金属接触界面における熱コンダクタンスの非定常特性*

高橋 一郎^{*1}, 富士原 聡^{*2}Transient Characteristics of Thermal Contact Conductance
between Isotropic Rough Surfaces of MetalsIchiro TAKAHASHI^{*3} and Sou FUJIWARA^{*3} Yamagata University, Dept. of Mechanical Systems Engineering,
Jonan 4-3-16, Yonezawa, Yamagata, 992-8510 Japan

Transient measurements of thermal contact conductance are made on the interface between isotropic rough surfaces of metals in air. We present an analytical solution for temperature distribution of the one-dimensional symmetric system with the condition of time-dependent temperatures at two points in each body, and thereby interface temperature drops and heat fluxes can be obtained without the condition of heat-flux continuity at the interface. Contacting surfaces of rod samples (Naval brass, JIS-SK5 carbon tool steel and JIS-SUS 304 stainless steel) of 25 mm-diameter are uniformly polished using an Emery 320 paper. Transient characteristics of both temperatures and heat fluxes at the interface are experimentally determined using the analytical solution. It is revealed through the transient experiment that the thermal contact conductances are not constant at the early stage, but rapidly increase from zero and that the discontinuity of interface heat-flux is observed by about 20 percent for all metal pairs. For the contact between dissimilar metals, the dependence of thermal contact conductance on the direction of heat flow is not distinguishable.

Key Words: Heat Conduction, Transient Characteristics, Thermal Contact Conductance, Measurement Theory, Metal, Experiment

1. 緒 言

接触熱抵抗が重要視される分野は現在多方面にわたっている。例えば、大熱流が接触界面を通過する原子炉の燃料棒における問題⁽¹⁾、宇宙機器の除熱⁽²⁾、半導体デバイスの冷却⁽³⁾、超伝導材と基盤間の伝熱⁽⁴⁾などがある。また、接触式温度計測では温度や熱流束の測定誤差要因⁽⁵⁾として重要である。一方、接触熱抵抗に関する影響因子の定性的な把握についてはこれまでも数多くの努力がなされている⁽⁶⁾が、接触熱コンダクタンスの予測は難しく、実用面での進展が望まれている。しかるに、上記のような接触熱抵抗問題は非定常熱流の場合が多く、周期的接触問題⁽⁷⁾、溶解炉の壁と熔融金属の固化時のようなステファン問題における接触界面温度差の非定常性⁽⁸⁾や薄い蒸着層の非定常熱物性測定法⁽⁹⁾などもその例である。

しかし、非定常加熱下の接触熱コンダクタンス h を計測した例はほとんどなく、界面温度の計測を容易にするため薄い試料に限定して時間区分ごとに h を求

めるという近似手法⁽¹⁰⁾や、接触界面で熱流束を連続と仮定する方法⁽¹¹⁾が提案されているのみである。

接触熱抵抗は熱コンダクタンス h で評価され、定常伝熱実験において h の値が熱流束の大小によらず界面の粗さや接触圧、熱物性、界面の温度などに依存する⁽¹²⁾ことが知られている。通常、その界面では物性がパルク値に対し変化しており、かつ熱流が縮流によって空間的に非一様となるため、熱流の一次元性を保つ領域から外挿して得られる界面温度が両側で不連続となる。非定常伝熱時は温度と熱流束が時間変化するから、接触界面における界面熱流束も接触界面の両側で必ずしも連続であるとは限らない。したがって、本研究では界面熱流束の連続性を仮定することなく非定常温度場における界面熱流束と温度差を測定評価する方法を呈示し、実測した結果に基づいて金属接触面における接触熱コンダクタンスの非定常特性を考察する。

おもな記号

Bi_r, Bi_x : 試料側面および端面 ($x=l_B$) のビオ数

$g_A(t), g_B(t)$: 接触表面温度

H_v : マイクロビッカース硬さ

h_A, h_B : 接触熱コンダクタンス, h_c は定常値

* 原稿受付 1998年4月1日。

^{*1} 正員, 山形大学工学部 (〒992-8510 米沢市城南4-3-16)。

^{*2} 学生員, 山形大学大学院。

E-mail: it@mitsparc.yz.yamagata-u.ac.jp

l_A, l_B : 界面から遠い観測点の界面からの距離
 m_A, m_B : 表面凹凸スロープ, $m_C = \sqrt{m_A^2 + m_B^2}$
 p : 接触圧
 q_A, q_B : 接触界面熱流束
 R_{qA}, R_{qB} : 二乗平均表面粗さ, $R_q = \sqrt{R_{qA}^2 + R_{qB}^2}$
 T_A, T_B : 試料温度
 t : 時間
 x : 軸方向座標
 α_A, α_B : 試料の温度伝導率
 δ_A, δ_B : 界面に近い観測点の界面からの距離
 λ_A, λ_B : 試料の熱伝導率, $\lambda_s = \lambda_A \lambda_B / (\lambda_A + \lambda_B)$
 添字 A, B はそれぞれ上流側試料, 下流側試料を表す。

2. 測定理論

2.1 接触熱コンダクタンス 図1のように, A (左側), B (右側) 二つの円柱状固体が $x=0$ で一様に接触している状態において, 時刻 $t=0$ で試料の温度がどちらも一様で等しく T_0 であるとする。次に, $t > 0$ で試料 A の左端面から任意の温度変化が与えられ, 側面からの熱損失がなく, A と B ではそれぞれ一次元熱流が生ずるとする。また, 考えている温度範囲では熱物性値を一定とし, 熱膨張も無視できるものとする。

次のように無次元化し, 無次元記号 * 印をつける。試料 A 側で, $x^* = x/l_A$, $t^* = t\alpha_A/l_A^2$, また B 側で, $x^* = x/l_B$, $t^* = t\alpha_B/l_B^2$, 温度の無次元化はすべて初期温度 T_0 によって, $T^* = (T - T_0)/T_0$ とする。

試料 A 内:

$$\frac{\partial T_A^*}{\partial t^*} = \frac{\partial^2 T_A^*}{\partial x^{*2}} \quad (1)$$

初期条件:

$$T_A^*(x^*, 0) = 0 \quad (2)$$

境界条件:

$$T_A^*(-1, t^*) = \phi^*(t^*) \quad (3)$$

$$T_A^*(0, t^*) = g_A^*(t^*) \quad (4)$$

Fig. 1 Geometry and coordinates in the contacting cylindrical samples

試料 B 内:

$$\frac{\partial T_B^*}{\partial t^*} = \frac{\partial^2 T_B^*}{\partial x^{*2}} \quad (5)$$

初期条件:

$$T_B^*(x^*, 0) = 0 \quad (6)$$

境界条件:

$$T_B^*(1, t^*) = \zeta^*(t^*) \quad (7)$$

$$T_B^*(0, t^*) = g_B^*(t^*) \quad (8)$$

なお, $\phi^*(t^*)$ と $\zeta^*(t^*)$ は加熱条件によって与えられる時間 t^* の任意関数であり, $g_A^*(t^*)$ と $g_B^*(t^*)$ はそれぞれ試料接触面温度で未知関数である。

初期条件を満たすことから,

$$\phi^*(0) = g_A^*(0) = \zeta^*(0) = g_B^*(0) = 0 \quad (9)$$

この問題の理論解, すなわち試料 A 側の温度分布は

$$\begin{aligned} T_A^*(x^*, t^*) = & (x^* + 1)g_A^*(t^*) - x^*\phi^*(t^*) \\ & + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2}{\lambda_n} \left[\int_0^{t^*} \{g_A^*(s) - (-1)^n \phi^*(s)\} \right. \\ & \times \exp(\lambda_n^2 s) ds \Big] \sin(\lambda_n x^*) \exp(-\lambda_n^2 t^*) \end{aligned} \quad (10)$$

と表される。ここで, $\lambda_n = n\pi$ である。また, 接触界面における温度こう配は, 式(10)より,

$$\begin{aligned} \frac{\partial T_A^*(0, t^*)}{\partial x^*} = & g_A^*(t^*) - \phi^*(t^*) + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \left[\int_0^{t^*} \{g_A^*(s) \right. \\ & \left. - (-1)^n \phi^*(s)\} \exp(\lambda_n^2 s) ds \right] \exp(-\lambda_n^2 t^*) \end{aligned} \quad (11)$$

ここで, $x = -l_A$ ($x^* = -1$) における温度 $\phi^*(t^*)$ が測定時間内で次の多項式で与えられるものとする。

$$\phi^*(t^*) = \sum_{i=1}^m a_i t^{*i} \quad (12)$$

Weierstrass の多項式近似定理⁽¹³⁾ から, 界面温度 $g_A^*(t^*)$ も同様な多項式近似が可能であり,

$$g_A^*(t^*) = \sum_{i=1}^m b_i t^{*i} \quad (13)$$

ただし, b_i は未定係数である。そこで, 界面に近い観測点 $x^* = -\delta_A^*$ における温度の時間変化を実測して, 観測値 $T_A^*(-\delta_A^*, t^*)$ を式(10)に代入すれば, 測定時刻ごとに次のような測定方程式が得られる。すなわち,

$$\begin{aligned} & \left(C_1 t^* - 2 \sum_{n=1}^{\infty} C_2 M_1 \right) b_1 + \left(C_1 t^{*2} - 4 \sum_{n=1}^{\infty} C_2 M_2 \right) b_2 \\ & + \left(C_1 t^{*3} - 6 \sum_{n=1}^{\infty} C_2 M_3 \right) b_3 \\ & + \left(C_1 t^{*4} - 8 \sum_{n=1}^{\infty} C_2 M_4 \right) b_4 \\ & + \left(C_1 t^{*5} - 10 \sum_{n=1}^{\infty} C_2 M_5 \right) b_5 + \dots \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
&= T_A^*(-\delta_A^*, t^*) - \left\{ \delta_A^* t^* + 2 \sum_{n=1}^{\infty} C_3 M_1 \right\} a_1 \\
&- \left\{ \delta_A^* t^{*2} + 4 \sum_{n=1}^{\infty} C_3 M_2 \right\} a_2 - \left\{ \delta_A^* t^{*3} \right. \\
&+ 6 \sum_{n=1}^{\infty} C_3 M_3 \left. \right\} a_3 - \left\{ \delta_A^* t^{*4} + 8 \sum_{n=1}^{\infty} C_3 M_4 \right\} a_4 \\
&- \left\{ \delta_A^* t^{*5} + 10 \sum_{n=1}^{\infty} C_3 M_5 \right\} a_5 + \dots \dots \dots (14)
\end{aligned}$$

ただし、 $C_1 \sim M_5$ は以下のように置いた。

$$C_1 = 1 - \delta_A^*, C_2 = \frac{\sin(\lambda_n \delta_A^*)}{\lambda_n^3}, C_3 = (-1)^n C_2$$

$$M_1 = 1 - \exp(-\lambda_n^2 t^*), M_2 = t^* - \frac{1}{\lambda_n^2} M_1$$

$$M_3 = t^{*2} - \frac{2}{\lambda_n^2} M_2, M_4 = t^{*3} - \frac{3}{\lambda_n^2} M_3$$

$$M_5 = t^{*4} - \frac{4}{\lambda_n^2} M_4$$

よって、式(14)の係数 b_i を最小二乗法により決定すれば $g_A^*(t^*)$ が定まる。その結果、界面の温度と、式(11)から界面の温度こう配がそれぞれ求められる。

同様にして B 側の界面温度と温度こう配も求めることができるから、界面温度差 ΔT 、界面熱流束 q_A 、 q_B 、接触熱コンダクタンス h_A 、 h_B がそれぞれ、次のように時間の関数で得られる。以下、有次元で表す。

$$\Delta T = T_A(0, t) - T_B(0, t) \dots \dots \dots (15)$$

$$q_A(t) = -\lambda_A \frac{\partial T_A(0, t)}{\partial x}, h_A = \frac{q_A(t)}{\Delta T} \dots \dots \dots (16)$$

$$q_B(t) = -\lambda_B \frac{\partial T_B(0, t)}{\partial x}, h_B = \frac{q_B(t)}{\Delta T} \dots \dots \dots (17)$$

2.2 側面熱損失と界面熱流束見積もり誤差の関係

試料側面から熱損失がある場合は熱流の一次元性が保たれず界面熱流束の見積もり誤差が生ずる。その見積もり誤差に対する側面熱損失の影響度を調べるため、次のような数値シミュレーションを行った。すなわち、単一円柱状試料(直径 D 、全長 $l=2l_A$)モデルを考え、側面放熱条件 $\partial T^*/\partial r^* = -Bi_r T^*$ 、 $x^* = -l/D$ で式(3)による非定常温度変化、および $x^* = l/D$ で軸方向放熱条件 $\partial T^*/\partial x^* = -Bi_x T^*$ を与えて軸対称非定常熱伝導方程式の理論解を求めた。ここで、熱物性は一定とし、 Bi_r 、 Bi_x は代表長さを $D/2$ として定義したビオ数である。試料モデルの中間部 $x^*=0$ に仮想界面を定めて、実験と同様の観測点位置における温度変化から、2.1 節で述べた算出方法により界面熱流束 q_A 、 q_B を求め、それらの一致度を調べた。

図2にネーパル黄銅($l=100$ mm, $D=25$ mm)の場合を示す。ここで、式(12)および式(13)の次数を $m=5$ としたが、これは実験上の温度変化が $\phi^*(t^*)$ を五次の時間関数とした場合に最良近似であったことによ

Fig. 2 Effect of the heat loss from the side wall of the sample on the measured interface heat-fluxes

る。図2は加熱開始から10 min 経過時の界面熱流束によって誤差率 $(q_A - q_B)/q_B$ を算出したものである。本モデルは接触界面がないので Bi_r が零ならば、本算出方法によって得られる界面熱流束はA側とB側で一致することが確かめられ、また Bi_r が大きく端面での Bi_x が小さいほど q_A と q_B の算出値は一致しなくなることがわかる。さらに、仮想界面から $x=-4$ mm における半径方向温度分布を調べ、その中心軸上 $r=0$ の温度 T_1 と外周 $r=R$ での温度 T_2 との差に対する Bi_r の関係を求めた結果、それは Bi_x によらず次式によって表された。

$$(T_1 - T_2)/T_1 \approx 48.5 Bi_r \dots \dots \dots (18)$$

ただし、ここで温度は°Cで与える。したがって、黄銅の単一円柱状試料($l=2l_A$)を用いた実験で、界面近傍の中心軸上と外周の温度の差を観測することにより、その差に応じた Bi_r の値をこの式より推定し、図2によって試料側面における断熱状態が確認できる。

3. 測定方法

測定装置の概略を図3に示す。中央に直径25 mm、長さ20 mmの加熱部をもつ銅ブロックを固定し、その上に同径の試料A、B、および純銅製放熱体を順に重ね、精密ボールねじ軸に取付けたシリンダばね機構により鋼球($\phi 7.8$ mm)を介して接触圧 p が1.0 MPaとなるように押し付けた。この p は各測定において再現性が得られ、かつ表面粗さがその都度大きく変化することのないように配慮して決定した。後述の熱応力シミュレーションによれば、集中荷重点から試料の

Fig. 3 Experimental setup

直径相当以上離れると試料断面内で軸方向応力が一様となることから、放熱体の長さを 40 mm とした。なお、接触圧の面内一様性は西野ら⁽¹⁴⁾と同様に接触界面に感圧紙を挟み、加熱前の状態で 1.0 MPa の押付け圧力をかけて確かめた。各試料温度は T 形 60 μ m 熱電対を、直径 1.0 mm の穴加工によって中心軸上に 5 点、それと同一円周上の各側面に 5 点、計 20 点で計測した。温度観測点が接触界面に近いほど界面温度の算出精度は高くなるが、界面近傍では空間的に非一様な温度分布を呈すると考えられるので、ある程度界面から離れたところで観測する必要がある。そこで、すべての試料において、観測点位置として δ_A と δ_B が 4.0 mm の場合と 9.0 mm の場合について得られた観測値から q_A を算出して比較した。その結果、両者の差が最大で 3.0% と小さかったことより、 $\delta_A = \delta_B = 4.0$ mm での温度観測値を用いた。観測点位置精度は定常加熱時の軸方向温度分布が直線状になることを利用して見積もった結果 ± 0.3 mm 程度であった。また、熱電対による本実験の温度計測の不確かさは ± 0.1 K である。試料温度の時間変化は比較的緩やかであるため、熱電対の温度応答速度⁽¹⁵⁾は本実験の場合十分であると考えられる。

試料および加熱ブロックの側面断熱のため、約 10 mm 間隔にアルミニウムはくを入れた直径 250 mm の円板状グラスウールで囲み放射熱も透過しないようにした。加熱前に両試料が十分均一な温度であることを確認してからヒータに 30 W をステップ状に入力した。そして 30 s 間隔で温度変化を 10 min 測定したあと、ヒータ入力を 50% 下げて定常温度場を形成させた。これは、界面温度変化を 100 K 以内にとどめることによって熱物性変化の影響を極力避けるためであり、この温度変化において各試料の熱伝導率の変化は

Fig. 4 Measured interface heat-fluxes for the samples of Naval brass

5% 以下である。

実験試料はネーバル黄銅(長さ 50 mm)、JIS・SK 5 炭素工具鋼(長さ 35 mm)、および JIS・SUS 304 ステンレス鋼(長さ 25 mm)の 3 種類である。試験面を等方性粗面とするため、すべての試料を 320 番エメリー紙で研磨し、アセトンで洗浄したあと乾燥させた。なお、実験はすべて大気中で行った。

試料接触面の表面粗さ測定は各面とも最終研磨方向およびそれと直角方向にそれぞれ 10 mm 区間をランダムにとり、各試料接触面を二乗平均粗さ R_{qA} , R_{qB} で評価した。同時に、5 μ m 区間における表面凹凸の平均スロープ(平面度) m_A , m_B を測定した。さらに、10 g の検査荷重により、それぞれの試験面のマイクロビッカース硬さ H_v を求めた。

各試料をステップ加熱した直後の非定常温度変化から、温度伝導率をラプラス変換法を応用した直接測定法⁽¹⁶⁾によって求めた。その結果、3 種類の試料の測定値は最大 5.5% の差で文献値⁽¹⁷⁾と一致した。よって、界面熱流束の算出で熱伝導率は 3 試料とも文献⁽¹⁷⁾値を用いた。

4. 結果および考察

4.1 接触熱コンダクタンス 予備実験として、ネーバル黄銅 $l = 100$ mm の単一円柱状試料を用いて、50 mm 試料二つを接触させた実験と同じ位置に温度観測点を設けて側面熱損失の影響度を調べた。その結果、加熱後 10 min で $x = -4.0$ mm の面内における $(T_1 - T_2)/T_1$ は 0.02 であり、このとき軸方向温度こう配から見積もると Bi_x は 0.2 相当であった。よって、本装置において Bi_r は 4.1×10^{-4} 程度である。また、この側面熱損失の影響度を図 2 から見積もると、 q_A

と q_B の差が 2.0% 生ずることになる。しかるに、実験では界面熱流束 q_A と q_B の差が 2.5% 以内であった。したがって、本装置の側面熱損失は十分小さいことがわかる。

図 4 は A, B 側をそれぞれ黄銅試料とした場合で、 $\delta_A = \delta_B = 4.0$ mm, および $l_A = l_B = 44.0$ mm における温度変化の観察結果から求めた界面熱流束である。10 min の非定常温度変化過程で、 q_A, q_B には約 20% の差が認められる。この差は接触界面に介在すると考えられる数 μm 程度の空気層を昇温する熱量では説明できないオーダであり、むしろ界面接合層では熱流が一次的でなく微細で複雑な経路をとるため B 側への熱移動が遅れることに起因すると考えられる。この界面熱流束は約 2 h 後に定常状態に達し、両者が等しくなった。界面温度差の時間変化が図 5, これらの結果から得られた接触熱コンダクタンス h_A, h_B が図 6 であ

る。なお、図 6 には比較のために定常時の熱コンダクタンスの値を破線で示し、試料の接触表面性状を示す各パラメータも示した。これを見ると加熱開始から 3 min は h_A, h_B とも低い値から増加して徐々に定常値へ近づくが、10 min では h_A と h_B が一致しない。また、SK 5 ($\delta_A = \delta_B = 4.0$ mm, $l_A = l_B = 27.0$ mm), SUS 304 ($\delta_A = \delta_B = 4.0$ mm, $l_A = l_B = 19.0$ mm) の結果を図 7, 8 に示す。黄銅の場合に比べて SK 5 は h_A と h_B の差が大きく、SK 5, SUS 304 とも定常値へ近づくのが遅い。これらの時間変化に揺らぎ特性が見られるのは非定常温度変化の過程で界面において微小凹凸の熱変形が進行するため熱流経路が整定しないことが原因と考えられる。そして、このように 3 種類の試料がそれぞれ異なった非定常変化の様相を示すのは界面物性のほかに粗さなどの表面性状の違いも影響していると考えられる。

Fig. 5 Measured interface temperature drop for the samples of Naval brass

Fig. 7 Measured thermal contact conductances for the sample of carbon tool steel (SK5)

Fig. 6 Measured thermal contact conductances for the samples of Naval brass

Fig. 8 Measured thermal contact conductances for the sample of stainless steel (SUS304)

Fig. 9 Measured thermal contact conductances in the case of a larger heater input than that of Fig. 6

Fig. 10 Axial temperature-distribution in the case of steady-state heat flow for the samples of stainless steel (SUS304)

同じ黄銅試料の実験でステップ加熱量を2倍にした結果を図9に示す。加熱開始直後 h_A , h_B の増加は図6に比べて急である。このように加熱開始直後に h_A , h_B の値が増加するのは界面温度差の増加に比べて界面を通過する熱流の増加のほうが急速であるからで、図9に見られる急激な変化は加熱量が増えた分だけその熱流変化割合が大きくなったものと考えられる。ところで、定常時の界面温度差を見ると、例えば SUS 304 試料の場合、図10に示すように1.03 Kであるが、接合層が表面粗さ ($R_{qA} + R_{qB}$) 分の厚さの空気層からなるとすると、この層を通過する熱流束を $q = 5.78 \times 10^3 \text{ W/m}^2$ とした場合の温度差 ΔT は0.07 Kと極めて小さいことになる。このことから、接合層内では熱流が

Fig. 11 Measured interface heat-fluxes, comparing to that of the interface with silver paste for stainless steel (SUS304)

Fig. 12 Measured interface temperature drop, comparing to that of the interface with silver paste for stainless steel (SUS304)

一次元的でなく複雑な方向の経路をとり、さらに表面の熱物性値がバルクと大きく異なることが考えられる。同様に、非定常時の界面熱流束が不連続を呈するのも、そのような界面の接合層で見掛け上温度伝導率が大きく低下するためと考えられる。したがって、界面マイクロ構造とフォノンの平均自由行程が同程度となる極低温域での界面物性に着目した研究⁽⁹⁾に加えて、接触界面接合層の熱物性評価方法の研究が今後必要である。

次に、界面に銀ペースト(銀純度 99.9%, 粒子径 0.1 μm 以下)を薄く塗布して接触熱抵抗を低減させた実験でこの不連続性がどのように現れるかを調べた。図11に界面熱流束を、そして図12に界面温度差を銀ペ

ーストなしの場合と比較して示す。銀ペーストを塗布したことによって界面温度差は激減しほとんど一定となるのに対して、界面熱流束はむしろ増加しており q_A と q_B の差もやや増えている。このことは、表面凹凸の先端部や微小接触面ではフォノン伝ぱがひずみを受ける⁽⁹⁾ こと、および非定常温度変化の過程で微小凹凸の熱変形が進行するため熱流経路が安定しないことなどが原因と考えられ、銀ペーストのような高熱伝導性の介在物があってもその熱容量の影響も加わり、非定常熱流束が界面の前後で見掛け上不連続になると考えられる。

上記の3種類の金属試料を用いた異種組合せによる接触状態でも図6～8と同様な非定常特性が見られた。

すべての実験において得られた定常時の接触熱コンダクタンス h_c を、文献(18)と比較するため無次元表示して図13に示す。図13中には再現性を検証するために行った各3回の実験値をプロットしている。ただし、黄銅同士の実験点の○印はすべて■印と重なっている。すべての実験点は文献の弾性接触モデルおよび塑性接触モデルによる値とオーダ的には合っており、表面性状を表す各パラメータの測定は一般に不確かさが大きい⁽¹⁹⁾ ことを考慮すれば、本実験で測定された定常接触熱コンダクタンスは妥当な値といえる。また、図13に示した各異種金属の組合せにおける h_c の実験値から明らかなように、Rogers⁽²⁰⁾ が指摘したような熱流方向依存性は認められない。

4.2 熱応力シミュレーション 本実験結果にお

Fig. 13 Comparison of dimensionless thermal contact conductance between experiment and prediction⁽¹⁸⁾

いて接触熱コンダクタンスの時間変化が現れる原因は4.1節で考察したが、そのほかに試料内の熱応力発生との関連性も調べる必要がある。つまり、初期荷重による試料内軸方向応力が非定常加熱に伴って局所的かつ時間的に変化することが考えられる。本実験では軸方向の伸び量をばねシリンダ系で吸収するようにしているが、実験中に熱応力が接触圧の変化にかかわるような大きな変形ひずみを引き起こすかどうか問題となる。そのようなマクロ的变化のほかに接触界面の微小凹凸が熱変形することによる接触状態の変化も考えられるが、実際の接触界面をモデル化することが難しく、また微小凹凸部の諸物性がバルク値とどのように異なるかも不明なので、ここでは試料内部の熱応力発生状態を有限要素法による数値シミュレーションによって調べる。

図14に示すような全長 l 、直径 D の円柱状試料の一端に集中荷重 $P=490\text{ N}$ が作用し、他端が x 軸方向に拘束されたモデルを考える。そして、実験時の各試料内温度変化から加熱条件を2.2節と同様に式(3)による非定常温度変化で与え、側面断熱、および集中荷重が作用する面で軸方向放熱条件を与える。各試料モデルの中間部に仮想界面を想定し、その面内の中心軸上 $r=0$ および外周 $r=R$ における軸方向応力 σ_1 および σ_2 の時間変化を求めた。ここで、熱物性の温度

Fig. 14 Simulation model for calculating the distribution of thermal stress in a cylindrical solid

Fig. 15 Influence of thermal stress on the interfacial pressure for Naval brass

Fig. 16 Influence of thermal stress on the interfacial pressure for carbon tool steel (SK5)

Fig. 17 Influence of thermal stress on the interfacial pressure for stainless steel (SUS304)

依存性は無視し、また x 軸正方向を応力の正方向とした。

図 15～17 に各試料モデルの計算結果を示す。 $l/2$ が D より大きい場合は仮想界面で加熱前の軸方向応力が面内一様となり -1.0 MPa であるが、加熱に伴ってすべての試料で σ_1 が徐々に減少して σ_2 が増加する。その変化量は黄銅が最も小さく、SK 5, SUS 304 の順に大きい。黄銅の場合、3 min 経過後は応力の時間変化が小さくなるが、SUS 304 の場合は 10 min 後も変化が持続し、中心軸上の応力は向きが逆転する期間がある。しかるに、これらの金属材料は縦弾性定数が 100 GPa 以上⁽²¹⁾ であり、数 MPa 程度の熱応力では試料の弾性変形、すなわち x 軸方向ひずみ量は極めて微小である。また、定常温度分布状態に近づくと、このような応力の面内非一様性は消滅する。

このような熱応力によって実際の接触面圧が非定常的にどの程度変化するか、あるいはその影響度の解明

には微細凹凸が圧縮され変形する実際の接触界面をモデル化した界面原子系のひずみについて分子動力学的シミュレーション⁽²²⁾ による詳細な検討が待たれる。

5. 結 言

金属接触界面において温度と熱流束の連続性を仮定することなく、非定常伝熱時の接触熱コンダクタンス測定方法を検討し、ネーバル黄銅、SK 5 炭素工具鋼、および SUS 304 ステンレス鋼の各試料による大気中での測定を行った。それによって、金属接触面における接触熱コンダクタンスの非定常特性を明らかにした。結果を要約すると以下になる。

(1) 本実験では一次元熱流領域から見積もられた界面熱流束 q_A と q_B の間に約 20% の差が生じた。これは界面接合層において熱流経路が微細かつ複雑な方向性を有し、その界面近傍の熱物性がバルク値と異なることに起因するものと考えられ、今後このような接合層の熱物性評価法の研究が必要である。

(2) 非定常加熱時の接触熱コンダクタンスは加熱直後低い値から増加して徐々に定常値へと時間変化した。また、上流側試料表面の h_A と下流側表面の h_B が 10 min の計測時間内では一致しなかった。

(3) 非定常加熱時の熱応力シミュレーションでは、熱応力の発生により試料断面内で軸方向応力が非一様となる期間がある。しかし、本実験試料の場合、100 K 以内の温度変化では熱応力が数 MPa 発生する程度であり、それによる軸方向ひずみ量は極めて微小である。

(4) 異種金属の接触界面において、定常の接触熱コンダクタンスに熱流方向依存性は認められない。

最後に、実験に協力いただいた本学 4 年生の坂野勝君にお礼申し上げる。

文 献

- (1) 佐野川好母, 機論, **33**-251, B (1967), 1097-1107.
- (2) 秋吉亮・ほか 2 名, 第 29 回日本伝熱シンポジウム講演論文集, (1992), 129-130.
- (3) 芦分範行, 機論, **61**-585, B (1995), 1855-1862.
- (4) Ochterbeck, J. M., ほか 2 名, *Trans. ASME, J. Heat Transf.*, **114** (1992), 21-29.
- (5) 高橋一郎, 熱物性, **9**-1 (1995), 54-58.
- (6) Fletcher, L. S., *Trans. ASME, J. Heat Transf.*, **110** (1988), 1059-1070.
- (7) Beck, J. V., *Trans. ASME, J. Heat Transf.*, **110** (1988), 1046-1058.
- (8) Barry, G. W. and Goodling, J. S., *Trans. ASME, J. Heat Transf.*, **109** (1987), 820-825.
- (9) Cahill, D. G. and Lee, S. M., *Proc. 17th Jpn. Symp. Thermophys. Prop.*, (1996), 1-7.
- (10) Beck, J. V., *Int. J. Heat Mass Transf.*, **10** (1967), 1615-

- 1617.
- (11) 飯田嘉宏・ほか 3 名, 機論, **63**-610, B (1997), 2154-2159.
- (12) Howard, A. H., ほか 2 名, *Trans. ASME, J. Heat Transf.*, **117** (1995), 828-834.
- (13) 一松信, 解析学序説, 新版 下巻, (1982), 224, 裳華房.
- (14) 西野耕一・ほか 2 名, 第 29 回日本伝熱シンポジウム講演論文集, (1992), 131-132.
- (15) 梅村晃由, 機論, **38**-316, B (1972), 3178-3184.
- (16) 高橋一郎, 熱物性, 8-3 (1994), 155-160.
- (17) 日本機械学会, 伝熱工学資料, 4 版, (1986), 318, 日本機械学会.
- (18) Sridhar, M. R. and Vovanovich, M. M., *Trans. ASME, J. Heat Transf.*, **118** (1996), 3-9.
- (19) Sridhar, M. R. and Yovanovich, M. M., *Int. J. Heat Mass Transf.*, **39** (1996), 831-839.
- (20) Rogers, G. F. C., *Int. J. Heat Mass Transf.*, **2** (1961), 150-154.
- (21) 日本材料学会, 機械材料学, 5 版, (1994), 284, 日本材料学会.
- (22) 若林英信・ほか 2 名, 第 17 回日本熱物性シンポジウム講演論文集, (1996), 83-86.
-