

熱伝導逆解析に基づく線状加熱時入熱量推定法の 正則化処理による高精度化

正員 冨田 康光* 正員 大沢 直樹*
正員 橋本 聖史* 学生員 松岡 潔*
北野 正典**

Improvement of the Accuracy of Heat Input Estimation Technique based on Inverse Heat
Conduction Analysis by the Introduction of Regularization Method

by Yasumitsu Tomita, *Member* Naoki Osawa, *Member*
Kiyoshi Hashimoto, *Member* Kiyoshi Matsuoka, *Student Member*
Masanori Kitano

Summary

The regularization method, which improves the accuracy and the robustness of inverse heat conduction analysis for the distributions of heat flux and plate face temperature during spot heating, is formulated. Gas temperature right on the plate, T_c , and local heat transfer coefficient, α , can be identified from these estimates. A guideline for adjusting the identified T_c and α is drawn up. The validity of the proposed method is demonstrated by comparing the estimated and measured plate temperatures during spot and line heating experiments. This result indicates that calculation of the steel plate heat input distribution history can be accomplished for desired plate shape, dimensions, and torch movement history, solely from spot heating experimental results.

1. 緒 言

我が国造船業の国際競争力を強化するには、熟練技能者の経験と勘を頼りにする割合が多い線状加熱等の撓鉄作業の高効率化を図る必要がある。そのために、加熱条件と部材変形量の関係の定量的評価手法の確立が求められている。

鋼板への入熱量と部材変形量の関係については多くの研究例があり^{例えば1)}、入熱分布時刻歴から変形量を推定する手法はほぼ確立されている。

一方、加熱条件と入熱量の関係に関する研究例は少ない。辻ら²⁾、寺崎ら³⁾は、トーチ周り入熱分布が時間で不変と仮定して入熱量を推定する方法を示した。これらの方法は、基礎実験と鋼材形状・トーチ速度が異なる場合の精

度に問題があり、また、骨材曲げなど外板曲げ以外の撓鉄作業に応用するのは困難である。

著者ら⁴⁾⁵⁾は、レーザー誘起蛍光法（以下、LIF法と呼ぶ）により線状加熱時のガス火炎熱流場を調べ、その知見に基づいて、点加熱時の板直上ガス温度分布と局所熱伝達率分布から任意の板形状、トーチ移動履歴に対する入熱量を推定する手法を提案した。

著者らは、既報⁶⁾において、この方法に必要な入熱パラメータである板直上ガス温度および局所熱伝達率を、薄板円盤点加熱試験における鋼板裏面温度から熱伝導逆解析により計算する方法を開発した。そして、逆解析結果から同定した入熱パラメータを熱境界条件として熱伝導解析を行えば、点加熱試験結果のみから線状加熱試験の熱サイクルが推定できることを示した。しかしこの解析では逆解析において正則化を施さない exact matching 解析を行ったため、裏面温度の計測誤差が大きいと強度の不安定が発生し、入熱パラメータの同定が不可能になる場合があった。この状況は、入熱量が大きく熱電対の温度追従性が悪化する場合に頻発し、提案手法を実務に応用するにあたって大きな障害となっていた。

* 大阪大学大学院工学研究科

** (株)日本エル・シー・エー(研究当時大阪大学工学部)

本研究では、既報⁹⁾の熱伝導逆解析に正則化を導入することにより、入熱量が大きく熱電対の温度追従性が悪化する場合にも適用可能な入熱パラメータ同定法を開発する。そして、開発手法を大入熱骨材曲げ標準点加熱時の逆解析に適用し、同定結果に基づく熱伝導順解析結果と実験結果を比較して正則化手法の有効性を検討する。さらに、点加熱試験結果から同定した入熱パラメータを用いて計算した線状加熱時の鋼板熱サイクルを実験結果と比較することにより、開発手法が任意の板形状、トーチ移動履歴に対する入熱量推定に有効であることを示す。

2. 解析理論

2.1 熱伝導逆解析における正則化手法

熱伝導体表面に時間的・空間的に変動する分布熱流束が存在する場合を考える。熱流束作用面を K 個の領域に分割し、各領域の代表点 $F_J (J=1, \dots, K)$ をとる。ある時刻の熱流束分布を、各領域代表点での離散値を用いて近似的に表現する。物体内の点 $S_I (I=1, \dots, N)$ で温度時刻歴を計測する。 S_I の位置で時刻 $t_i (i=1, 2, \dots)$ に計測した温度を Y_i^I と表す。時刻 t_M 以降に物体表面全域で熱流束が零となった場合の、点 $S_I (I=1, \dots, N)$ の位置での時刻 $t_{M+i} (i=1, 2, \dots, m)$ における温度を $T_{(0)I}^{M+i}$ と表す。時刻 t_M 以降、 $t_M \sim t_{M+1}$ に第 J 区間 (代表点 F_J) で単位熱流束が与えられる以外は全ての熱流束が零となる場合の、点 S_I の位置での時刻 $t_{M+i+1} (i=0, 1, \dots, m-1)$ における温度を影響係数と呼び、 A_{IJ}^0 と表す。

Beck ら¹⁰⁾によれば、 F_J の位置での時刻 $t_{M+i-1} \sim t_{M+i} (i=1, 2, \dots, m)$ に間の熱流束 q_J^{M+i-1} は次式で推定できる。

$$\{q\} = ([X]^T [\Phi]^{-1} [X] + \lambda [H]^T [W][H])^{-1} [X]^T [\Phi]^{-1} (\{Y\} - \{T_{(0)}\}) \quad (1)$$

式中の諸量の意味は以下に示す。

$\{q\}$ は q_J^{M+i-1} を次式のように並べた $(m \times K)$ 行列ベクトルである。 $\{Y\}$ 、 $\{T_{(0)}\}$ は Y_i^{M+i} 、 $T_{(0)I}^{M+i}$ を次式のように並べた $(m \times N)$ 行列ベクトルである。

$$\begin{aligned} \{q\} &= [q_1^M, \dots, q_K^M, \dots, q_1^{M+m-1}, \dots, q_K^{M+m-1}]^T \\ \{Y\} &= [Y_1^{M+1}, \dots, Y_N^{M+1}, \dots, Y_1^{M+m}, \dots, Y_N^{M+m}]^T \\ \{T_{(0)}\} &= [T_{(0)1}^{M+1}, \dots, T_{(0)N}^{M+1}, \dots, T_{(0)1}^{M+m}, \dots, T_{(0)N}^{M+m}]^T \end{aligned} \quad (2)$$

行列 $[X]$ は、 $A_{IJ}^0 (I=1, \dots, N, J=1, \dots, K, i=0, \dots, m-1)$ を次式のように並べた、 $(m \times N)$ 行 $(m \times K)$ 列行列である。

$$[X] = \begin{bmatrix} [A_{IJ}^0] & [0] & \cdots & [0] \\ [A_{IJ}^0] & [A_{IJ}^0] & [0] & \vdots \\ \vdots & \vdots & \ddots & [0] \\ [A_{IJ}^{m-1}] & [A_{IJ}^{m-2}] & \cdots & [A_{IJ}^0] \end{bmatrix} \quad (3)$$

点 $S_I (I=1, \dots, N)$ の位置にある温度センサの測定誤差分散を対角成分とする N 行 N 列対角行列を $[\Phi]$ と表す。

行列 $[\Phi]$ は、 $[\phi]$ を m 個対角方向に並べた $(m \times N)$ 行 $(m \times N)$ 列行列である。 λ は正則化パラメータであり、 $[W]$ は $\{q\}$ の各成分 q_J^{M+i-1} に対する正則化処理重み係数を対角成分とする $(m \times K)$ 行 $(m \times K)$ 列行列である。

$[H]$ は正則化行列である。 $[H]$ は空間正則化行列 $[H_s]$ と時間正則化行列 $[H_t]$ の積 $[H_s][H_t]$ として与えられる。 $[H_s]$ 、 $[H_t]$ はいずれも $(m \times K)$ 行 $(m \times K)$ 列行列である。

零次正則化を行う場合の $[H_s]$ 、 $[H_t]$ は次式で与えられる。ここで $[I]$ は $(m \times K)$ 行 $(m \times K)$ 列単位行列である。

$$[H_s] = [H_t] = [I] \quad (4)$$

1次正則化を行う場合の $[H_s]$ 、 $[H_t]$ は次式で与えられる。 $[h_1]$ 、 $[i_1]$ はともに K 行 K 列行列である。

$$\begin{aligned} [H_s] &= \begin{bmatrix} [h_1] & [0] \\ & \ddots \\ [0] & [h_1] \end{bmatrix}; [h_1] = \begin{bmatrix} -1 & 1 & & 0 \\ & \ddots & \ddots & \\ & & -1 & 1 \\ 0 & & & 0 \end{bmatrix} \\ [H_t] &= \begin{bmatrix} -[i_1] & [i_1] & & [0] \\ & \ddots & \ddots & \\ & & -[i_1] & [i_1] \\ [0] & & & [0] \end{bmatrix}; [i_1] = \begin{bmatrix} 1 & & 0 \\ & \ddots & \\ & & 1 \\ 0 & & & 0 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (5)$$

2次正則化を行う場合の $[H_s]$ 、 $[H_t]$ は次式で与えられる。 $[h_2]$ 、 $[i_2]$ はともに K 行 K 列行列である。

$$\begin{aligned} [H_s] &= \begin{bmatrix} [h_2] & [0] \\ & \ddots \\ [0] & [h_2] \end{bmatrix}; [h_2] = \begin{bmatrix} 1 & -2 & 1 & & 0 \\ & \ddots & \ddots & \ddots & \\ & & 1 & -2 & 1 \\ & & & 0 & 0 \\ 0 & & & & 0 \end{bmatrix} \\ [H_t] &= \begin{bmatrix} [i_2] & -2[i_2] & [i_2] & & [0] \\ & \ddots & \ddots & \ddots & \\ & & [i_2] & -2[i_2] & [i_2] \\ & & & [0] & [0] \\ [0] & & & & [0] \end{bmatrix}; [i_2] = \begin{bmatrix} 1 & & & & 0 \\ & \ddots & & & \\ & & 1 & & \\ & & & 0 & \\ 0 & & & & 0 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (6)$$

2.2 影響係数の計算方法

本研究の解析対象である、薄板円盤点加熱試験における式(2)の $T_{(0)I}^{M+i-1}$ および式(3)の A_{IJ}^0 は、差分熱伝導順解析により計算できる。

点加熱中の軸対称熱伝導問題を考える。点加熱試験では円盤裏面に中心から半径方向に温度センサが配置される。半径 R 、板厚 d の円盤断面に Fig. 1 の径方向座標 r と板厚方向座標 z をとる。薄板円盤を想定して、中心から最外側センサ位置までの間に K 個の計算格子点が配置され、板厚方向には表裏面のみに計算格子が配置されるよう格子分割を行う。鋼板裏面は断熱と近似し、裏面格子点の下方に表面格子点の鏡像を考える。計算格子列番号を中心点か

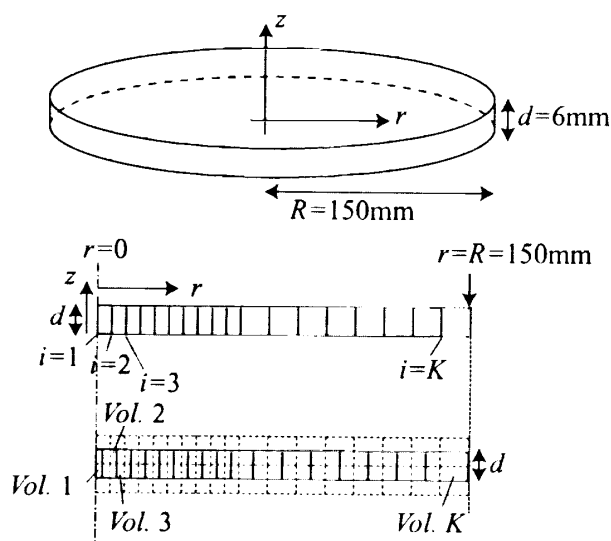


Fig. 1 Model used in inverse heat conduction analysis of spot heating tests.

ら径方向に昇順につける。板中心と第 i 格子列の距離を r_i と表す。第 i 格子列の加熱面温度、裏面温度、加熱面熱流束を F_i , B_i , q_i と表す。

計算領域を Fig. 1 のように K 個のコントロールボリュームに分割し、ボリューム番号を中心よりから径方向に昇順につける。 $i=1, 2, \dots, K$ に対して第 i 格子点が第 i ボリュームの評価点となる。両端部以外でボリューム左右境界は評価点と左右隣接格子点の中点にとる。最外縁ボリュームの右境界は円盤外周にとる。以下で、添字 E, W, N, S は右, 左, 上, 下の隣接格子点を、添字 P, e, w, n, s はコントロールボリュームの内部評価点および右, 左, 上, 下境界を表す。密度 ρ , 比熱 c , 熱伝導係数 κ の温度依存性を考慮する。 ρ, c, κ に添字をつける場合は、記号に対応する点の温度に対応する各物性値であることを示す。 Δt は過渡解析の時間増分であり、 f_t は時間積分における陰的計算パラメータである。裏面温度 B_i の上付添字

(0) は時間増分前の値を、上付添字 (1) は時間増分後の値を意味する。

裏面と外周が断熱と近似し、円柱座標系 (r, z) に関する軸対称熱伝導方程式を各コントロールボリュームについて離散化する。

Fig. 2(a) に示す、両端部を除くボリュームに対して次の差分式が得られる。 i は格子点番号およびボリューム番号である。

$$a_P^i B_i^{(1)} = a_E^i B_{i-1}^{(1)} + a_W^i B_{i+1}^{(1)} + b^i \quad (7)$$

式(7)の各係数は次式で与えられる。

$$a_P^i = r_P \frac{\rho_P c_P \Delta r \Delta z}{\Delta t} + f_t \left(\frac{\kappa_e r_e}{\delta r_e} + \frac{\kappa_w r_w}{\delta r_w} \right) \Delta z$$

$$a_E^i = f_t \frac{\kappa_e r_e}{\delta r_e} \Delta z, \quad a_W^i = f_t \frac{\kappa_w r_w}{\delta r_w} \Delta z$$

$$b^i = r_P \frac{\rho_P c_P \Delta r \Delta z}{\Delta t} B_i^{(0)} + f_t \frac{\kappa_n}{\kappa_N} r_P q_i^{(1)} \Delta r + (1 - f_t) \quad (8)$$

$$\left[\left\{ - \left(\frac{\kappa_e r_e}{\delta r_e} + \frac{\kappa_w r_w}{\delta r_w} \right) B_{i-1}^{(0)} + \frac{\kappa_e r_e}{\delta r_e} B_{i+1}^{(0)} + \frac{\kappa_w r_w}{\delta r_w} B_{i-1}^{(0)} \right\} \Delta z + \frac{\kappa_n}{\kappa_N} r_P q_i^{(0)} \Delta r \right]$$

式(8)中の諸量は次式で計算する。

$$\begin{aligned} \delta r_e &= r_{i+1} - r_i, \quad \delta r_w = r_i - r_{i-1}, \quad \Delta r = (\delta r_e + \delta r_w)/2 \\ r_P &= r_i, \quad r_e = (r_{i+1} + r_i)/2, \quad r_w = (r_i + r_{i-1})/2 \\ \delta z_n &= \delta z_s = d, \quad \Delta z = (\delta z_n + \delta z_s)/2 \end{aligned} \quad (9)$$

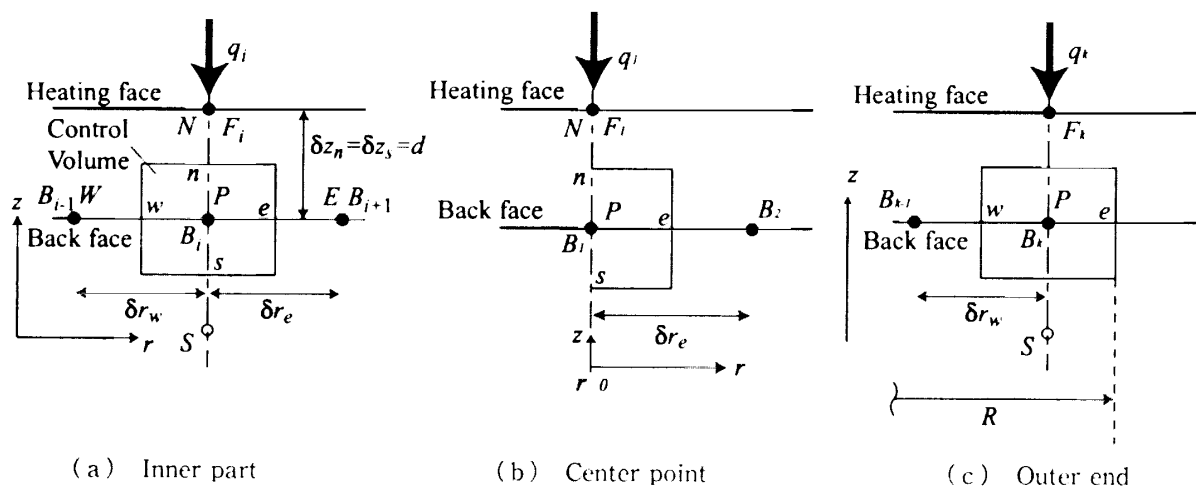
Fig. 2(b) に示す、円盤中心部 (第1) ボリュームに対して次の差分式が得られる。

$$a_P^1 B_1^{(1)} = a_E^1 B_1^{(1)} + b^1 \quad (10)$$

式(10)の各係数は次式で与えられる。

$$a_P^1 = \frac{\rho_P c_P \Delta r \Delta z}{2 \Delta t} + f_t \left(\frac{\kappa_e}{\delta r_e} \right) \Delta z, \quad a_E^1 = f_t \frac{\kappa_e \Delta z}{\delta r_e}$$

$$\begin{aligned} b^1 &= \frac{\rho_P c_P \Delta r \Delta z}{2 \Delta t} B_1^{(0)} + f_t \frac{\kappa_n}{2 \kappa_N} q_1^{(1)} \Delta r \\ &+ (1 - f_t) \left[\left\{ - \frac{\kappa_e}{\delta r_e} B_1^{(0)} + \frac{\kappa_e}{\delta r_e} B_2^{(0)} \right\} \Delta z + \frac{\kappa_n}{2 \kappa_N} q_1^{(0)} \Delta r \right] \end{aligned} \quad (11)$$



(a) Inner part

(b) Center point

(c) Outer end

Fig. 2 Control volumes.

式(11)中の諸量は次式で計算する。

$$\begin{aligned}\delta r_e &= r_2, \quad \Delta r = \delta r_e / 2 \\ \delta z_n &= \delta z_s = d, \quad \Delta z = (\delta z_n + \delta z_s) / 2\end{aligned}\quad (12)$$

Fig. 2(c)に示す、外縁部(第 K) ボリュームに対して次の差分式が得られる。

$$a_p^K B_K^{(1)} = a_w^K B_K^{(1)} + b^K \quad (13)$$

式(13)の各係数は次式で与えられる。

$$\begin{aligned}a_p^K &= r_p \frac{\rho_p C_p \Delta r \Delta z}{\Delta t} + f_t \left(\frac{\kappa_w r_w}{\delta r_w} \right) \Delta z, \\ a_w^K &= f_t \frac{\kappa_w r_w}{\delta r_w} \Delta z \\ b^K &= r_p \frac{\rho_p C_p \Delta r \Delta z}{\Delta t} B_K^{(0)} + f_t \frac{\kappa_n}{\kappa_N} r_p q_K^{(1)} \Delta r \\ &\quad + (1 - f_t) \left[\left\{ -\frac{\kappa_w r_w}{\delta r_w} B_K^{(0)} + \frac{\kappa_w r_w}{\delta r_w} B_{K-1}^{(0)} \right\} \Delta z \right. \\ &\quad \left. + \frac{\kappa_n}{\kappa_N} r_p q_K^{(0)} \Delta r \right]\end{aligned}\quad (14)$$

式(14)中の諸量は次式で計算する。

$$\begin{aligned}\delta r_w &= r_K - r_{K-1}, \quad \Delta r = \delta r_w / 2 + (R - r_K) \\ r_p &= r_K, \quad r_e = R, \quad r_w = (r_K + r_{K-1}) / 2 \\ \delta z_n &= \delta z_s = d, \quad \Delta z = (\delta z_n + \delta z_s) / 2\end{aligned}\quad (15)$$

時刻 t_m で裏面格子点温度 $B_i|_{t_m} (i=1, 2, \dots, K)$ が既知とする。時刻 $t_m \sim t_{m+1}$ の熱流束 $q_i (i=1, 2, \dots, K)$ が規定されるなら、 $B_i^{(0)} = B_i|_{t_m}$ において式(7)(10)(13)を解けば、時刻 t_{m+1} での裏面格子点温度 $B_i|_{t_{m+1}}$ が計算できる。この操作を繰返せば時刻 $t_{m+i} (i=1, 2, \dots, m)$ での裏面格子点温度 $B_i|_{t_{m+i}}$ が計算できる。 $B_i|_{t_{m+i}}$ を空間補間すれば、任意位置の裏面温度が計算できる。

時刻 t_m 以降の全ての熱流束が零であるとして計算した時刻 t_{m+i} での第 I センサ位置裏面温度が $T_{(0)}^{(i)}$ になり、時刻 $t_m \sim t_{m+1}$ 間の第 J 区間の代表熱流束 q_J のみ 1.0 で、それ以外の熱流束が全て零であるとして計算した時刻 t_{m+i+1} での第 I センサ位置裏面温度が $A_I^{(j)}$ となる。

2.3 入熱パラメータの同定

時刻 t_m までの温度分布時刻歴が既知であれば、式(7)(10)(13)の各係数が決定でき、式(1)の $[X], \{T_{(0)}\}$ を計算できる。時刻 $t_{m+i} (i=1, 2, \dots, m)$ でのセンサ温度測定値を用いれば、式(1)により時刻 $t_m \sim t_{m+1}$ 間の熱流束分布が計算できる。得られた熱流束分布を式(7)(10)(13)の熱境界条件として用いれば、時刻 t_{m+1} における各格子点裏面温度 $B_i (i=1, 2, \dots, K)$ を得る。

裏面で断熱と近似するので、第 i 格子列の加熱面流束 q_i 、加熱面温度 F_i 、裏面温度 B_i の間に次式が成立する。式中の T は温度を表す。

$$q_i = - \left(\kappa \frac{\partial T}{\partial z} \right) \Big|_{\text{surface}} \simeq -2\kappa|_{T=F_i} \frac{B_i - F_i}{d} \quad (16)$$

時刻 t_{m+1} で式(16)を考えると、 t_{m+1} における第 i 格子列での加熱面温度 F_i を決定できる。

著者ら⁴⁾は、LIF装置を用いて点加熱時ガス温度分布の

過渡変化を計測し、点加熱中のガス温度分布が板面温度上昇によらず時間で不変とみなせることを示した。この実験事実、板面直上ガス温度 T_G と局所熱伝達率 α がトーチからの距離のみで決まり、時間で不変であるとの近似を可能とする。この場合、 F_i と q_i には次式の線形関係が成立する。

$$q_i = -a_i F_i + b_i \quad (i=1, 2, \dots, K) \quad (17)$$

逆解析で得た各時刻の F_i, q_i の関係を式(17)に回帰させれば、各格子列に対して、 a_i として局所熱伝達率 α_i が、 b_i/a_i として板直上ガス温度 T_{Gi} が得られる。同帰解析で決定した T_G, α を熱境界条件として与えて熱伝導解析を行えば、点加熱時の入熱分布および板内温度分布の時間変化を計算できる。

3. 骨材曲げ標準点加熱の入熱パラメータ同定

前節に示した手法を用いて、日本造船研究協会第246研究部会が実施した骨材曲げ標準点加熱試験⁹⁾における T_G, α を同定する。そして、同定値を用いた熱伝導順解析により鋼板温度時刻歴を精度良く推定できることを示す。

3.1 実験条件および温度計測結果

試験体は直径 300 mm、板厚 6 mm の軟鋼製薄板円盤である。円盤は断熱材上に水平に保持され、その中央が骨材曲げ加熱標準要領に従って酸素プロパン火炎で加熱された。トーチ火口には田中製作所製 6965#2000 型が使用された。ガス条件、トーチ高さは Table 1 に示す 2 とおりを用いた。以下で、トーチ高さ 35 mm の条件を H35 と、40 mm の条件を H40 と呼ぶ。

Table 1 Gas conditions employed in spot heating tests.

Case	H35	H40
Equiv. Fuel of C_3H_8 (l/min)	42.1	40.5
Pressure of C_3H_8 (MPa)	0.075	0.076
Equiv. Fuel of O_2 (l/min)	156.4	157.6
Pressure of O_2 (MPa)	0.865	0.670
Nozzle height (mm)	35.0	40.0

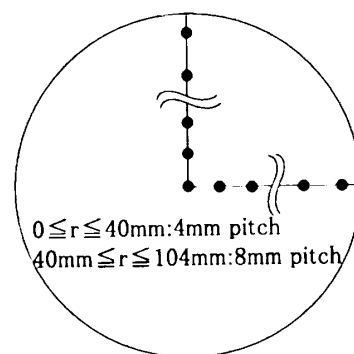


Fig. 3 Arrangement of thermocouples for spot heating tests.

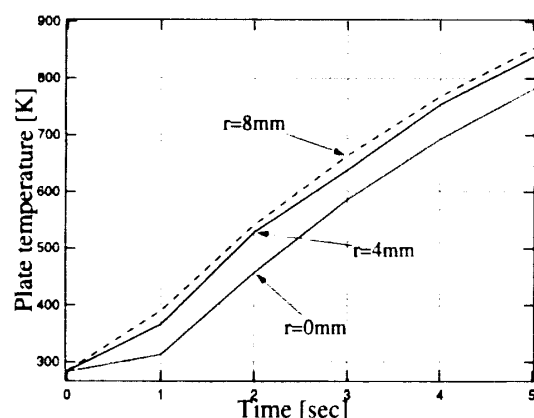


Fig. 4 Time histories of plate back face temperature near the plate center for spot heating test II35.

円盤裏面の中心から直交する2方向に沿って Fig. 3 のように配置した線径 0.64 mm の接地型 K 熱電対により鋼板裏面温度分布を計測した。熱電対は、中心から 40 mm までは 4 mm ピッチで、その外側は 8 mm ピッチでパークッションウェルダにより取り付けられた。実験では、トーチを円盤中心上に移動させてから約 5 秒間、1 秒間隔で熱電対出力を計測した。

以下で、 r は円盤中心からの距離を、 t は計測開始からの経過時間を表す。条件 II35 での $r=0, 4, 8$ mm での裏面温度履歴を Fig. 4 に示す。図には同一距離にある 2 つの計測温度の平均値を示してある。実現象では r が小さくトーチに近い程温度が高いにもかかわらず、Fig. 4 では $r=8$ mm の温度より $r=0, 4$ mm の温度が低く計測されている。この原因としては、火炎中心と円盤中心にずれが生じていたこと、熱電対線径が過大だったため高温域の温度追従性が悪化したこと、の 2 点が考えられる。

本研究で扱う骨曲げ標準加熱の入熱は、既報⁹⁾の板曲げ標準加熱に比べ大幅に大きい。骨曲げ加熱時のトーチ直下の鋼板温度は板曲げ加熱時より大幅に上昇し、既報で使用した細径（線径 0.32 mm）熱電対の動作保証温度範囲を越えることが予想された。太径熱電対はこの対策として選択された。温度追従性の悪化が顕在化するほど裏面温度が上昇したのは、円盤板厚を板曲げ標準実験と同一の 6 mm としたためであるが、この寸法は、逆問題の不適切性の抑制を実現する円盤内熱伝導の一次元近似を可能とし、かつ熱流束分布推定に十分な空間解像度を与えるため選択されたものであり、変えることは困難である。

熱電対径の最適化により温度追従性の低下を抑止する等の対策を施しても、大入熱時における円盤中心付近の温度計測精度低下を完全には防止できないと考えられる。提案手法を実務に応用するためには、今回程度の測定誤差が発生した場合でも入熱パラメータの高精度な同定が可能な、robust な計算方法を開発する必要がある。

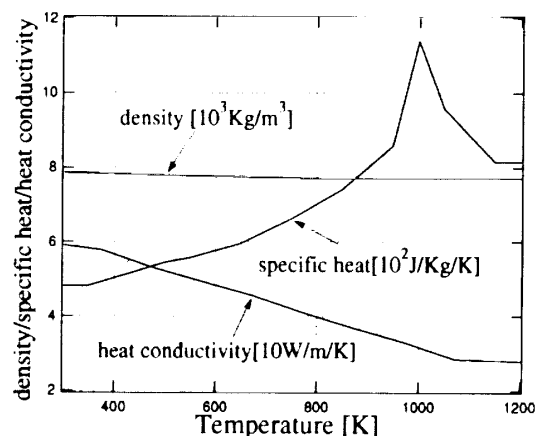


Fig. 5 Temperature dependency of the material properties

3.2 入熱パラメータの逆解析

本節の逆解析では、Fig. 5 に示す熱物性を使用した。

2 節の逆解析で下記を設定した場合は、既報⁹⁾の exact matching 解析と同等の解析になる。

- 裏面温度センサと加熱面熱流束評価点の中心からの距離が常に等しいよう配置する。
- 式(1)において正則化パラメータ λ を零とする。
- 陰的計算パラメータ f_i を零とする。
- 解析対象時間ステップ数 m を 1 とする。
- 熱物性値を裏面計測温度で評価する。

上記設定の exact matching 解析により、点加熱試験 II35 の裏面温度時刻歴計測値から加熱面熱流束 q および加熱面鋼板温度 T_s の分布を推定した結果を Fig. 6 に示す。温度計測精度不良が疑われる $r \leq 4$ mm で q 、 T_s ともに値が非現実的に小さく、特に $r=0$ の q は $t < 4$ sec で負値を示す。 q の空間分布には測定誤差に起因すると思われる強度の不安定が発生している。

Fig. 7 に q と T_s の関係を図示する。 $r \leq 4$ mm で式(17)の線形関係は表れず、入熱パラメータ T_{in} 、 α の同定は不可能である。計測誤差の大きい領域の温度計測値を無視しようとしても、境界条件を与えるべき $r=0$ の計測値が失われるため解析不能となる。すなわち、既報⁹⁾の exact matching 解析では本研究の研究対象である骨曲げ標準加熱点加熱試験結果の逆解析を実施できない。これは、exact matching 解析の robust 性が実用レベルに達していないことを意味する。

一方、2.1 節の正則化手法を導入すると同一実験結果から入熱パラメータの推定が可能となった。最適化は以下の方針で行った。

- 計測誤差の大きな $r=0, 4$ mm のデータを無視する。
- 2 つの熱電対配置方向ごとに $r=8 \sim 20$ mm のデータから 3 次スプライン補間により $r=2$ mm のデータを作成して計測データとともに使用する。2 方向の計測値または補間値の平均を逆解析に用いる。

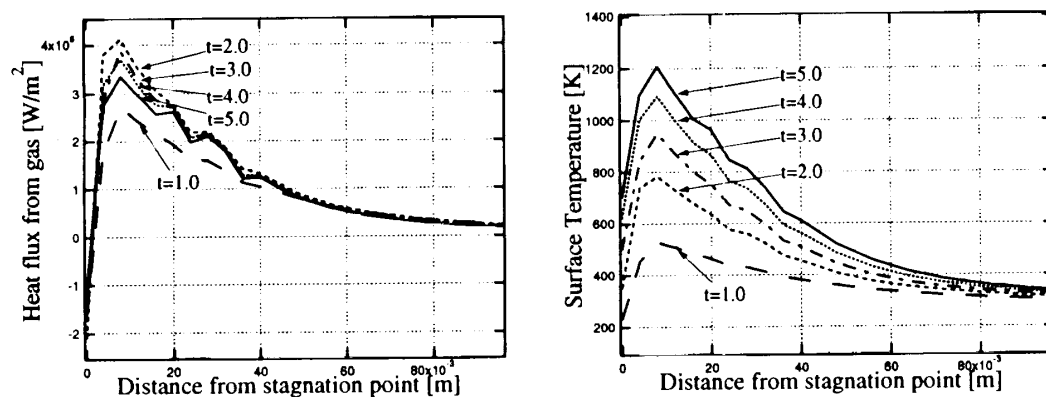


Fig. 6 Distributions of heat flux and plate heating face temperature obtained by exact matching inverse heat conduction analysis for spot heating test H35.

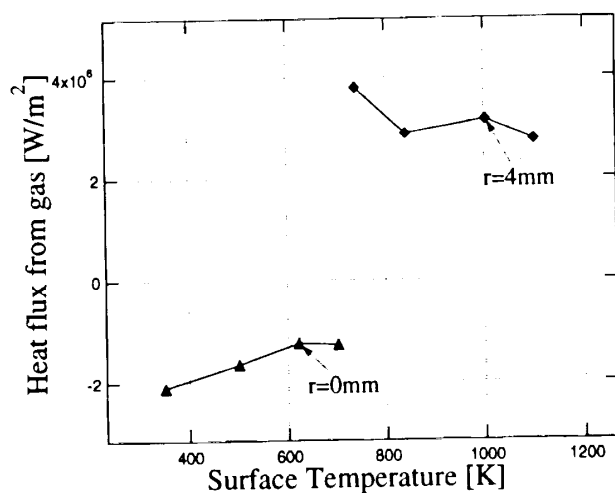


Fig. 7 Relationship between heat flux and plate heating face temperature obtained by exact matching inverse heat conduction analysis for spot heating test H35.

- 加熱面も含めた全計算点の熱物性値を r が等しい裏面計測温度で評価する。
- 解析対象時間ステップ数 m を3とする。
- 空間に1次正則化を、時間に零次正則化を施す。

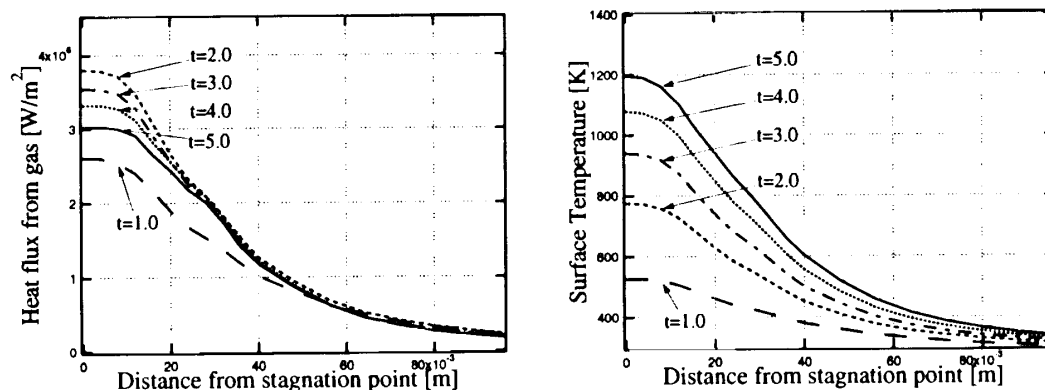


Fig. 8 Distributions of heat flux and plate heating face temperature obtained by regularized inverse heat conduction analysis for spot heating test H35.

● 正則化パラメータ λ の値は、式(1)の $[X]^T[\Phi]^{-1}[X]$ と $\lambda[H]^T[W][H]$ の最大値ノルムが同程度になるよう選ぶ。

● 正則化重み係数は全て1.0とし、式(1)の $[W]$ は単位行列とする。

● 式(1)の $[\Phi]$ は単位行列とする。

全計算点の熱物性値を裏面計測温度で評価したのは、推定温度の不安定による、後続時刻支配差分式の不安定性の増幅を抑制するためである。この処理の妥当性は、薄板試験体を使用したため板厚方向温度勾配が比較的小さいことより支持される。正則化次数は、 α の推定に大きな影響を与える q の時間変化率に正則化の副作用が極力及ばないように選んだ。 $r=0, 4\text{ mm}$ を除くセンサのランダム誤差は同程度と仮定して $[W]$, $[\Phi]$ を選択した。

上記の正則化で $\lambda=5.0 \times 10^{-10}$ とした場合に得られた、点加熱試験 H35 の q および T_s の分布を Fig. 8 に示す。Fig. 6 と比較すると、 q , T_s とも $r=0$ での非現実的な値の低下が解消され、各時刻の空間分布が平滑化されて特に q の不安定が大幅に低減されている。Fig. 8 でも q に若干の不安定が残る。しかし、これ以上 λ を大きくすると q の時間変化に過度の平滑化が生じ、 q と T_s の線形回帰計算が困難となったため、この設定を採用した。

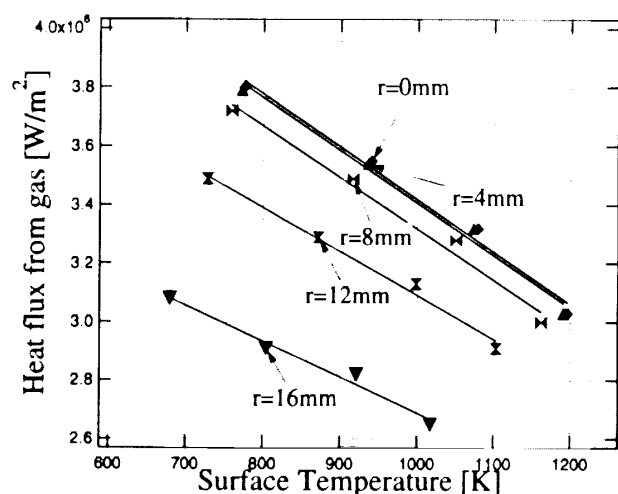


Fig. 9 Relationship between heat flux and plate heating face temperature obtained by regularized inverse heat conduction analysis for spot heating test H35.

Fig. 9に q と T_s の関係を図示する。Fig. 7と対称的に、正則化の結果 $r \leq 4$ mmでも両者の線形関係が得られ、解析領域全体で T_c , α の同定が可能となっている。Fig. 9を式(17)に回帰して得た T_c , α の分布をFig. 10に示す。各々の空間分布に不安定が生じているが、これは q 推定値に残った不安定に起因すると推定される。以上で、正則化の導入により、既報⁹⁾のexact matching解析では処理不能であった実験結果でも入熱パラメータの同定が可能となることが示された。

3.3 入熱パラメータの修正

正則化では、推定値の空間・時間変動を抑制するために、誤差最小自乗値と異なる q , T_s の推定値が導出される。本研究の解析例のように計測誤差が大きい場合は、 q , T_s の推定精度が悪化し、結果として入熱パラメータの精度が実用レベルに達しない懸念がある。前節で同定した入熱パラメータの精度を検証するため、推定結果を熱境界条件とする順解析結果を実験と比較した。

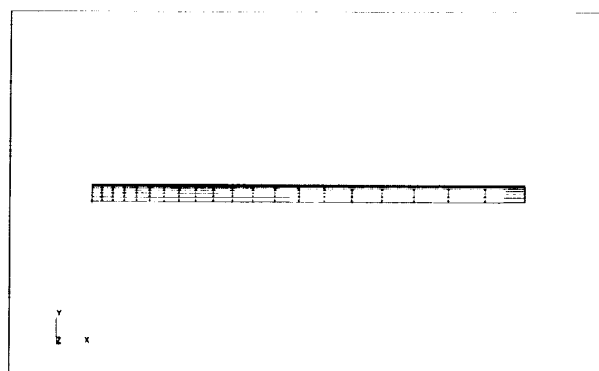


Fig. 11 FE model for direct heat conduction analysis of spot heating tests.

Table 2 Model dimensions of FE model for direct heat conduction analysis of spot heating tests.

Model dimension	0.3×0.006 (m)
Num. of Elements	$40 \times 40 \times 6$
Max./Min. element size in x dir.	$3.44/13.8 (\times 10^{-3})$ m
Max./Min. element size in y dir.	$3.44/13.8 (\times 10^{-3})$ m
Max./Min. element size in z dir.	$5.04/16.8 (\times 10^{-4})$ m

順解析は軸対称有限要素解析により行った。計算モデルと諸元をFig. 11およびTable 2に示す。鋼板初期温度は室温(300 K)とし、板上面でガスとの強制熱伝達、外周面と裏面で室温空気との対流熱伝達を考えた。空気との対流熱伝達係数は $480 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ とした。有限要素には四辺形4節点アイソパラメトリック要素を用いた。時間積分はNewmann法で行い、残差ノルムが節点温度ベクトルノルムの 10^{-6} になるまで反復計算を行った。鋼材の熱物性はFig. 5の値を用いた。時間増分は $10^{-4} \sim 5 \times 10^{-2}$ secとし、時間積分における数値減衰は0.01とした。

Fig. 12に順解析結果と実験結果の鋼板裏面温度の比較を示す。計算温度は計測値より大幅に低く、Fig. 10の入熱パラメータを無修正で用いると入熱量が過小に評価されることが示されている。

このままでは実用精度での入熱量推定が行えないので、

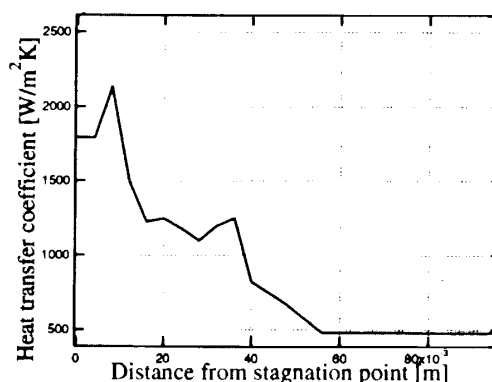
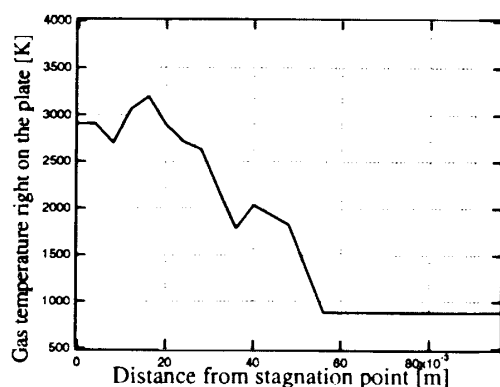


Fig. 10 Distributions of the estimated gas temperature right on the plate T_c and local heat transfer coefficient α for the heating test H35.

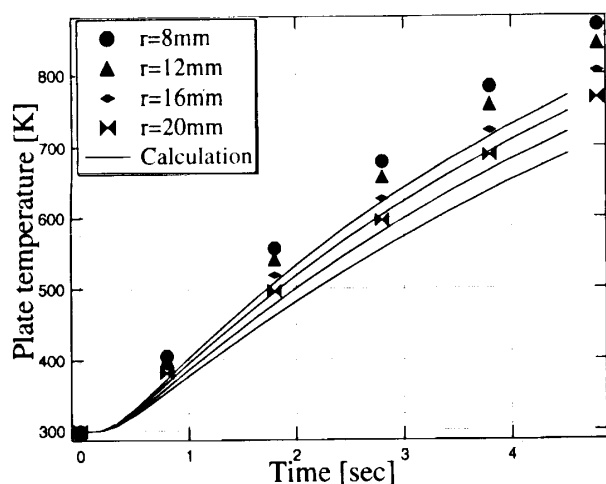


Fig. 12 Comparison of measured plate back face temperatures with the ones obtained by direct heat conduction analysis based on the 'as assumed' T_c and α for spot heating test H35.

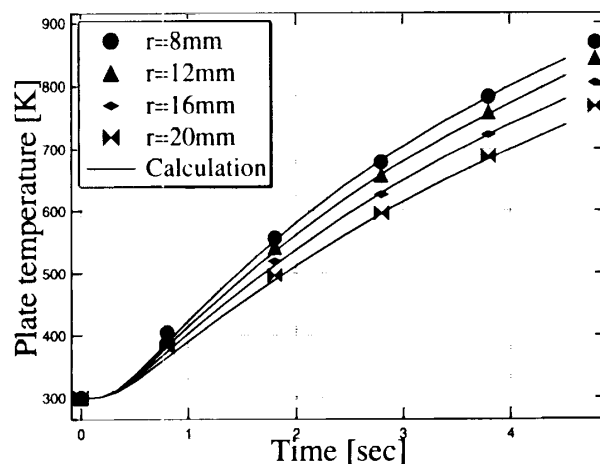


Fig. 14 Comparison of measured plate back face temperatures with the ones obtained by direct heat conduction analysis based on the modified T_c and α for spot heating test H35.

順解析結果と計測値が一致するように T_c , α の値を修正した。試行錯誤の結果、下記方針に従うと実験結果と良好に一致する計算値が得られることがわかった。

1. T_c , α を、円盤中心で逆解析値中の最大値に等しい極大値をもち、全体分布形状がおおよそ逆解析値の包絡線となるような滑らかな形状に修正する。

2. 上の修正後も計算結果が実験結果を下回る場合は、 T_c は不変として α の値を増大させる。

修正後の T_c , α を Fig. 13 に、順解析計算値と実験結果の比較を Fig. 14 に示す。Fig. 14 では計算値と実験値に良好な一致がみられ、Fig. 13 の T_c , α が点加熱時の入熱量推定に十分な精度を有することが示されている。

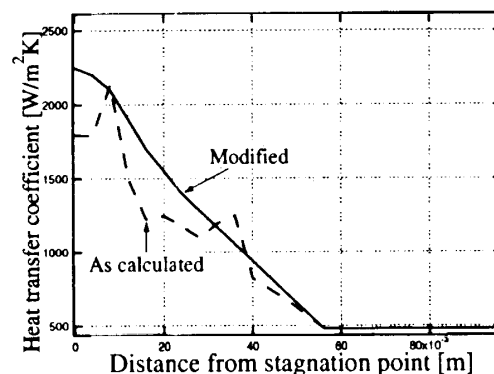
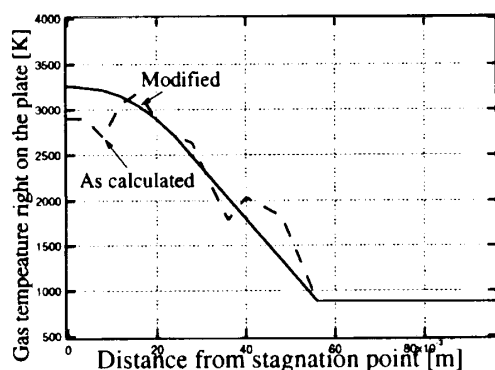


Fig. 13 Modified distributions of gas temperature right on the plate T_c and local heat transfer coefficient α for spot heating test H35.

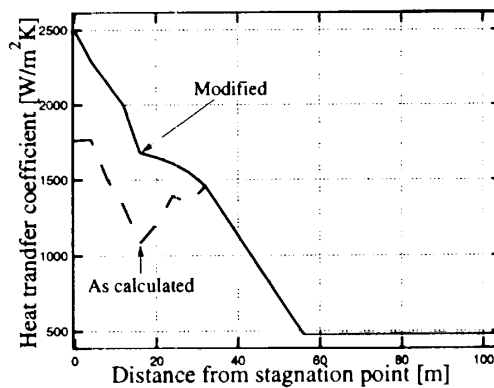
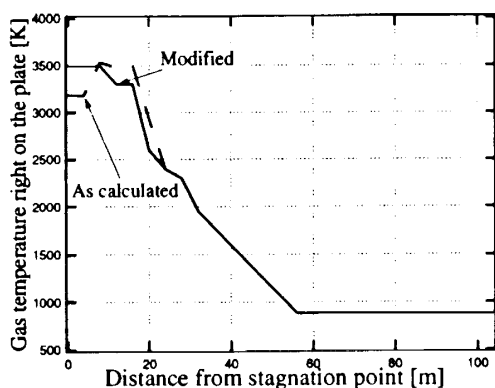


Fig. 15 Modified distributions of gas temperature right on the plate T_c and local heat transfer coefficient α for spot heating test H40.

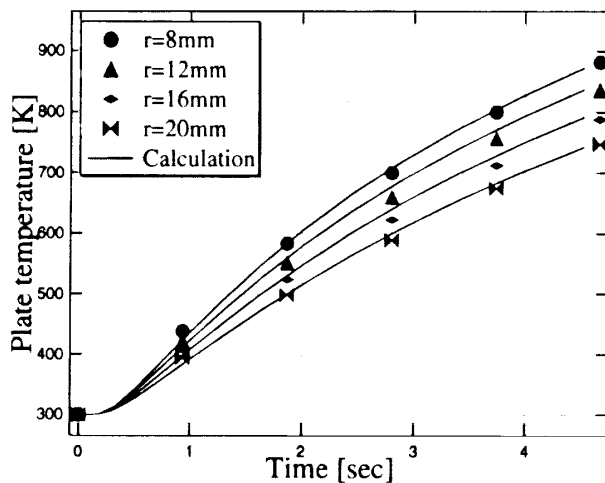


Fig. 16 Comparison of measured plate back face temperatures with the ones obtained by direct heat conduction analysis based on the modified T_c and α for spot heating test H40.

上述の点加熱試験 H35 と同一手順で、試験 H40 について熱伝導逆解析と T_c , α の修正を行った。修正後の T_c , α を Fig. 15 に、順解析計算値と実験結果の比較を Fig. 16 に示す。Fig. 16 では、H35 と同様に計算値と実験値に良好な一致がみられ、この場合も入熱推定に十分な精度の T_c , α が得られている。

以上より、正則化手法を導入した熱伝導逆解析と上述の入熱パラメータ修正手続きを用いれば、既報⁶⁾の exact matching 解析では処理できなかった大きな測定誤差を含む点加熱試験データからも高精度な入熱量推定が可能であることが示されたといえる。

4. 骨材曲げ標準線状加熱の熱サイクル推定

著者ら⁵⁾は、線状加熱時ガス温度分布の LIF 計測により、線状加熱中の T_c , α のトーチ周り相対分布がトーチ速度、鋼板温度上昇によらず時間で変化せず、点加熱における分布に等しいと近似できることを示した。よって、点加熱試験結果から同定した T_c , α を、トーチ移動中の各時点で熱境界条件として与えて熱伝導解析を繰り返すことにより、非直線加熱時を含む一般の撓鉄作業に対して、入熱分布および板内温度分布の時間変化を推定することができる。本手法の有効性は、既報⁶⁾で、exact matching 解析が有効なケースについて示されている。本節では、入熱量が大きく熱伝導逆解析で正則化の導入が必要なケースにおける本手法の有効性を、日本造船研究協会第 246 研究部会が実施した線状加熱試験結果⁹⁾を用いて検討する。

4.1 実験条件および解析条件

試験体は Fig. 17 に示す形状の、板厚 10 mm の軟鋼製矩形鋼板である。トーチは、一方の板耳を起点にガス条件およびトーチ高さを一定に保って板の長手方向中央線上を一定速度で移動させた。移動速度 V は $V=7.8, 14.4,$

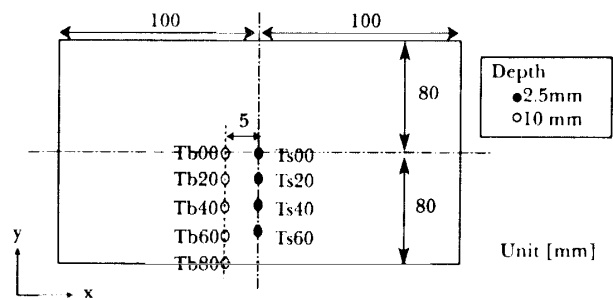


Fig. 17 Test specimen used in line heating experiences.

Table 3 Gas conditions employed in line heating tests.

Equiv. Fuel of C_3H_8 (l/min)	42.1~42.3
Pressure of C_3H_8 (MPa)	0.0660~0.0675
Equiv. Fuel of O_2 (l/min)	160.0~161.0
Pressure of O_2 (MPa)	0.700~0.710

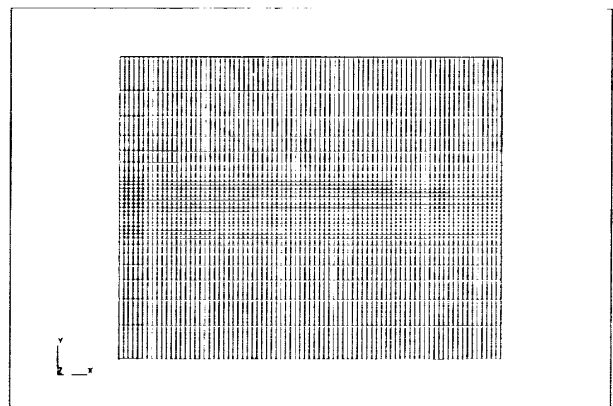


Fig. 18 FE model for direct heat conduction analysis of line heating tests.

29.2 mm/sec の 3 とおとした。トーチ高さは点加熱試験 H35 と同じ 35 mm とし、ガス条件は Table 3 の設定とした。Table 1 の H35 とガス条件を比較すると、換算流量はほぼ等しいがガス圧が異なる。

鋼板温度は熱電対により測定した。熱電対は線径 0.32 mm の接地型 K 熱電対を使用した。点加熱試験で使用した熱電対より線径を細くしたのは、線状加熱の最高到達温度が点加熱より低いため、温度追従性のより良好な細径熱電対の使用が可能なためである。Fig. 17 に示すように、板中央の幅方向線に加熱面からの深さ d が $d=10$ mm (板裏面) の計測点を、板中央からトーチ進行方向に 5 mm 離れた幅方向線に $d=2.5$ mm の計測点を配置した。以下で、加熱線から xx (mm) 離れた $d=yy \cdot y$ (mm) の計測点を点 $T.xx.Dyyy$ とよぶ。

3.3 節で同定した T_c , α を熱境界条件とした熱伝導順有限要素解析を行って、温度計測点の熱サイクルを計算した。計算モデルと諸元を Fig. 18 および Table 4 に示す。板上面でガスとの強制熱伝達、外周面と裏面で室温空気と

の対流熱伝達を考えた。有限要素には六面体8節点アイソパラメトリック要素を用いた。 T_c , α の値には、トーチ高さが同一でガス換算流量がほぼ等しいH35の修正済同

定結果 (Fig. 13) を用いた。熱物性値, 鋼板初期温度, 空気との対流熱伝達係数, 時間積分方法, 時間増分等は3.3節の点加熱解析と同じ設定とした。

4.2 解析結果および考察

$V=7.8, 14.4, 29.2$ mm/secの各ケースについての、各計測点熱サイクルの計算値と実験値の比較を Figs. 19, 20 および 21 に示す。図では、板耳加熱時を時刻零としている。

Figs. 19, 20 および 21 によれば、計算値と実験値は概ね一致している。両者の差は、 V が最も遅い $V=7.8$ mm/secの点 T00D025 で約 70 K あるが、その他は良好な一致を示しており、全体としては熱変形計算の基礎デー

Table 4 Model dimensions of FE model for direct heat conduction analysis of line heating tests.

Model dimension	$0.2 \times 0.16 \times 0.010$ (m)
Num. of elements	$100 \times 30 \times 8$
Max./Min. element size in x dir.	$2.00/2.00 (\times 10^{-3})$ m
Max./Min. element size in y dir.	$2.11/10.6 (\times 10^{-3})$ m
Max./Min. element size in z dir.	$8.25/27.5 (\times 10^{-4})$ m

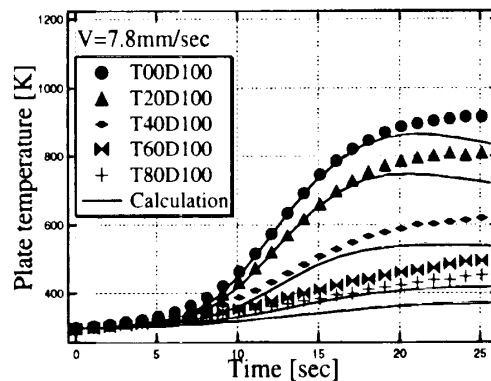
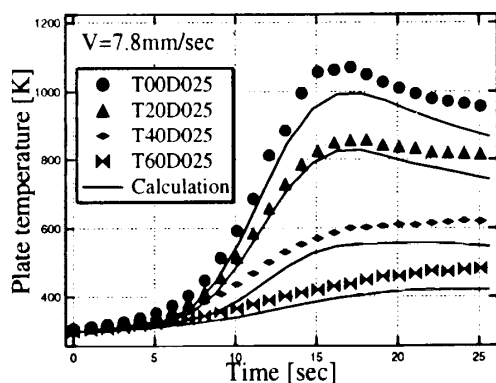


Fig. 19 Comparison of calculated and measured plate temperatures for the case where $V=7.8$ mm/sec

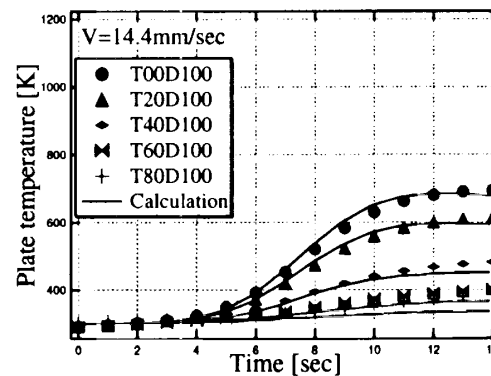
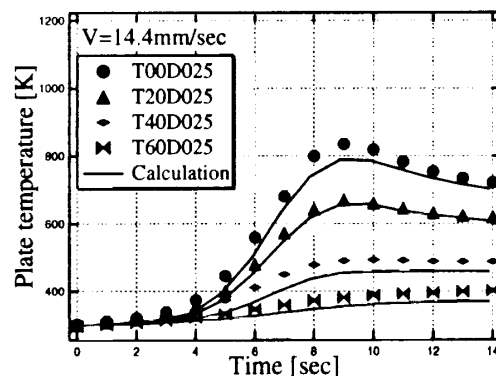


Fig. 20 Comparison of calculated and measured plate temperatures for the case where $V=14.4$ mm/sec

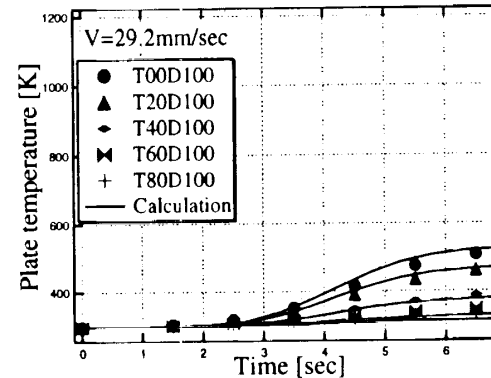
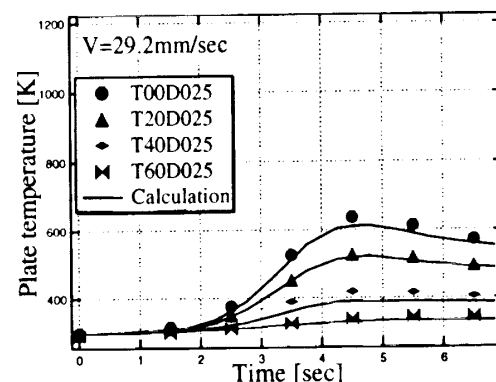


Fig. 21 Comparison of calculated and measured plate temperatures for the case where $V=29.2$ mm/sec

タとして十分な精度が確保されている。全体的に実験値が計算値を若干上回る傾向があるが、その原因は、

- 点加熱と線状加熱のガス条件が同一でないため、線状加熱試験の入熱が点加熱試験より大きかった。
- 点加熱試験で使用した太径熱電対の温度追従性が線状加熱試験で使用した細径熱電対より劣るため、熱伝導逆解析の基礎データとなった点加熱時裏面温度が低めに計測され、結果として入熱量が低く評価された。

ことにあると推測され、熱電対径の最適化、ガス条件管理の厳密化などの実験方法改善を行えば、さらなる推定精度向上が予想できる。

T_c , α の分布を求めた点加熱試験と線状加熱試験では、鋼板形状およびトーチ移動履歴が全く異なるにもかかわらず精度よく鋼板内時刻歴が推定できている。以上より、著者ら⁵⁾が提唱した、「点加熱試験を一例だけ実施すれば、任意の鋼板形状・寸法およびトーチ移動履歴に対して鋼板内温度が推定できる」との主張の妥当性が、入熱量が大きく熱伝導逆解析で正則化の導入が必要なケースでも示されたといえる。

5. 結 言

既報⁶⁾の入熱パラメータ同定法の計測誤差敏感性を軽減し robust 性を向上させる目的で、熱伝導逆解析に正則化を導入する手法を開発した。開発手法を大入熱骨材曲げ標準点加熱時の逆解析に適用し、同定結果に基づく熱伝導順解析結果と実験結果を比較して開発手法の有効性を検討した。さらに、点加熱試験結果から同定した入熱パラメータを用いて計算した線状加熱時の鋼板熱サイクルを実験結果と比較した。本研究で得られた知見は以下のとおり要約できる。

1. 開発した正則化手法を適用すると、入熱量が大きく熱電対の温度追従性が悪化する場合にも板直上ガス温度と局所熱伝達率の同定が可能になった。
2. 正則化熱伝導逆解析結果から同定した板直上ガス温度と局所熱伝達率を、点加熱中の入熱量を高精度で評価できるよう修正する手法を示した。
3. 点加熱中の板直上ガス温度と局所熱伝達率を熱境界条件として線状加熱時の鋼板熱サイクルを計算した結果は、実験結果と良好な一致を示した。これは、

点加熱時の板直上ガス温度分布と局所熱伝達率分布から任意の板形状、トーチ移動履歴に対する入熱量を推定する手法の有効性が、入熱量が大きく熱伝導逆解析で正則化の導入が必要な場合でも示されたことを意味する。

謝 辞

本研究で検証データとして使用した点加熱試験および線状加熱試験は、日本造船研究協会第 246 研究部会の活動の一環として実施され、実験にあたっては NKK(株)の尾上仁久氏に多大な御協力をいただきました。大阪大学大学院工学研究科(研究当時、現新日本製鐵(株))の杉山圭一氏、および大阪大学工学部地球総合工学科の菊池淳氏には、実験データの解析に御協力いただきました。本論文の終わりにあたり、以上の方々に厚く御礼申し上げます。

また、本研究の一部に造船学術研究推進機構の補助を受けたことを付記し、関係各位に御礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 上田幸雄, 村川英一, Rashwan A. M.: “計算機支援板曲げ法案自動作成システムの開発 (第 1-4 報)” 日本造船学会論文集, 170-174 (1991-1993).
- 2) 辻勇, 奥村耕之: “鋼材の線状加熱板曲げ加工に関する研究” 西部造船学会会報, 76 (1988) pp. 149-160
- 3) 寺崎俊夫, 北村信夫, 中井雅之: “線状加熱加工における熱サイクルの予測式” 西部造船学会会報, 99 (1999) pp. 321-329
- 4) 富田康光, 大沢直樹, 橋本聖史, 新海信隆, 澤村淳司, 坪内大泉, 出口祥啓: “線状加熱における燃焼流場から鋼板への熱移動に関する研究 (その 2)” 日本造船学会論文集, 188 (2000) pp. 579-587.
- 5) 富田康光, 大沢直樹, 橋本聖史, 新海信隆, 澤村淳司, 坪内大泉, 出口祥啓, 山浦剛俊: “線状加熱における燃焼流場から鋼板への熱移動に関する研究 (その 3)” 日本造船学会論文集, 190 (2001) pp. 479-488.
- 6) 松岡潔, 富田康光, 大沢直樹, 橋本聖史: “熱伝導逆解析による線状加熱時の入熱量の推定法に関する研究” 関西造船協会論文集, 237 (2002) pp. 255-261.
- 7) Beck J. V., Blackwell B. and Clair C. R. S. JR: “Inverse Heat Conduction” Wiley Interscience (1985).
- 8) 日本造船研究協会, 第 246 研究部会平成 13 年度報告書 (2002)