学会、ISAなどの会員。

山 本 芳 巳

1960年、(株)日立製作所に入社、計測器事業部に配属。工業計器、特に差圧・圧力伝送器の開発に従事。85年計測制御設計部主任技師、現在に至る。

田 辺 正 則

1974年、早稲田大学理工学部電気工学科卒業。同年(株)日立製作所日立研究所勤務。半導体センサ、薄膜磁気ヘッドの研究に従事後、91年より同社ストレージシステム事業部にて磁気ヘッドの開発・設計に従事。電子情報通信学会、応用磁気学会などの会員。

山 田 一 二

1971年、名古屋工業大学工学研究科修士課程修了。同年(株)日立製作所日立研究所勤務。86年まで半導体センサの研究に従事。その後、半導体実装の研究に従事。現在、システムデバイス部主任研究員(工学博士)。IEEE、応用物理、電子情報通信、電気学会などの会員。

嶋 田 智 (正会員)

1969年、茨城大学工学短期大学部電気科卒業、(株)日立製作所に入社、日立研究所において工業計器、自動車用センサの研究に従事。現在に至る。電気学会、精密工学会などの会員。

保 川 彰 夫

1973年、早稲田大学理工学部機械工学科卒業。同年(株)日立製作所機械研究所入所。半導体装置の応力解析および構造設計に関する研究に従事。(工学博士)、日本機械学会の会員。

松 坂 英 俊

1983年、一関工業高等専門学校機械工学科卒業。同年日立計測エンジニアリング(株)勤務。計測機器の電磁場、熱、振動解析に従事。日本機械学会の会員。