

## ニアフィールド光学走査顕微鏡におけるカンチレバー型 プローブの熱変形振動

中野 隆志\*・真田 明\*\*・菊田 久雄\*\*\*・岩田 耕一\*\*\*

\*通商産業省工業技術院産業技術融合領域研究所 〒305-8562 つくば市東 1-1-4

\*\*岡山県工業技術センター 〒701-1296 岡山市芳賀 5301

\*\*\*大阪府立大学工学部 〒599-8531 堺市学園町 1-1

### Thermal Vibration of a Cantilever in Near-Field Scanning Optical Microscope

Takashi NAKANO,\* Akira SANADA,\*\* Hisao KIKUTA\*\*\* and Koichi IWATA\*\*\*

\*National Institute for Advanced Interdisciplinary Research (NAIR), 1-1-4, Higashi, Tsukuba 305-8562

\*\*Industrial Technology Center of Okayama Prefecture, 5301, Haga, Okayama 701-1296

\*\*\*Osaka Prefecture University, 1-1, Gakuencho, Sakai 599-8531

This paper presents an investigation of the vibration of a cantilever in an aperture-less near-field scanning optical microscope (NSOM). The vibration is measured with a typical aperture-less NSOM system. Numerical simulations are made under the assumption that the vibration is caused by an internal thermal stress of a cantilever. This thermal stress is induced by the interaction between the cantilever and the light scattered by the probe tip. Experimentally obtained frequency responses of the cantilever agree with the result of the simulations to suggest the validity of the assumption.

#### 1. はじめに

ニアフィールド光学走査顕微鏡 (near-field scanning optical microscope: NSOM) は、回折限界を超える分解能をもつ顕微鏡として研究が進められている。この顕微鏡の構成は多種多様であるが、いずれもプローブを試料のニアフィールド領域 (光の波長以下の距離) に近づけ、試料・プローブ間の距離を制御しながら、プローブまたは試料を走査して、ニアフィールド光学像を得ている。

この NSOM の中で、散乱 (無開口) 型と呼ばれる構成が注目されている<sup>1,2)</sup>。散乱型ではプローブでの電場増強作用を利用しており、従来の開口型に比べて強い光信号が検出できる。散乱型の NSOM は、AC モードの原子間力顕微鏡 (atomic force microscope: AFM) や走査トンネル顕微鏡 (scanning tunneling microscope: STM) に、照明用と散乱光検出用の光学系を付加するだけで実現できる。AFM や STM のプローブの先端は、開口型のファイバー等のプローブに比べより先鋭化しており、空間分解能の向上も期

待できる。

散乱型の一つであるが、プローブに AFM 用のカンチレバーを用いて、プローブでの散乱光強度を far-field にある光検出器を用いて検出せず、散乱光がプローブに及ぼす力を直接測定して光学像を得る方法が提案されている<sup>3-5)</sup>。これは、半導体 (シリコン) のプローブに光 (電磁場) が作用して、フォトディテクターと同じ原理で生じた電子によってプローブ-試料間に発生する電磁相互作用力を検出する方法である。Mertz らはこの方法で、pN オーダーの力が作用することを確かめている<sup>3)</sup>。

一方、AFM 用カンチレバーは変位測定に便利のように、通常金属膜がコートされた 2 層構造になっており、上記の研究でもこのレバーが使われている。このようなレバーに光が入射して、吸収されると、レバーに温度分布が生じ、レバー内部に熱応力が生じることが知られている<sup>6)</sup>。特に散乱光が強度変調されている場合は光熱振動が生じる。実際、カンチレバーにレーザー光を変調して入射することでレバーが振動することが報告されており、熱によるレバーの曲がりの静的な解析も示されている<sup>7,8)</sup>。しかしながら、

\*E-mail: t-nakano@nair.go.jp

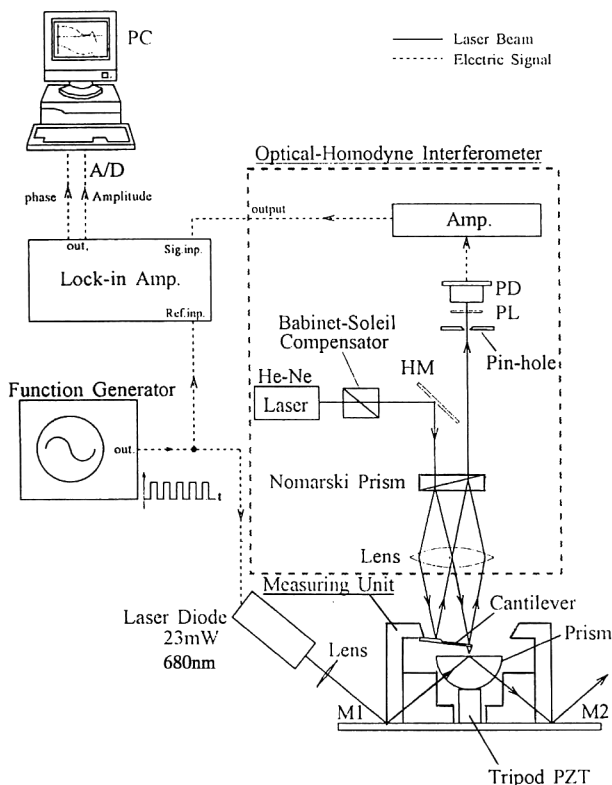


Fig. 1. Experimental system to detect vibration of a cantilever.

発生する熱がレバー振動に与える影響について動的に解析した結果は報告されていない。そのため、力検出による NSOM で、強度変調された散乱光が生み出す力を検出しなければならぬ場合、レバー自体の振動による要因を完全に排除する必要があり、高等な検出方法が必要になっている<sup>5)</sup>。

熱によるレバーの変形が厳密に解析できれば、熱変形と周波数の関係が明らかにでき、いろいろな周波数領域におけるレバーの振動の様子と熱変形の影響の程度が求められる。また、マイクロな領域での光と物質の相互作用の解明にも役立つ。本論文では、散乱型の NSOM と同じ状況で、実際にレバーの変位を測定した結果について示す。また、プローブからの散乱光が、レバーに吸収されて生じる光熱振動の理論式を導出し、プローブ先端での外力による振動も含めて、レバー振動のシミュレーションを行った結果について示す。また、これらの実験結果とシミュレーション結果を比較することで、熱による振動の分離や力測定による NSOM の可能性について検討を行う。

## 2. カンチレバーの振動測定実験

カンチレバーが、エバネセント場の散乱光の影響を受けてどのように振動するかを調べるため、短冊形状のカンチ

Table 1. Data of a  $\text{Si}_3\text{N}_4$  cantilever used for experiment.

Probe shape	Sharpened pyramidal
Thickness of cantilever	800 nm
Length of cantilever	100 $\mu\text{m}$
Width of cantilever	20 $\mu\text{m}$
Resonance frequency	88 kHz
Spring constant	0.37 N/m
Material of cantilever	$\text{Si}_3\text{N}_4$

レバーを用いて振動測定の実験を行った。測定システムを Fig. 1 に示す。システムは、エバネセント場を全反射で作出す光学系と、ホモダイン干渉計を用いたレバーの振動の測定システムからなっている。レバー探針をプリズム表面に近づけて、エバネセント場を作るレーザー光を強度変調する。レバーの振動振幅をロックイン検出器を用いて測定した。入射する光は S 偏光で、プリズム底面への入射角は  $42.6^\circ$  を用いた。カンチレバーは  $\text{SiN}_x$  の長さ  $L=100 \mu\text{m}$ 、幅  $b=20 \mu\text{m}$  の短冊型のものを用いた。仕様を Table 1 に示す。探針はピラミッド形状で、先端半径は 25 nm 以下である。また、カンチレバーには金属がコートされていないものに、レバーの上面に 10 nm, 20 nm, 40 nm 厚の金コートを施した。また探針側に 40 nm 厚の金コートを施したレバーも使用した。

全反射条件でレーザー光を入射させたプリズム底面に AFM の探針を近づけていくと、探針先端が光っているのが肉眼で観察できた。入射するレーザーを強度変調するとレバーが振動しているのが測定できた。この振動をプリズムと探針の距離を変えて測定すると、レバーの振動が、探針をプリズムに近づけていくと指数関数的に増大した。そのため、この振動がプリズム表面に生じたエバネセント場の散乱によって生じていることがわかった。しかしながら、この実験からだけでは、この振動が熱による振動なのか、外力（例えば光の圧力）によるレバー振動を示しているのか、散乱光が光検出器で検出されて現れているのかは判断できない。そのため、強度変調の周波数を変えながら周波数に対するレバーの振動特性を測定した。このときプリズム-プローブ間距離を約 25 nm に設定した。また、実験に用いたレーザーやフォトディテクター、アンプ等の周波数応答特性はゲイン、位相ともに 100 kHz 付近一定であり、このシステムで測定される周波数特性は、レバーの特性を表すことができる。

Fig. 2 に周波数応答特性を測定した結果を示す。振幅の測定結果 Fig. 2(a) から、レバーにコートする金を厚くすると、振幅が大きくなり、40 nm の金コートでは、0.1 nm (1 Å) 程度振動していることがわかる。位相の測定結果 Fig. 2(b) を見ると、金コートの厚さを 10 nm, 20 nm, 40

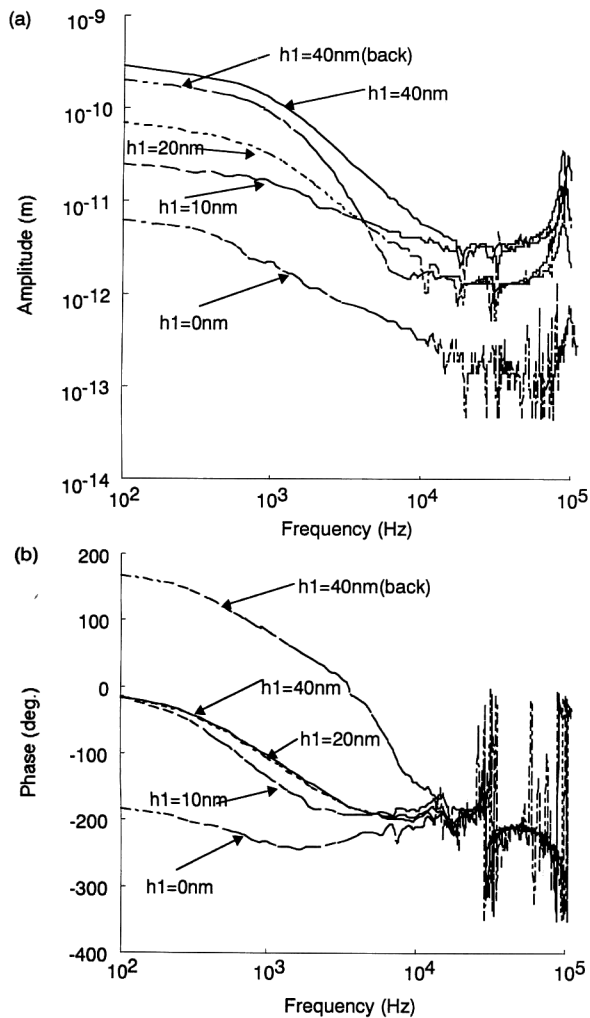


Fig. 2. Experimental results for frequency response. (a) Amplitude versus modulation frequency of the exciting laser, (b) phase versus modulation frequency of the exciting laser.

nm と変えても、位相の周波数特性は変化していない。これに対して 40 nm 厚の金を下面にコートすると、同じ厚さだけ上面にコートした場合に比べ、振幅の大きさは大差ないものの、低周波域での位相が  $180^\circ$  ずれている。これらの結果は 2 層構造の熱膨張率の違いによる熱応力によってレバーがたわんでいることを示している。

これに対して金コートなしのカンチレバーを用いた場合、振幅が  $0.01 \sim 0.0001$  nm 程度の振動が検出されている。この振幅は、低周波数付近で金コートがある場合に比べて  $1/100$  程度にしかならない。金コートなしの場合、吸収が少なくなることから、熱による振動が小さくなっていることが考えられる。しかし、この場合の振動の原因は、特定することができない。

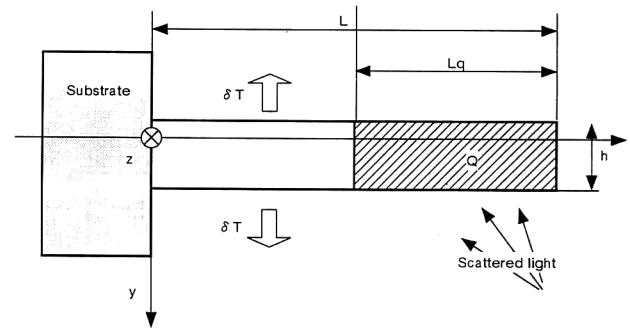


Fig. 3. Model of a cantilever used in the analysis of vibration.

### 3. レバーの振動方程式

先の実験では、レバー内部の熱応力による曲げ振動の影響を示す結果が得られた。この結論の妥当性を検討するために、レバー内の熱応力を考慮した振動方程式を導き、レバーの振動特性を計算機シミュレーションにより調べた。またレバー先端に外力が加わった場合のシミュレーションも行い、光の圧力による振動特性と熱応力による振動特性の比較を行った。

#### 3.1 カンチレバーの熱による振動

カンチレバーを Fig. 3 に示すような、短冊型のレバー材料と金属膜の 2 層構造のモデルとして扱った。金属膜の厚さは、レバー部材 ( $\text{Si}_3\text{N}_4$ ) に比べて薄いとしたり。また、レバー先端で散乱された光は、先端から長さ  $L_q$  の部分で吸収されて、熱に変わると仮定した。

カンチレバーに生じる温度分布は、レバーの長さ方向 ( $x$  方向) のみを考える。幅方向 ( $z$  方向) の温度分布はレバーのねじれ振動を生じさせるが、幅方向 ( $z$  方向) に対称な系であることを考慮するとこの影響は存在しないため、 $x$  方向の温度分布による曲げに限定して振動を扱えばよい。また、カンチレバーの厚さ ( $\sim 0.5 \mu\text{m}$ ) は熱伝導による熱拡散長 (温度が  $\exp(-1)$  に減衰する距離; 金  $28.7 \mu\text{m}$ ,  $\text{Si}_3\text{N}_4$   $9.4 \mu\text{m}$ ) と比較して、十分小さいと仮定できるため、レバーの厚さ方向 ( $y$  方向) に温度分布は生じないと仮定した。さらに、レバーには部材 ( $\text{Si}_3\text{N}_4$ ) と金属の熱伝導度の異なる 2 種類の材質があるため、厳密には各層での温度分布を求めなければならないが、ここでは金属層が部材層に比べて十分薄いことを考慮して、均質な材質のレバーとして温度分布を求めた。このときのレバーの熱容量は、2 つの材質の熱容量と体積から求めた等価熱容量を用いる。

角周波数  $\omega$  で変調された散乱光は、カンチレバーの  $x = L - L_q$  から  $x = L$  の位置の領域だけで吸収されると考える。単位時間、単位面積当たりが発生する熱量  $Q(x, t)$  は、 $Q_0$  を熱振幅 (定数) として

$$Q(x, t) = 0 \quad (0 < x < L - L_q) \quad (1)$$

$$Q_0 \exp(i\omega t) \quad (L - L_q < x < L)$$

のように与えられるとする。レバー中の熱伝導方程式は、温度分布  $T(x)$ 、等価熱容量  $\rho c$  ( $\rho$ : 密度,  $c$ : 単位質量当たりの比熱 (J/g/K)),  $h$ : レバーの厚さ (m),  $\delta$ : 熱コンダクタンス,  $\lambda$ : 熱伝導率 (W/m/K) を用いて

$$\rho c h (\partial T / \partial t) + dT - \lambda h (\partial^2 T / \partial x^2) = Q(x, t) \quad (2)$$

で表される。

温度分布  $T(x, t)$  は熱発生がある領域 ( $L - L_q < x < L$ ) と熱発生のない領域 ( $0 < x < L - L_q$ ) に分けて扱う。熱  $Q$  が周期  $2\pi/\omega$  で加わるので、温度分布の一般解はそれぞれの領域で、

$$T(x, t) = \sum_{n=-\infty}^{\infty} [C_{1n} \exp((L - L_q - x)q_n + i n \omega t) + C_{2n} \exp(-(L - L_q - x)q_n + i n \omega t)] \quad (0 < x < L - L_q) \quad (3)$$

$$T(x, t) = \sum_{n=-\infty}^{\infty} [C'_{1n} \exp((L - L_q - x)q_n + i n \omega t) + C'_{2n} \exp(-(L - L_q - x)q_n + i n \omega t)] + Q_0 \exp(i\omega t) / (i\rho c h \omega + \delta) \quad (L - L_q < x < L) \quad (4)$$

$$q_n = \sqrt{(i n \rho c h \omega + \delta) / \lambda h} \quad (5)$$

となる。式(3), (4)中の定数  $C_{1n}$ ,  $C_{2n}$ ,  $C'_{1n}$ ,  $C'_{2n}$  ( $n = -\infty, \dots, -1, 0, 1, \dots, \infty$ ) は4つの境界条件, 1)  $x = L - L_q$  で温度が等しい, 2)  $x = L - L_q$  で  $x$  方向の温度勾配が等しい, 3)  $x = L$  で温度が一定 (カンチレバーが熱容量の大きい基板に取り付けられている), 4)  $x = L$  で  $x$  方向の温度勾配が0になる (レバー先端からの  $x$  方向への熱放出がないと仮定), を用いて解くことができる。ここで,  $L_q$  や  $L - L_q$  が熱拡散長に比べて十分長いと仮定すると, 求める未定定数は  $C_{21}$ ,  $C'_{11}$  の2つに限定され, 温度分布  $T(x, t)$  は,

$$T(x, t) = \frac{Q_0}{2(i\rho c h \omega + \delta)} \exp(-q_1(L - L_q - x)) \times \exp(i\omega t) \quad (0 < x < L - L_q) \quad (6)$$

$$T(x, t) = \left[ \frac{Q_0}{i\rho c h \omega + \delta} - \frac{Q_0}{2(i\rho c h \omega + \delta)} \times \exp(q_1(L - L_q - x)) \right] \exp(i\omega t) \quad (L - L_q < x < L) \quad (7)$$

となる。

次にレバーの温度分布から, 2層構造による熱応力を求め, これによるレバーの曲げ振動の方程式を求める<sup>9)</sup>。Fig. 4のように, レバー上のある位置  $x$  で温度が一樣とみなせる要素  $\Delta x$  を考える。  $y$  方向断面での  $x$  方向の応力による

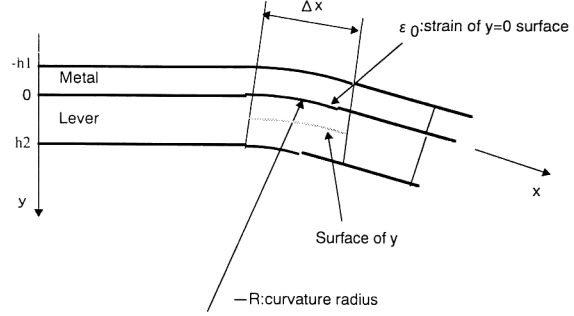


Fig. 4. Model of a cantilever bent by thermal stress.

垂直ひずみを  $\varepsilon(x, t)$ ,  $y = 0$  の面でのレバーの熱膨張を含めたひずみを  $\varepsilon_0(x, t)$  とし,  $x$  の位置でのレバーの曲率半径を  $R(x, t)$  (上向きにたわむときの曲率を正にとる) とする。このとき  $y$  の面でのひずみは  $\varepsilon(x, t)$ , 金属膜の線膨張率  $\alpha_1$  やレバー材料の線膨張率  $\alpha_2$  を用いて,

$$\varepsilon(x, t) = \varepsilon_0(x, t) + y/R - \alpha_{1 \text{ or } 2} T \quad (8)$$

で与えられる。これから, 各層での熱応力,  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  はヤング率  $E$  を用いて,

$$\sigma_1(x, y, t) = E_1 [\varepsilon_0(x, t) + y/R - \alpha_1 T(x, t)] \quad (y < 0) \quad (9)$$

$$\sigma_2(x, y, t) = E_2 [\varepsilon_0(x, t) + y/R - \alpha_2 T(x, t)] \quad (y > 0) \quad (10)$$

と表すことができる。

梁には外力が作用していないため, 応力により生じる合力はゼロにならなければならないことから, レバーの幅を  $b$  として,

$$\int_{-h_1}^0 \sigma_1 b dy + \int_0^{h_2} \sigma_2 b dy = 0 \quad (11)$$

が成立する。式(11)を  $\varepsilon_0(x, t)$  について解くと,

$$\varepsilon_0(x, t) = \{ (E_1 h_1^2 - E_2 h_2^2) / 2R + (E_1 \alpha_1 h_1 + E_2 \alpha_2 h_2) \times T(x, t) \} / (E_1 h_1 + E_2 h_2) \quad (12)$$

となる。

また, 位置  $x$  の断面に働くモーメント  $M(x, t)$  は,

$$M(x, t) = \int_{-h_1}^0 \sigma_1 b y dy + \int_0^{h_2} \sigma_2 b y dy = -(b/2) (E_1 h_1^2 - E_2 h_2^2) \varepsilon_0(x, t) - (b/3R) \times (E_1 h_1^3 - E_2 h_2^3) (E_1 \alpha_1 h_1^2 + E_2 \alpha_2 h_2^2) \times T(x, t) \quad (13)$$

となる。式(13)に式(12)を代入し,  $1/R = -\partial^2 y / \partial x^2$  を用いると, モーメント  $M(x, t)$  は,

$$M(x, t) = -D_1 (\partial^2 y / \partial x^2) + D_2 T(x, t) \quad (14)$$

$$D_1 = -b (E_1 h_1^2 - E_2 h_2^2) / (4(E_1 h_1 + E_2 h_2)) + b (E_1 h_1^3 + E_2 h_2^3) / 3 \quad (15)$$

Table 2. Parameter used in simulation for a Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> cantilever.

Density of gold (Au): $\rho_1$	19300 kg/m <sup>3</sup>
Density of Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub> : $\rho_2$	3150 kg/m <sup>3</sup>
Young's modulus of Au: $E_1$	78 GPa
Young's modulus of Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub> : $E_2$	146 GPa
Specific heat of Au: $c_1$	128 J/(kg·K)
Specific heat of Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub> : $c_2$	692.3 J/(kg·K)
Coefficient of linear expansion of Au: $\alpha_1$	14×10 <sup>-6</sup> K <sup>-1</sup>
Coefficient of linear expansion of Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub> : $\alpha_2$	0.4×10 <sup>-6</sup> K <sup>-1</sup>
Thickness of Au: $h_1$	20 nm
Thickness of Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub> : $h_2$	800 nm
Thermal conductance: $\delta$	3.5 W/m <sup>2</sup>
Thermal conductivity: $\lambda$	1.38 W/(m·K)
Absorbed power: $Q_0$	189.75 W/m <sup>2</sup>
Absorbed area of light: $L_q$	20 $\mu$ m
Size of cantilever: $L, b$	100, 20 $\mu$ m
Coefficient of viscosity friction: $\nu$	0.005 kg/(m·s)

$$D_2 = -b(E_1 h_1^2 - E_2 h_2^2)(E_1 \alpha_1 h_1 + E_2 \alpha_2 h_2) / (2(E_1 h_1 + E_2 h_2)) + b(E_1 \alpha_1 h_1^2 + E_2 \alpha_2 h_2^2) / 2 \quad (16)$$

で与えられる。

レバーの運動方程式は、モーメントの  $x$  方向の 2 階微分がせん断力であるから、梁の断面積  $A$ 、単位長さ当たりの粘性摩擦係数  $\nu$  を用いて、

$$\rho A (\partial^2 y(x, t) / \partial t^2) + \nu \partial y(x, t) / \partial t + D_1 \partial^4 y / \partial x^4 = D_2 \partial^2 T(x, t) / \partial x^2 \quad (17)$$

となる。式(17)の右辺に式(6)、(7)で求めた温度分布  $T(x, t)$  を代入すると、

$$D_2 (\partial^2 T / \partial x^2) = (Q_0 D_2 / 2\lambda h) \exp(-q_1(L - L_q - x)) \times \exp(i\omega t) \quad (0 < x < L - L_q) \quad (18)$$

$$D_2 (\partial^2 T / \partial x^2) = (-Q_0 D_2 / 2\lambda h) \exp(q_1(L - L_q - x)) \times \exp(i\omega t) \quad (L - L_q < x < L) \quad (19)$$

となり、このレバーの振動は、式(18)、(19)で示される分布荷重によるレバーの振動の問題に帰着する。

よって、式(17)の解  $y(x, t)$  はカンチレバーの固有モード関数  $Y_m(x)$

$$Y_m(x) = \cos h(k_m x) - \cos(k_m x) - K(\sin h(k_m x) - \sin(k_m x)) \quad (20)$$

$$K = (\cos h(k_m x) + \cos(k_m x)) / (\sin h(k_m x) + \sin(k_m x)) \quad (21)$$

を使って、

$$y(x, t) = \sum_{m=1}^{\infty} Y_m(x) H_m(t) = W_q(x, \omega) \exp(i\omega t) \quad (22)$$

$$W_q(x, \omega) = \sum_{m=1}^{\infty} Y_m(x) Q_0 D_2 G_q(\omega) / \{2\lambda h L (-\rho A \omega^2 + i\nu\omega + k_m^4 D_1)\} \quad (23)$$

$$G_q(\omega) = \int_0^{L-L_q} \exp(-q(L - L_q - x)) Y_m(x) dx$$

$$- \int_{L-L_q}^L \exp(q(L - L_q - x)) Y_m(x) dx \quad (24)$$

のように表すことができる。 $W_q(x, \omega)$  が周期  $\omega/2\pi$  の熱発生によるカンチレバーの振動の位置  $x$  における周波数特性を示している。

### 3.2 外力によるカンチレバーの振動

探針に周期的な外力が加わる場合のレバーの振動は、カンチレバー先端に周期的集中荷重が加わった、はりの曲げ振動の問題と考えられる。Fig. 3 のモデルの先端に周期的に変化する外力  $p(x, t)$  が加わった状態は、

$$p(x, t) = f_0 \exp(i\omega t) \delta_0(x - L) \quad (25)$$

で表される。 $\delta_0$  はディラックの  $\delta$  関数である。外力  $p(x, t)$  を受けるときのはりの曲げ振動の運動方程式は、

$$\rho A (\partial^2 y(x, t) / \partial t^2) + \nu \partial y(x, t) / \partial t - D_1 \partial^4 y(x, t) / \partial x^4 = p(x, t) \quad (26)$$

で与えられ、その解は、カンチレバーに対する固有モード関数  $Y_n(x)$  を用いて、

$$y(x, t) = \sum_{n=1}^{\infty} Y_n(x) H'_n(t) = W_f(x, \omega) \exp(i\omega t) \quad (27)$$

$$W_f(x, \omega) = \sum_{n=1}^{\infty} Y_n(x) f_0 Y_n(L) / \{L(-\rho A \omega^2 + i\nu\omega + k_n^4 D_1)\} \quad (28)$$

となる。 $W_f(x, \omega)$  が、位置  $x$  における外力によるカンチレバーの振動の周波数特性を示す。

### 4. シミュレーション

3章で導いた結果を用いて、実験で使った金の蒸着膜がコートされた Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> のレバーの振動のようすをシミュレーションした結果について示す。計算では、Table 2 のパラメーターを用いた。ただし、Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> 薄膜の密度  $\rho_2$ 、ヤング率  $E_2$ 、比熱  $c_2$ 、線膨張係数  $\alpha_2$  は、物理定数表等に扱われていなかったため、石英ガラスの値で代用した。また、熱伝導率には、石英ガラスの値を用いた。光の吸収される領域の広さは、探針の長さ等と関係すると思われるが、ここでは探針長さ (2  $\mu$ m) の約 10 倍程度の領域として、 $L_q = 20 \mu$ m と仮定した。熱コンダクタンス  $\delta$  は、表面の状態などに依存するが、金表面から空気への放熱の値、 $\delta = 3.5$  を用いた。粘性摩擦係数  $\nu$  の値は、上述の寸法をもったカンチレバーを実際に振動させて実測した。カンチレバーに吸収される熱量  $Q_0$  を推定することは困難であるが、ここでは 500 Hz 付近の振動振幅が 20 nm 金コートしたレバーの実験値に一致するように選んだ。この  $Q_0$  の値は、入射光のパワー (20 mW) の 0.03% 程度の値が吸収された場合に相当する。これは、入射光の 1% が先端で散乱すると仮定した場

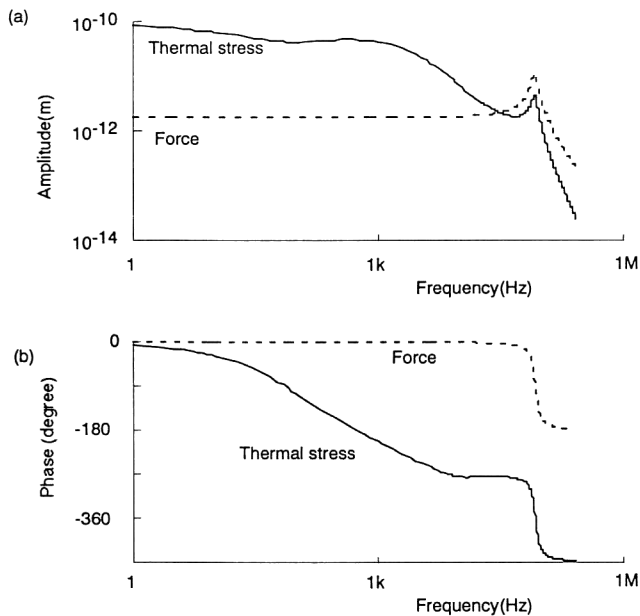


Fig. 5. Simulation results of frequency response with a  $\text{Si}_3\text{N}_4$  lever. (a) Amplitude versus modulation frequency of the exciting laser. The vertical scale is determined by adjusting  $Q_0$  to fit the vibration amplitude of the experimental results at a 500 Hz. (b) Phase versus modulation frequency of the exciting laser.

合, その3%がレバーで吸収される場合に相当し, 妥当な値になっていると考える。また, カンチレバーに加わる力は, Mertzらの実験結果<sup>3,4)</sup>を基に代表値として  $1.0 \times 10^{-12}$  Nの斥力と仮定した。

レバー先端の振動の計算結果を Fig. 5 に示す。図の横軸は周波数, 縦軸は振動振幅および位相を示している。熱による振動は, 吸収光の変調周波数を低周波数から上げていくにしたがって, 振幅が減少し, 位相も遅れていく。10 kHzと共振周波数の間の領域では, 位相はいったん約  $-270^\circ$  で一定値に落ち着き, 共振周波数でさらなる  $180^\circ$  の位相変化が現れる。これに対して外力による振動は, 共振周波数付近まではほぼ2次振動の特性を示しており, 振動振幅はレバーの共振周波数以下では減衰せず, また位相遅れもない。

計算で用いる熱伝導率の値を大きくすると, 共振周波数付近での振幅はあまり変化しないのに対して, 低周波数領域の振幅が減少する。これは, レバーにおける温度の不均在が小さくなるためと考えられる。外力の大きさが変わると, 共振周波数での振幅が大きく変わるが, 低周波数領域の振幅は外力に比例して変化する。

実験とシミュレーションの結果を比較するため, Fig. 2の金を20 nmコートした場合の実験結果と, 熱による変動の計算結果を重ね合わせたものを Fig. 6 に示す。10 kHz以下の周波数領域で散乱光の変調周波数を上げるとともに

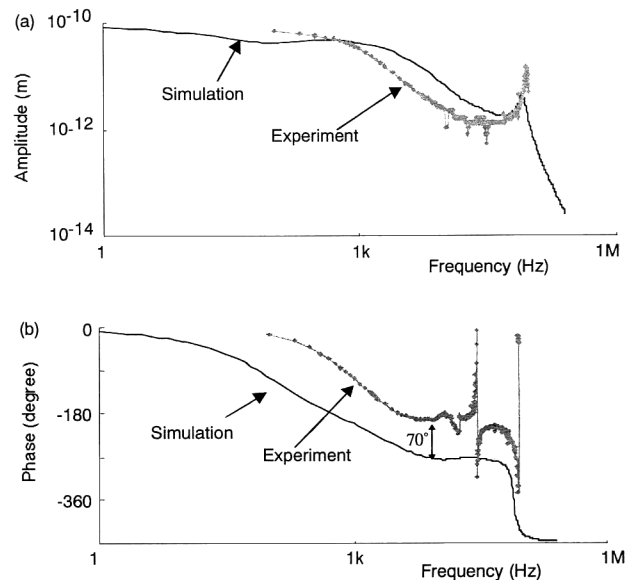


Fig. 6. Comparison between experimental and simulation results. (a) Amplitude versus modulation frequency of the exciting laser. (b) Phase versus modulation frequency of the exciting laser.

振動振幅が減衰していく様子は実験結果とよく一致する。また, 位相において, 10 kHz以下の周波数領域で, 散乱光の変調周波数を上げると位相が急激に遅れ, 10 kHzから共振周波数以下の領域で, ほぼ一定値をとる様子は実験結果とよく一致している。ただし, 実験結果から得られる位相の変化は, シミュレーションに比べて約  $70^\circ$  異なっている。

また, Fig. 2に示した実験で測定した金コートのないレバーの周波数特性は, 振動振幅, 位相ともに, 散乱光の変調周波数を上げると減衰している。この結果は, 振動振幅も位相も共振周波数まで変化していない外力による振動のシミュレーション結果と異なり, 熱による振動特性と同じ傾向を示している。

これらの結果より, 実験で測定されたレバーの振動は, レバー内部の熱応力によるレバーの曲げ振動が支配的になっていることがわかった。また, 金コートなしのレバーの振動にも, 熱による振動の要素が含まれていると考える。

次にプローブに作用する外力を用いて近接場光の測定が行われているのと同じシリコン製のレバーにアルミがコートされている場合の計算結果を示す。計算では市販レバーのサイズを参考に Table 3に示すパラメーターを用いた。Table 3の吸収熱量  $Q_0$ は, Fig. 5の計算に用いた吸収熱量  $Q_0$ を基に, 吸収係数と面積を考慮して求めた。また, カンチレバーに加わる力は,  $1.0 \times 10^{-12}$  Nの斥力と仮定した。

計算結果を Fig. 7に示す。熱による振動は, 散乱光の変調周波数を低周波数から上げていくにしたがって振幅が減

Table 3. Parameter used in simulation for a Si cantilever.

Thickness of cantilever	5000 nm
Length of cantilever	200 $\mu$ m
Width of cantilever	30 $\mu$ m
Resonance frequency	130 kHz
Spring constant	27 N/m
Material of cantilever	Si
Density of aluminum (Al): $\rho_1$	2690 kg/m <sup>3</sup>
Density of Si: $\rho_2$	2340 kg/m <sup>3</sup>
Young's modulus of Al: $E_1$	70.3 GPa
Young's modulus of Si: $E_2$	229 GPa
Thickness of Al: $h_1$	30 nm
Thickness of Si: $h_2$	5000 nm
Specific heat of Al: $c_1$	902.5 J/(kg $\cdot$ K)
Specific heat of Si: $c_2$	712.5 J/(kg $\cdot$ K)
Coefficient of linear expansion of Al: $\alpha_1$	$23.1 \times 10^{-6}$ K <sup>-1</sup>
Coefficient of linear expansion of Si: $\alpha_2$	$2.6 \times 10^{-6}$ K <sup>-1</sup>
Thermal conductance: $\delta$	3.5 W/m <sup>2</sup>
Thermal conductivity: $\lambda$	168 W/(m $\cdot$ K)
Absorbed power: $Q_0$	632.5 W/m <sup>2</sup>
Absorbed area of light: $L_q$	40 $\mu$ m
Size of cantilever: $L, b$	200, 30 $\mu$ m
Coefficient of viscosity friction: $\nu$	0.005 kg/(m $\cdot$ s)

少し、位相も遅れていくことがわかる。また、外力による振動も Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> のレバーの場合と同様の結果となった。ただ、熱による振動の位相の計算結果において、Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> のレバーの場合は 10 kHz から共振周波数の間で位相が一定になる部分が存在したが、Si レバーの場合は存在しない。これは、低周波数から周波数を上げていったときに位相遅れが生じる周波数が、共振周波数より高周波数側に移動したためと考える。また、SiN のレバーに比べて、低周波数域での振幅のオーダーが異なっている。しかしながら、温度分布の計算結果は双方同じオーダーになっているため、この振幅の違いは、レバーのばね定数が約 100 倍違うことと、線膨張係数の差が異なることによるものと考えられる。

熱による振動と外力による振動のシミュレーション結果より、外力のオーダーが Mertz らの実験結果<sup>3,4)</sup> のように pN オーダーの場合、熱による振動と外力による振動を分離することは難しいことがわかる。そのため、熱による振動の影響をできるだけ小さくして外力によるレバーの変位を測定するには、金属コートの厚さを薄くして、熱の影響を減らすことが必要になる。また、熱による振動は、周波数を上げていくにしたがって減衰していくことから、共振周波数を越える高周波数域で測定することが考えられる。

また、プローブに光による電磁相互作用力が生じない場合でも、散乱光を吸収することによるレバーの振動が存在するため、この散乱光による熱振動を利用した NSOM の検出系を実現することが可能と考える。この場合、散乱光強度によってレバーの振幅が変化することを利用して検出

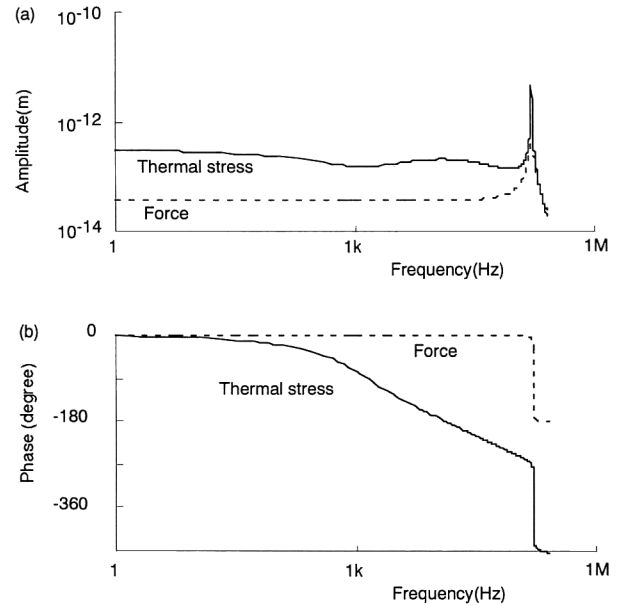


Fig. 7. Simulation results of frequency response with a Si lever. (a) Amplitude versus modulation frequency of the exciting laser, (b) phase versus modulation frequency of the exciting laser.

する。そのためには、金属コートを厚くしたレバーが有利になり、低周波数領域で測定が可能になる。

## 5. 結 論

エバネセント場のプローブによる散乱光とレバーの相互作用による振動を測定した。また、散乱光が発生させる熱応力による振動の理論式を導出し、計算機シミュレーションで解析を行った。その結果、測定された振動が、散乱光がレバーに吸収されて発生したレバーの温度分布によるレバー内部の熱応力によって生じる振動と、同じ周波数特性をもつことがわかった。振動振幅は、ナノメートル以下のオーダーであった。この振動にピコニュートンオーダーの外力による振動が加わった場合、その分離は難しいことがわかった。また、外力が存在せず、熱振動だけと仮定できる場合、この散乱光を吸収して生じたレバーの振動を検出することで、NSOM が実現できる可能性があることがわかった。

本研究のシミュレーションでは、レバーの部材層と金属層による熱応力の違いによる振動をモデルにしたが、実験では金属コートがないレバーでも熱による振動が存在していた。そのため、レバーの熱による振動の影響を詳細に検討するには、レバー部材単体での温度分布を考慮した熱振動解析が必要になる。また、シミュレーションに用いるパラメータも正確に測定した値に変更する必要がある。これらの解析を行うことで、マイクロな領域での光と物質の相

相互作用の解明にも役立つと考える。

本研究の一部は、文部省科学研究費・重点領域研究“ニアフィールド・ナノ光学”の助成により行われた。

## 文 献

- 1) Y. Inouye and S. Kawata: “Near-field scanning optical microscope with a metallic probe tip,” *Opt. Lett.*, **19** (1994) 159-161.
- 2) F. Zenhausern, M. O’Boyle and H. Wickramasinghe: “Apertureless near-field optical microscope,” *Appl. Phys. Lett.*, **65** (1994) 1623-1625.
- 3) J. Mertz, M. Hipp, J. Mlynek and O. Marti: “Optical near-field imaging with a semiconductor probe tip,” *Appl. Phys. Lett.*, **64** (1994) 2338-2340.
- 4) M. Hipp, J. Mertz, J. Mlynek and O. Marti: “Optical near-field imaging by force detection,” *Photons and Local Probes*, eds. O. Marti and R. Möller (Kluwer Academic, Dordrecht, 1995) NATO ASI Series **300**, pp. 109-122.
- 5) M. Abe, T. Uchihashi, M. Ohta, H. Ueyama, Y. Sugawara and S. Morita: “Measurement of the evanescent field using noncontact mode atomic force microscope,” *Opt. Rev.*, **4** (1997) 232-235.
- 6) S. Timoshenko, D. Young and W. Weaver: *Vibration Problems in Engineering*, 5th ed. (John Wiley & Sons, New York, 1990).
- 7) O. Marti, A. Ruf, M. Hipp, H. Bielefeldt, J. Colchero and J. Mlynek: “Mechanical and thermal effects of laser irradiation on force microscope cantilevers,” *Ultramicroscopy*, **42-44** (1992) 345-350.
- 8) M. Allegrini, C. Ascoli, P. Baschieri, F. Dinelli, C. Frediani, A. Lio and T. Mariani: “Laser thermal effects on atomic force microscope cantilevers,” *Ultramicroscopy*, **42-44** (1992) 371-378.
- 9) 中川憲治, 室津義定, 岩壺卓三: 工業振動学第2版(森北出版, 1976).