OUKA
The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	非線形計画法による最適溶接条件の自動設定・制御に関する研究
Author(s)	近藤, 勝義
Citation	大阪大学, 1998, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.11501/3144288
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

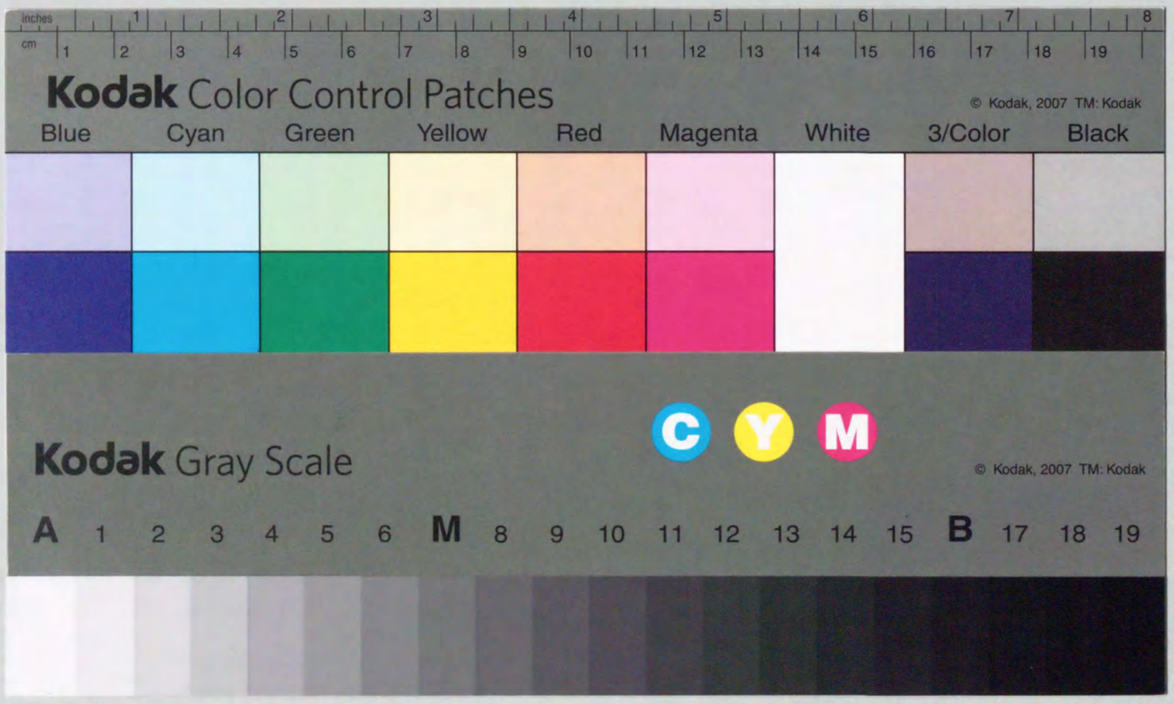
https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

The University of Osaka

非線形計画法による最適溶接条件の自動設定・制御に関する研究

近藤 勝義

1998年3月



非線形計画法による最適溶接条件の
自動設定・制御に関する研究

１９９８年3月

近 藤　勝 義

非線形計画法による最適溶接条件の自動設定・制御に関する研究

目 次

第1章 緒 論 1
1.1 アーク溶接における溶接条件の最適化に関する研究の現状と問題点. 1
1.2 溶接部における最適入熱条件の設定・制御に関する考え方. 5
1.3 本研究の目的と方針. 9

第2章 最適入熱設定問題の非線形計画法による解法（I）. 13
—凸計画法による最適入熱条件の推定—
2.1 緒 言 13
2.2 凸計画問題への定式化とその解法 13
2.2.1 凸計画法による最適化アルゴリズム 13
2.2.2 最適化アルゴリズムによる計算例 19
2.3 最適入熱条件の推定. 23
2.4 結 言. 30

第3章 最適入熱設定問題の非線形計画法による解法（II）. 31
—最急降下法による最適入熱条件の推定—
3.1 緒 言 31
3.2 最急降下法による最適化アルゴリズムに関する検討 31
3.2.1 最急降下法による最適化アルゴリズム. 31
3.2.2 最急降下法における探索精度に関する検討. 41
3.2.3 探索回数に及ぼす初期値の影響 42
3.3 最適入熱条件の推定 48
3.4 結 言 52

目　次

第４章　非線形計画法による最適条件の推定結果に対する実験的検討. ５２
4.1　緒　言. ５３
4.2　実験方法 ５３
4.3　凸計画法による推定結果に対する実験的検討. ５６
4.3.1　最適入熱条件の信頼性に及ぼす熱効率の影響. ５６
4.3.2　最適化アルゴリズムの妥当性に関する検討 ５９
4.4　最急降下法による推定結果に対する実験的検討. ６４
4.5　溶接部の熱応答特性を利用したモデルパラメータのインプロセス同定. ７２
4.5.1　溶接部の熱応答特性に関する熱伝導論的検討. ７２
4.5.2　熱応答特性によるモデルパラメータのインプロセス同定の可能性 ７６
4.6　結　言. ８１

第５章　凸計画法によるパイプの円周溶接における最適入熱条件の自動設定 ８３
5.1　緒　言 ８３
5.2　パイプの円周溶接における最適入熱制御に関する考え方 ８３
5.3　パイプの円周溶接における最適入熱条件の推定 ９２
5.4　最適化アルゴリズムの有効性に関する実験的検証 １００
5.4.1　実験方法 １００
5.4.2　パイプの円周溶接への適用性の検討 １０１
5.5　結　言 １１２

第６章　計算モデルによる溶接条件の自動設定・制御 １１３
6.1　緒　言 １１３
6.2　計算モデルによる溶接条件のインプロセス自動設定・制御アルゴリズム １１３
6.3　最適溶接条件の自動設定・制御に関する実験的検討 １１８
6.3.1　入熱特性の変化に対するアルゴリズムの有効性 １１８
6.3.2　溶接条件の自動設定・制御の可能性 １２８
6.4　結　言 １３８

目　次

第７章　統　括. １３９

謝　辞. １４３
参考文献 １４４
本論文に関する発表論文. １４６
本論文以外の発表論文. １４８

第１章　緒論

本研究では，アーク溶接を対象に計算モデルと非線形最適化手法を用いて，要求値を満足する溶接部を確保するのに必要な最適溶接条件の自動設定・制御手法を確立することを目的とする．

本章では，これまでに提案されている溶接条件（パラメータ）の最適化手法に関する研究の現状を紹介する．そして，そこでの問題点を明らかにし，本研究において解決すべき課題と溶接部の最適化制御に関する考え方について述べる．具体的には，溶接部の最適化問題を溶接部の温度制御に関する最適パラメータの設定問題として表現して検討を進める．そして，最後に本論文の方針と概要を紹介する．

１．１　アーク溶接における溶接条件の最適化に関する研究の現状と問題点

与えられた被溶接物において，要求される溶接部を確保するための適切な溶接施工方法や最適な溶接条件を合理的に選択あるいは設定することは，溶接施工における重要な課題の一つである．このような課題を解決するには，技術者に対して高度な知識と多くの経験が要求されることはいうまでもないが，技術者の意思決定を支援する条件設定システムに関する研究・開発が従来より多く検討されている．

ビード幅や溶込み深さなどの溶接施工結果が，与えられた要求値を満足するために必要な溶接パラメータを自動的，かつ合理的に設定する，いわゆる，溶接パラメータの自動設定手法を構築するためには，溶接パラメータと溶接施工結果との相関を定量的に把握する必要がある．

このような課題に対する方策として，従来から次の二つの手法が検討されている．

（１）　実験によるデータを用いてパラメータを推定する方法

（２）　計算モデルを用いてパラメータを推定する方法

まず，前者の実験データを用いる方法においては，後者の計算モデルでは容易に表現・把握できないような溶接現象を取り扱うことができる．つまり，多くの実験結果（データ）に基づいて作成した回帰モデル（実験式）を用いて直接，溶接条件と施工結果を関連づけるため，溶接現象を正確に把握できない場合でも実験式さえ得られれば，適正なパラメータを設定することができる．そして，このような回帰モデルを利用したアルゴリズム[1)~5)]はこれまでに数多く提案されている．

たとえば，S.V.DUBOVETSKII，G.KASATKINら[1)]は，炭酸ガスアーク溶接を対象に実験計画法を用いて，ビード寸法やスパッタ率などに関する実験式を導き，逆に，これを用いて板厚や開先幅が与えられた場合の最適溶接条件を推定するためのアルゴ

リズムを提案している．また，益本ら[2)~4)]は，母材の板厚，溶接電流・速度やワイヤ溶融速度等の溶接条件と施工結果（溶込み深さ）に関する実験式を基に，炭酸ガスアーク溶接における溶接パラメータの設定プログラムを提案している．そして，I型およびV型突合せ継手の一層溶接条件の設定，あるいは水平すみ肉溶接において要求される脚長を確保するの必要な溶接条件の推定に適用し，要求値を満足する結果を得ている．

しかし，このような手法はいくつかの問題点を抱えている．たとえば前記の通り，実験計画法を用いたアルゴリズムにおいては，溶接電流や溶接速度などの溶接パラメータ（入力変数）とビード幅や溶込み深さなどの溶接施工結果（出力変数）を関連づけるため，回帰モデルの作成が必要となる．

この回帰モデルの作成においては，実験計画法[6),7)]や統計的手法がよく用いられる．基本的な作成手順として，まず因子（溶接パラメータ）とその水準を設定し，各組合せ条件下にて実験を行ない，その結果に対して回帰分析を行ない実験式を得る．このとき，全ての水準での組合せにおいて実験を行なう場合，いわゆる要因実験を完全実施するとき，因子数がN，各因子の水準数がmであれば，m^N組の溶接条件で実験を行なわなければならない．このため，因子数や水準数が増加するにつれて，回帰モデルを決定するために必要な実験数が急激に増加する．

また，溶接施工法が異なる場合では，それぞれの溶接部における溶融現象が大きく異なる．このため，ある施工法に対して作成した回帰モデルは，他の施工法に対して汎用性を有しているとはいえない．たとえば，TIG溶接において作成した回帰モデルを炭酸ガスアーク溶接やサブマージアーク溶接へ適用することによって，要求する溶接部を確保するのに必要となる最適な溶接条件を決定することは困難である．

したがって，溶接施工方法が異なるような別の新たな溶接施工問題を考える場合，その問題に対応した新たな回帰モデルを設定しなければならない．すなわち，実験式を用いて汎用性のある最適溶接パラメータの設定アルゴリズムを作成することは困難である．

そこで，このような問題を克服する一つの手法として，計算モデルのよる溶接パラメータの設定方法が提案されている．

この方法の特徴は，あらかじめ予備実験を行なうことなく，モデルによる数値計算やシミュレーションのみで，実際のアーク溶接現象をある程度まで予測・推定することができる．また，溶接電流や溶接速度，あるいは入熱分布特性などの溶接パラメータや，被溶接物の熱伝導率や密度などの物性定数の影響を計算モデル上で比較的簡単に取り扱うことができる．このため，前記の回帰モデルを用いる場合の課題である溶接パラメータの因子数や水準数が多い問題への適用性や汎用性などの問題に対しても有効である．

たとえば黄地ら[8)]は，界面張力モデルと熱伝導モデルを組合せることにより，肉盛・隅肉溶接のようなアーク溶接現象を予測・推定するための数値計算モデルの試作を行なった．そして，このモデルを用いて，与えられた溶接条件から得られる溶接施工結果を予測・推定できることを示した．さらに，実際の溶接施工結果をもとに，計算モデルを修正する適応的最適化アルゴリズム[9)]を提案し，与えられた要求値を満足するような溶接施工結果を確保するために必要な溶接パラメータを推定できることを示した．

また，大嶋ら[10)]は熱伝導モデルを用いて，パイプの全周TIG溶接における溶融池幅および冷却速度と溶接条件（電流・速度）との相関データを数値実験により作成し，そのデータを用いてニューラルネットワークと最急降下法による溶融池モデルを構築することで最適溶接パラメータの推定手法を提案した．

ところで，計算モデルを用いた最適溶接条件の設定・制御手法においては，使用する計算モデルおよび最適化手法がその推定結果の信頼性およびインプロセス制御の可能性に大きく影響を及ぼすことは明らかである．

これまで提案されている計算モデルによる最適溶接パラメータの推定方法においては，アーク溶接現象や溶融現象のモデル化に際して数値計算モデルを使用している．このため，モデルにより溶接部の温度場を予測・推定するのに長時間の演算処理が必要となる．その結果，溶接施工過程において計算モデルにより最適条件のインプロセス制御を行なう場合，時間的追随性の点において，数値計算モデルは必ずしも適切ではない．また，モデルの多くは溶融池およびその近傍での熱の流れあるいは温度分布が準定常状態[11)~13)]であると仮定している．しかしながら，実際の溶接現象では，溶接部における熱の流れや温度場も当然，時々刻々変化している．よって，アーク溶接の全過程を対象に熱の流れや温度分布を推定する場合，溶接部を準定常状態と仮定した計算モデルの適用においては自ずと限界が生じる．

一方，最適パラメータを推定する際の最適化手法として，従来より最急降下法[14)]等の近似解法が利用されてきた．これに関する詳細な説明は第3章に譲るとして，ここではこの手法における課題について簡単に説明する．

近似解法においては，モデルによる計算値と要求値の誤差（両者の差の絶対値あるいは差の自乗）を表わす目的関数F（objective function）を設定し，この値を最小とするパラメータを最適値と近似する．つまり，目的関数に対する応答曲面を山々が連なる山脈とみなすとき，本研究における最適化とは目的関数の値を最小にすることを

意味しており，最適値の探索とは山脈において最も深い谷間を目指すことに相当する．

このような探索手法では，その応答曲面が「単峰」である，つまり，最小値が唯一つ存在するいう仮定を設けている．たとえば，Fig.1-1（a）に示すように目的関数$F(x)$が単峰である場合，極小値は唯一つしか存在しないため，初期値(Initial value)をどこに設定して探索を開始しても，探索結果は極小値あるいはそれに極めて近い値を示す．しかしながら，取り扱う最適化問題によっては目的関数が必ずしも単峰であるとは限らない．たとえば，（b）に示すように目的関数の応答曲面が「多峰性」を有する場合，初期値として図中の（A）あるいは（B）のいづれかを選定することで，探索の結果に得られた解が大域的最適値（global optimum）であるとは限らない場合が生じる．

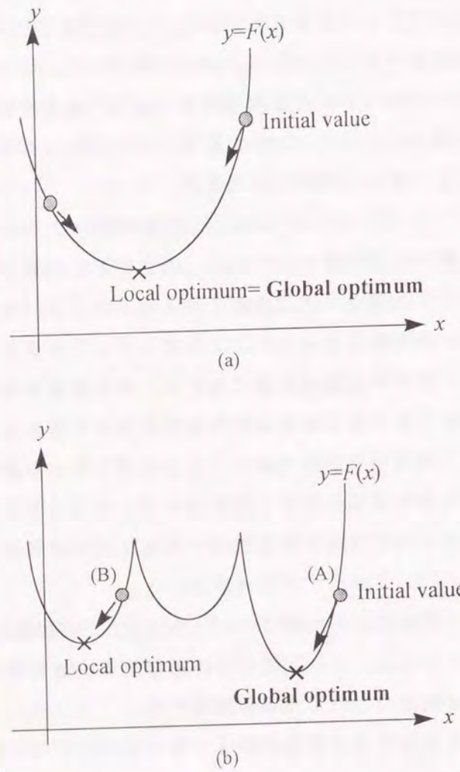


Fig.1-1　Schematic of influence of initial value on global optimum in optimization by steepest descent method

したがって，最急降下法等による最適パラメータの推定においては，得られた解が局所的最適値（local optimum）であるのか，または大域的最適値であるのかについての判定が極めて困難である．つまり，最急降下法等の近似解法による最適値の探索精度は必ずしも十分であるとはいえない．

1．2　溶接部における最適入熱条件の設定・制御に関する考え方

本節では，計算モデルを用いた最適溶接パラメータの自動設定手法に関する本研究の考え方について述べるとともに，本研究の方針を明らかにする．

一般に，溶融ビード幅や溶込み深さ等，溶接部の状態はそこでの熱の流れや温度場の影響を強く受けるため，多くの場合において，溶接部の制御はその温度制御問題とみなして検討することができる．

本研究では，溶接部の温度場に注目し，溶接部の制御問題をその温度場の最適パラメータ設定問題として表現する．すなわち，要求される溶接温度場を確保するために必要な溶接パラメータを計算モデルを用いて推定する問題について検討する．

具体的には，まず，計算モデルに関しては，インプロセス制御を可能とする短時間での演算処理が可能で，且つ，時々刻々と変化する非定常状態にある溶接温度場を表現できることを考慮し，溶接部の温度場を記述する際には，非定常熱伝導方程式に基づく解析解モデルを用いて検討する．そして，この計算モデルを用いて溶接部の制御問題をその温度場の最適化問題として表現し，これを解くことにより要求する温度場を確保するために必要な最適溶接パラメータを推定する．

まず，一例として，薄板のガスタングステンアーク（ＧＴＡ）溶接を対象に，その溶接部の温度場を表現するために本研究で使用する計算モデルについて説明する．

本計算モデルにおいては，溶融池およびその近傍の熱の流れを熱伝導論的であると仮定して実際のアーク溶接現象を予測・推定することを試みる．具体的には，対象とする被溶接物の形状（板厚）により，２次元モデルと３次元モデルに分けて適用する．

薄板平板を対象に，その溶接部の温度場を２次元計算モデルにより検討する場合には，以下の仮定を設けている．

【仮定①】溶融池およびその近傍の熱の流れは２次元熱伝導方程式に従うものとする．

【仮定②】熱伝導率，比熱，密度などの被溶接物の物性定数は一定とする．

【仮定③】平板の表裏面での板厚方向への熱の流れはないものとする．すなわち，境界条件は断熱とする．

このような仮定のもとでは，溶接部における熱の流れは次式に示す２次元非定常熱伝導方程式[15)~17)]を満足する．

$$c\rho \frac{\partial T}{\partial t} = k\left[\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2}\right] \qquad \cdots\cdots\cdots(1-1)$$

T：温度，k：熱伝導率，c：比熱，ρ：密度

このとき，Fig.1-2 に示す座標系において，薄板の無限平板を対象に単位板厚あたり q（w/m）の線熱源が時刻 $t=0$ に原点に投与されると同時に原点を出発し，一定速度 v（m/s）で x 軸の正方向に時間 t_0（s）だけ移動した場合，加熱終了後 τ（s）経過後の平板上の任意の点 P (x,y)における温度 $T(x,y,t)$は（1－1）式の解析解[15),17)]を用いて次式のように表現できる．

$$T(x,y,t) = \frac{q}{4c\rho\pi k}\int_0^{t_0} \frac{\exp\{-[(x-v\tau)^2+y^2]/4k(t-\tau)\}}{(t-\tau)}\,d\tau \qquad \cdots\cdots\cdots(1-2)$$

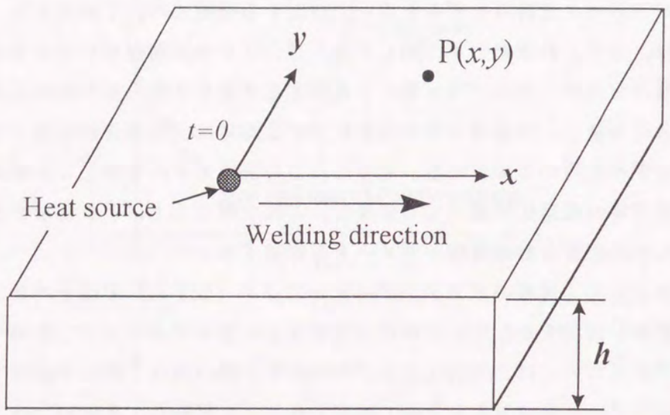


Fig.1-2　Model of moving heat source in arc welding on infinite plate

ここで，入熱 q が Fig.1-3 に示すような入熱の組合せからなるパターン（入熱ベクトル q）で与えられるとすれば，点 P での温度 $T(x,y,t)$はそれぞれの入熱 q による温度の総和となることから（1－2）式を用いて次のように近似的に表現できる．

$$T(x,y,t) = q_1 \cdot g_1(x,y,t) + q_2 \cdot g_2(x,y,t) + \cdots\cdots + q_N \cdot g_N(x,y,t)$$

$$= \sum_{i=1}^{N} [q_i \cdot g_i(x,y,t)] \qquad \cdots\cdots\cdots(1-3)$$

$$g_i(x,y,t) = \frac{1}{4c\rho\pi k}\int_{t_{i-1}}^{t_i} \frac{\exp\{-[(x-v\tau)^2+y^2]/4k(t-\tau)\}}{(t-\tau)}\,d\tau$$

すなわち，上述のような仮定のもとでは溶接部の温度場が入熱 q の線形式で表現できる．

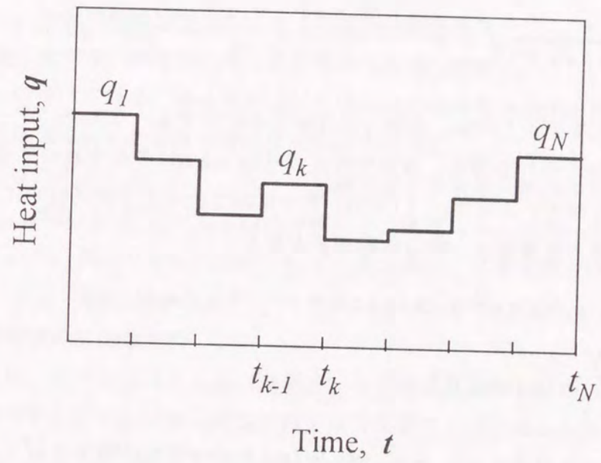


Fig.1-3　Heat input pattern in arc welding on thin plate

次に，厚板平板を対象に，その溶接部の温度場を記述する際に用いる３次元計算モデルに関しては以下の仮定を設けている．

【仮定①】溶融池およびその近傍の熱の流れは３次元熱伝導方程式に従うものとする．

【仮定②】熱伝導率，比熱，密度などの被溶接物の物性定数は一定とする．

【仮定③】平板の表裏面での板厚方向への熱の流れはないものとする．すなわち，境界条件は断熱とする．

厚板平板を対象とする場合も同様に，溶接部における熱の流れは次式に示す３次元非定常熱伝導方程式[15)~17)]を満足する．

$$c\rho\frac{\partial T}{\partial t}=k\left[\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial z^2}\right] \qquad \cdots\cdots\cdots(1-4)$$

たとえば，無限平板上において点熱源 q（J/s）が投与され，この熱源が時刻 $t=0$ に原点を出発して一定速度 v（m/s）で x 軸の正方向に時間 t_0（s）だけ移動した場合，加熱終了後 τ（s）経過後の平板上の任意の点 P (x,y,z)における温度 $T(x,y,z,t)$は上記の（１－４）式の解析解[15),17)]を用いて次式のように表現できる．ただし，ここでは平板の板厚方向を座標系での z 軸方向とする．

$$T(x,y,z,t)=\frac{q}{4c\rho(\pi k)^{3/2}}\int_0^{t_0}\frac{exp\{-[(x-v\tau)^2+y^2+z^2]/4k(t-\tau)\}}{(t-\tau)^{3/2}}d\tau \cdots\cdots(1-5)$$

そして，２次元モデルと同様，入熱 q が Fig.1-3 に示すような入熱パターン（入熱ベクトル q）で与えられる場合，点Ｐでの温度 $T(x,y,z,t)$はそれぞれの入熱 q による温度上昇の総和となる．よって，（１－５）式を用いて次のように近似的に表現でき，この場合も溶接部の温度場は入熱 q の線形式となる．

$$T(x,y,z,t)=q_1\cdot g_1(x,y,z,t)+q_2\cdot g_2(x,y,z,t)+\cdots\cdots+q_N\cdot g_N(x,y,z,t)$$

$$=\sum_{i=1}^{N}[q_i\cdot g_i(x,y,z,t)] \qquad \cdots\cdots\cdots(1-6)$$

$$g_i(x,y,z,t)=\frac{1}{4c\rho(\pi k)^{3/2}}\int_{t_{i-1}'}^{t_i'}\frac{exp\{-[(x-v\tau)^2+y^2+z^2]/4k(t-\tau)\}}{(t-\tau)^{3/2}}d\tau$$

次に，本研究で取り扱う溶接部における温度場の最適化問題について説明する．

いま仮に，薄板平板上のある一点での温度 $T(x,y,t)$を与えられた要求値 T_0 に一致させる最適化問題を考える．このとき，対象とする位置での温度をモデルにより計算した値 T_c と要求値 T_0 との誤差を表現する目的関数 F として，次式に示すような両者の差の自乗として定義すると，この問題は F 値を最小とする最適化問題として表現できる．

$$F=(T_0-T_c)^2\longrightarrow min. \qquad \cdots\cdots\cdots(1-7)$$

たとえば，薄板平板を対象とする場合，解析解モデルを用いた溶接部の温度場の計算値 T_c は前記の（１－３）式として表現される．このとき，入熱量 q に注目すると，（１－７）式に示した温度場の最適化問題は次の（１－８）式として表現できる．

$$F(\boldsymbol{q})=\left(T_0-\sum_{i=1}^{N}[q_i\cdot g_i(x,y,t)]\right)^2\longrightarrow min. \qquad \cdots\cdots\cdots(1-8)$$

すなわち，溶接部における温度場の最適化問題は，入熱量 q を制御変数とした最適化問題へと帰着できる．

このように，本研究では，溶接部の温度場の最適化問題を，要求される温度場を確保するために必要な最適入熱条件 $q(q_1,q_2,\cdots,q_N)$を推定する最適入熱設定問題として表現し，非線形最適化手法によりその解法を試みる．

また，本研究では，溶接部における温度場の最適化問題を

（１）ある位置における，ある指定された時刻での温度を制御する問題

（２）ある位置における最高到達温度を制御する問題

に分類して検討する．そして，これらの問題に対する最適入熱条件を推定するための手法として，問題（１）に対しては凸計画法を，問題（２）においては最急降下法を使用する．なお，詳細な解法手順については第２章および第３章で説明する．

１．３　本研究の目的と方針

本研究では，アーク溶接を対象に計算モデルと最適化手法を用いて，要求する溶接温度場を確保するために必要な最適溶接条件の推定アルゴリズムを確立する．そして，この最適化アルゴリズムに基づいて，計算モデルによる最適溶接条件の自動設定・制御の可能性について検討する．

本論文の構成概要を，Fig.1-4 に示すフローチャートに基づいて以下に説明する．

第１章では，これまでに提案されている適正な溶接条件の推定手法に関する研究の現状と課題を明らかにし，本研究において解決すべき課題と溶接部の最適化制御に関する考え方について述べる．具体的には，熱伝導方程式の解析解を用いることにより，溶接部の温度場が入熱量の線形和として表現できることを利用して，溶接部の最適化制御をその温度場の最適入熱設定問題として整理した．

第２章では，溶接部における温度場の最適入熱設定問題のうち，「ある位置における，ある指定した時刻での温度を制御する問題」を対象に，その問題が凸計画問題へと定式化できることを明らかにする．そして，凸計画法の適用による解法について検

討し，その最適化アルゴリズムを用いた最適入熱条件の推定結果を示す．

第３章では，溶接部における温度場の最適入熱設定問題のうち，「ある位置における最高到達温度を制御する問題」の解法に対して，最急降下法を適用するとともに，その最適化アルゴリズムの探索精度について検討する．そして，最急降下法を用いた最適入熱条件の推定結果を示す．

なお，第２章および第３章では，被溶接物の物性定数や溶接速度の影響，さらに，溶接時に生じる試片端部での熱反射の影響について，計算モデルを用いることでそれらを容易に取り扱うことが可能であることも計算例を示して紹介する．

第４章では，第２章および第３章で得られた最適入熱条件の推定結果を用いて，ＧＴＡ溶接によるビードオンプレートを対象とした実験的検討を行ない，溶接部の温度場の最適化問題に対するそれぞれの最適化アルゴリズムの有効性を明らかにする．また，最適入熱条件の推定結果に対する信頼性に及ぼす熱効率の影響についても併せて検討し，さらに，溶接部の熱応答特性を利用した熱効率のインプロセス同定の考え方について述べ，その有効性を実験的検討により確認する．

第５章では，溶接温度場の最適化問題の応用例として，パイプの円周溶接を取り上げ，本研究で試作した最適化アルゴリズムによる最適入熱条件の推定を試みる．そのために，まず，熱伝導論的見地からパイプの円周溶接における温度場の推定に関する考え方を説明する．そして，凸計画法を用いた最適化アルゴリズムにより得られた最適入熱条件の推定結果についての計算例を紹介し，さらにそれらの結果に対する実験的検討を行ない，本最適化アルゴリズムの有効性を明らかにする．

第６章では，溶接部の温度制御問題に対して計算モデルを用いたインプロセスでの最適入熱条件の自動設定・制御の可能性について検討する．

第４章で述べた熱効率のインプロセス同定手法と凸計画法による入熱条件の最適化手法を組合せた最適入熱条件の自動設定・制御に関する考え方について述べ，最適化アルゴリズムの試作を行なう．そして，種々の温度場制御問題に対して本アルゴリズムの適用を試み，溶接施工過程において計算モデルによる最適溶接条件のインプロセス自動設定・制御の可能性を明らかにする．

第７章では，本研究で得られた結果を総括して本研究の結論を述べる．

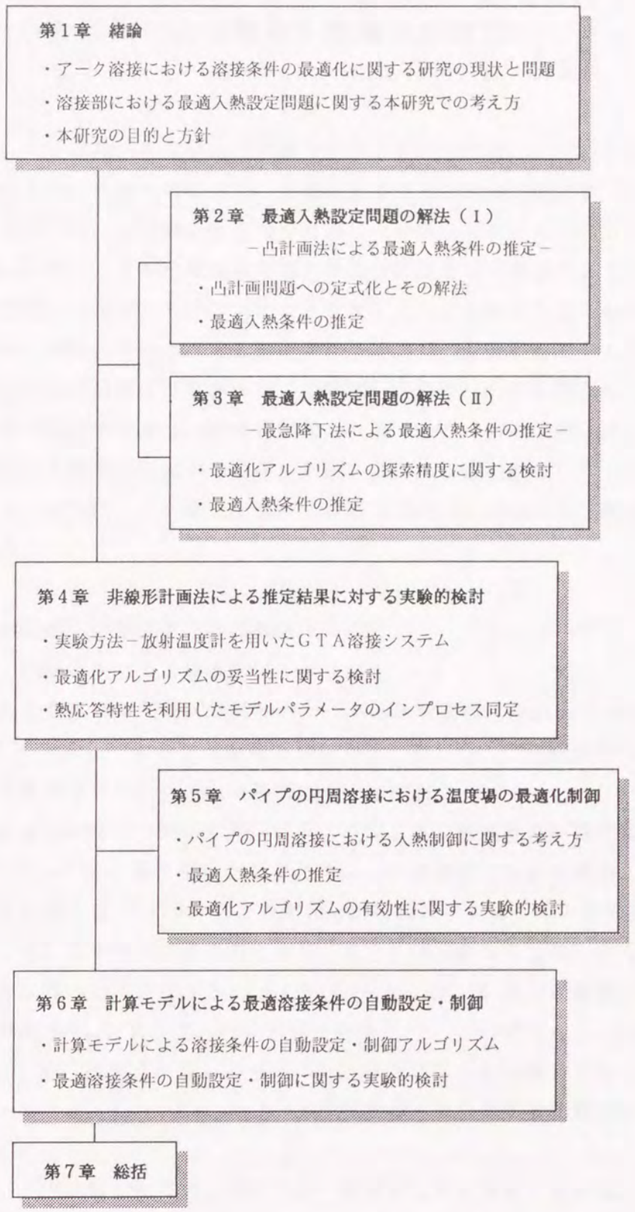


Fig.1-4　Flow chart of this study

第2章　最適入熱設定問題の非線形計画法による解法（I）
—凸計画法による最適入熱条件の推定—

2．1　緒言

本研究では，アーク溶接を対象に，計算モデルと非線形計画法を用いて要求される溶接部の温度場を確保するために必要な最適溶接条件の自動設定を行なうことを目的としている．前章では，溶接部の温度場や溶接ビード幅などを与えられた要求値に一致させる最適化問題を，その温度場の最適入熱設定問題として表現することを提案した．そして，最適化問題としての性質により大きく二つに分類することを試みた．具体的には，「ある位置における，ある指定された時刻での温度を制御する問題」と，「ある位置における最高到達温度を制御する問題」に分けて検討を進めることとした．

本章では，溶接温度場の最適入熱設定問題の一つである「ある位置における，ある指定された時刻での温度を制御する問題」を取り上げ，最適化手法として凸計画法の適用を検討するとともに，凸計画法に基づく最適化アルゴリズムによる最適入熱条件の推定を試みる．

2．2　凸計画問題への定式化とその解法

2．2．1　凸計画法による最適化アルゴリズム

まず，溶接部の温度場の最適入熱問題の一つが凸計画問題（convex programming problem）として定式化できることを明らかにする．そして，この問題を解くために凸計画法による最適化アルゴリズムの適用について検討する．

ここでは，最適化問題の一例として，以下に示すような温度場の制御問題を考える．

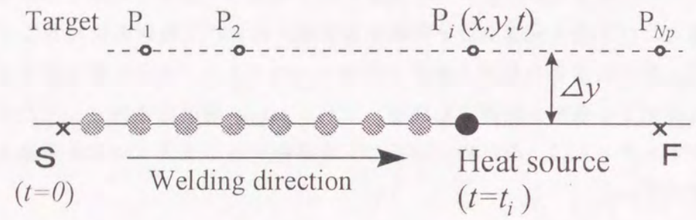
Fig.2-1 に示すように，薄板平板上の一点Sから一定速度で溶接を開始し，他点Fで終了する場合を考える．その際，溶接入熱量 q が付図に示すような入熱の組合せ（入熱ベクトル q）として与えられるものとする．また，溶接線SF近傍，すなわち移動する熱源の側方に幾つかの評価点 P_i（i=1,2,・・・・・,N_p，N_p：評価点の個数）を設ける．

このとき，評価点 P_i において，指定された時刻 $t = t_i$（i=1,2,・・・・・,N_p）における温度 $T_i(x,y,t)$ を，評価点に対して与えられた要求値 $T_{0,i}$ に一致させるために必要な入熱ベクトル q（$q_1, q_2, \cdots, q_N$，N：入熱因子数）を決定する問題について検討する．

本研究では，この問題を次式に示すように，各評価点での温度と要求値との差の自乗の総和を目的関数 $F(q)$ とし，これを最小とする入熱ベクトル $q(q_1, q_2, \cdots, q_N)$ を推定する問題として表現する．

$$F(\boldsymbol{q}) = \sum_{i=1}^{N_P} [T_{0,i} - T_i(x,y,t)]^2 \longrightarrow min. \qquad \cdots\cdots\cdots(2-1)$$

ここで，溶接入熱量 q が付図のような組合せで与えられるとすると，薄板平板上に設定した評価点 P_i での時刻 $t = t_i$ における温度 $T_i(x,y,t)$ は（1－2）式に示した２次元非定常熱伝導方程式の解析解を用いて，次式に示す様に入熱量 q の線形式として近似的に表現できる．



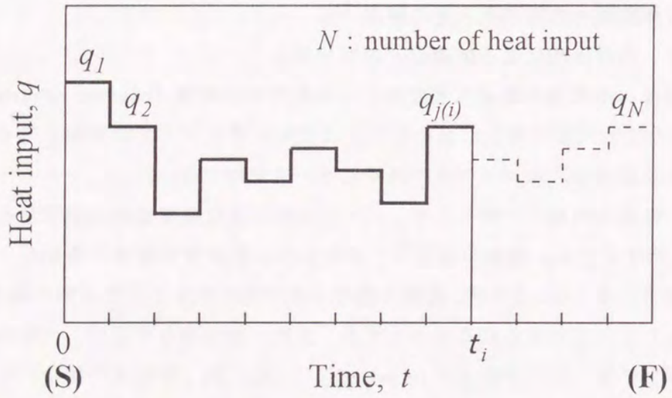


Fig.2-1 Typical example of convex programming problem in arc welding

$$T_i(x,y,t) = q_1 \cdot g_{1,i} + q_2 \cdot g_{2,i} + \cdots\cdots + q_{j(i)} \cdot g_{j(i),i} = \sum_{j=1}^{j(i)} (q_j \cdot g_{j,i}) \qquad \cdots\cdots\cdots(2-2)$$

したがって，ここで検討する最適化問題は，（２－１）式と（２－２）式を用いて次式の最適入熱設定問題として置き換えることができる．

$$F(\boldsymbol{q}) = \sum_{i=1}^{N_P} [T_{0,i} - \sum_{j=1}^{j(i)} (q_j \cdot g_{j,i})]^2 \longrightarrow min. \qquad \cdots\cdots\cdots(2-3)$$

厚板平板を対象に，その溶接部の温度場の最適化制御を検討する場合も，評価点 P_i での時刻 $t = t_i$ における温度 $T_i(x,y,z,t)$ は，（１－４）式に示した３次元非定常熱伝導方程式の解析解により（２－２）式と同じく，入熱量 q の線形式で整理できる．そして，この場合の最適化問題も（２－３）式と同様，最適入熱設定問題として表現できる．

また，実際の溶接施工においては，入熱量 q（制御変数）に関する制約が課せられる場合が多い．ここでは，その例として入熱量に関する制約条件を次のように与える．

$$0 \leqq \boldsymbol{q} \leqq \boldsymbol{q}_{max}, \quad \boldsymbol{q}_{max} : \text{maximum heat input} \qquad \cdots\cdots\cdots(2-4)$$

以上をまとめると，本章で検討する溶接部の温度場の最適化問題は，入熱量に関する制約条件（２－４）式を満足させながら，（２－３）式で定義した目的関数 $F(q)$ を最小にするような入熱ベクトル $q(q_1, q_2, \cdots, q_N)$ を決定する問題として整理できる．

ここで，（２－３）式に示した最適入熱設定問題において，目的関数 $F(q)$ は制御変数である入熱ベクトル q に関する２次式であり，かつ目的関数 $F(q)$ の値は常に非負（$F \geqq 0$）であることから目的関数 $F(q)$ は凸関数である．しかも（２－４）式に示した入熱量 q に関する制約条件が線形であるため，この最適化問題は凸計画問題となる[18)~20)]．

次に，上記の問題を凸計画問題としての標準的な形式に整理することを試みる．

まず，（２－２）式より，平板上の任意の評価点での温度 $T_i(x,y,t)$ は

$$T_i(x,y,t) = \sum_{j=1}^{j(i)} (q_j \cdot g_{j,i}) = \sum_{j=1}^{N} (q_j \cdot g_{j,i}) \qquad \cdots\cdots\cdots(2-5)$$

$$(\because\ j(i) < j \leqq N\ ;\ g_{j,i} = 0)$$

として表され，目的関数 $F(q)$ は（２－３）式および（２－５）式より次式となる．

$$F(\boldsymbol{q}) = \sum_{i=1}^{N_P} [T_{0,i} - \sum_{j=1}^{N} (q_j \cdot g_{j,i})]^2$$

$$= \sum_{i=1}^{N_P} [(T_{0,i})^2 - 2T_{0,i} \sum_{j=1}^{N} (q_j \cdot g_{j,i}) + (\sum_{j=1}^{N} (q_j \cdot g_{j,i}))^2]$$

$$= \boldsymbol{q}^T \cdot A \cdot \boldsymbol{q} + b^T \cdot \boldsymbol{q} + c \longrightarrow min. \qquad \cdots\cdots\cdots(2-6)$$

$$A = \begin{bmatrix} a_{1,1}, & a_{1,2}, & \cdots\cdots, & a_{1,N} \\ a_{2,1}, & a_{2,2}, & \cdots\cdots, & a_{2,N} \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ a_{N,1}, & a_{N,2}, & \cdots\cdots, & a_{N,N} \end{bmatrix} \qquad a_{m,n} = \sum_{i=1}^{N_P} (q_{m,i} \cdot g_{n,i})$$

$$b = \begin{bmatrix} b_1 \\ b_2 \\ \vdots \\ b_N \end{bmatrix} \qquad b_m = -2 \sum_{i=1}^{N_P} (T_{0,i} \cdot g_{m,i})$$

また，（２－４）式の線形不等式制約条件において

$$f(q) = q - q_{max} \leqq 0 \qquad \cdots\cdots\cdots(2-7)$$

とおくと，制約条件（２－７）式を満足する点 q（$\geqq 0$）を可能解とよび，すべての可能解の集合 Q を制約領域とよぶ．そして，（２－６）式および（２－７）式から上述の最適入熱設定問題は，次式に示す標準的な凸計画問題として整理できる．

$$F(\boldsymbol{q}) = \boldsymbol{q}^T \cdot A \cdot \boldsymbol{q} + b^T \cdot \boldsymbol{q} + c \longrightarrow min. \qquad \cdots\cdots\cdots(2-8)$$
$$0 \leqq \boldsymbol{q} \leqq \boldsymbol{q}_{max}$$

このように凸計画問題へ定式化された最適化問題において，目的関数 $F(q)$ が制約領域 Q 上で有限，かつ最小値を有するならば，（２－７）式で与えられた制約条件を

満足するような最適解 q_{op} が存在する[21)~23)]．

次に，凸計画問題における最適解 q_{op} の解法手順について，Fig.2-2 に示すフローチャートをもとに説明する．

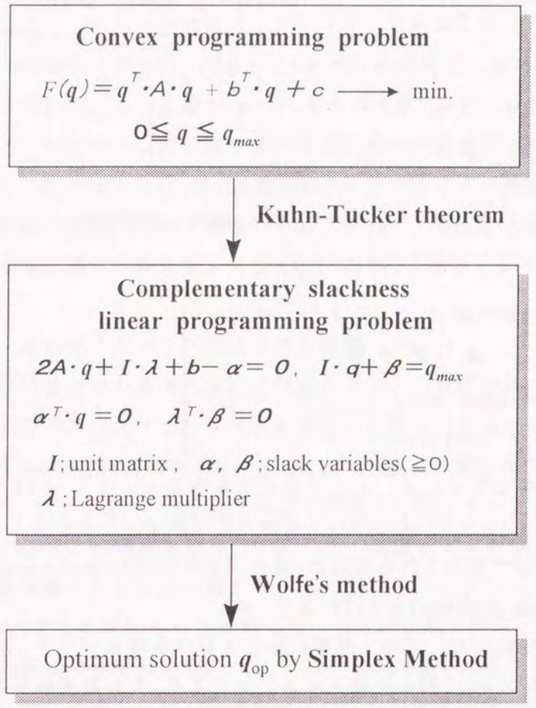


Fig.2-2　Flow chart of calculation in convex programming problem

まず，（２－８）式に対して次式に示すラグランジュ関数 $L(q, \lambda)$ を定義する．

$$L(\boldsymbol{q}, \lambda) = F(\boldsymbol{q}) + \lambda^T \cdot f(\boldsymbol{q}) \qquad \lambda\ ;\ \text{ラグランジュ定数} \qquad \cdots\cdots\cdots(2-9)$$

このとき，（２－８）式に示した最適化問題が凸計画問題であるので，次式に示す Kuhn-Tucker 条件がこの最適化問題に対する最適解の必要十分条件となる[21)~23)]．

$$\left.\begin{aligned} &\frac{\partial L(q,\lambda)}{\partial q} \geqq 0 \qquad q^T \frac{\partial L(q,\lambda)}{\partial q} = 0 \\ &\frac{\partial L(q,\lambda)}{\partial \lambda} \leqq 0 \qquad \lambda^T \frac{\partial L(q,\lambda)}{\partial \lambda} = 0 \end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots\cdots(2-10)$$

したがって，上式に基づいて（２－８）式に対するKuhn-Tucker条件を書き下すと次のようになる．

$$\left.\begin{aligned} &A \cdot q + b + \lambda \geqq 0 \quad (A \cdot q + b + \lambda)^T \cdot q = 0 \\ &f(q) \leqq 0 \quad f(q)^T \cdot \lambda = 0 \end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots\cdots(2-11)$$

ここで，上式において非負のスラック変数（slack variable）α（$\geqq 0$），β（$\geqq 0$）を加えて等式にすることにより次式を得る．

$$\left.\begin{aligned} &2A \cdot q + I \cdot \lambda + b - \alpha = 0 \quad \alpha^T \cdot q = 0 \\ &I \cdot q + \beta = q_{max} \quad \lambda^T \cdot \beta = 0 \\ &\alpha,\ \beta\ ;\text{slack variables}(\geqq 0) \\ &q \geqq 0,\ \lambda \geqq 0 \quad I\ ;\text{unit matrix} \end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots\cdots(2-12)$$

そして，上式を満たすq，λ，α，βを決定することにより，（２－４）式の制約条件を満足しながら（２－３）式に示した問題の最適解q_{op}を求めることができる．なお，(２－１２)式の形で表現される問題は，線形相補性問題(complementary slackness linear programming problem)とよばれる[21)~23)]．

この線形相補性問題に対しては，線形計画法における修正シンプレックス法と人為変数を用いたWolfe[22),24)]の解法を適用することにより，その最適解が得られることが知られている．以下にその解法手順を示す．

いま，上記の（２－１２）式を

$$\left.\begin{aligned} &M = \begin{bmatrix} 2A & I \\ -I & O \end{bmatrix} \quad z = \begin{bmatrix} q \\ \lambda \end{bmatrix} \\ &w = \begin{bmatrix} \alpha \\ \beta \end{bmatrix} \quad p = \begin{bmatrix} b \\ q_{max} \end{bmatrix} \end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots\cdots(2-13)$$

とおくと，この凸計画問題は（２－１４）式を満足するようなz，wを決定する問題へと帰着される．

$$M \cdot z + p = w,\ z^T \cdot w = 0,\ z \geqq 0,\ w \geqq 0 \quad \cdots\cdots\cdots(2-14)$$

さらに，人為変数z_0を導入して

$$\left.\begin{aligned} &z_0 \cdot I + M \cdot z + p = w,\ z^T \cdot w = 0 \\ &z_0 \geqq 0,\ z \geqq 0,\ w \geqq 0 \end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots\cdots(2-15)$$

として表現すると，この凸計画問題は上式と$z_0 = 0$を満たすような（z_0，z，w）を求める問題と恒等的に等しく，（２－１５）式を相補掃出し法[21)]を用いて計算することで最適解を得ることができる．

以上のように，溶接部における温度場の最適入熱設定問題がその問題の性質により凸計画問題として記述できれば，Kuhn-Tucker条件によりその最適解の必要十分条件が与えられ，線形相補性問題へと帰着できる．そして，Wolfeの解法を適用することにより，入熱変数に関する最適解を得ることができる．

２．２．２　最適化アルゴリズムによる計算例

ここでは，溶接温度場の最適入熱設定問題のうち，凸計画問題として表現できる場合を対象に，上記の最適化アルゴリズムを適用した場合の計算例を以下に示す．

まず，板厚２㎜の軟鋼製無限平板を対象に，最適入熱量を推定した結果の一例をFig.2-3に示す．ここでは，一定速度２㎜/sで溶接を行なうものとし，溶接熱源から側方へ４㎜離れた位置に評価点を設定し，そこでの温度を１４７３Kに保持するために必要な最適入熱条件を決定する問題を取り扱っている．ただし，入熱因子数Nおよび評価点の個数N_pをそれぞれ１０と設定した．（ａ）は最大許容入熱量q_{max}を比較的大きく設定した場合の結果である．一方，（ｂ）はq_{max}を比較的小さく設定した，つまり，入熱量に関して活性な制約条件を設けた場合の計算結果である．

（ａ）において，推定した最適入熱条件を投与した場合の目的関数F_{op}の値はゼロを示しており，各評価点での温度が与えられた要求値と完全に一致したことを意味している．また，得られた最適入熱条件は制約条件（最大許容入熱量）による影響を受けていないことがわかる．一方，（ｂ）では与えられた制約条件に拘束されつつも，この問題に対する最適入熱条件を決定することができる．しかしながら，この場合のF_{op}の値は7.52×10^4となり，（ａ）の場合に比べて大きい．つまり，許容入熱量に関する上限値を設けることで，溶接部に対して十分な入熱量を投与することができず，その結果，評価点での温度を要求値に保持できなかったことを意味している．

なお，目的関数の値から（ｂ）での評価点の温度と要求値の平均温度差は約８７Kに相当する．

次に，上記と同じ最適化問題において，入熱因子数Nを２０とした場合の計算結果をFig.2-4に示す．この問題においても，（a）は最大許容入熱量q_{max}を比較的大きく設定した場合の結果であり，（b）はq_{max}を比較的小さく設定した場合のものである．Fig.2-3に示した計算結果と同様，（a）において，推定した最適入熱条件は制約条件の影響を受けていないが，（b）において得られた最適解はq_{max}に拘束されていることがわかる．

以上のように，入熱因子数を大きく設定した場合でも制約条件の有無にかかわらず，凸計画法に基づく最適化アルゴリズムにより，要求する温度場を確保するために必要な最適入熱条件を推定することができる．

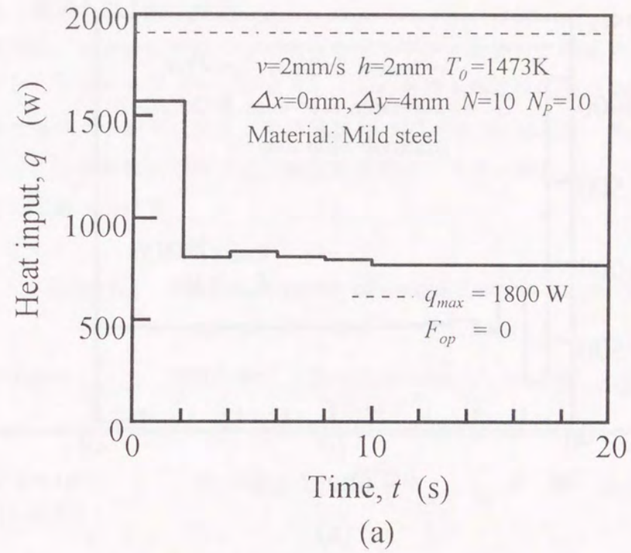
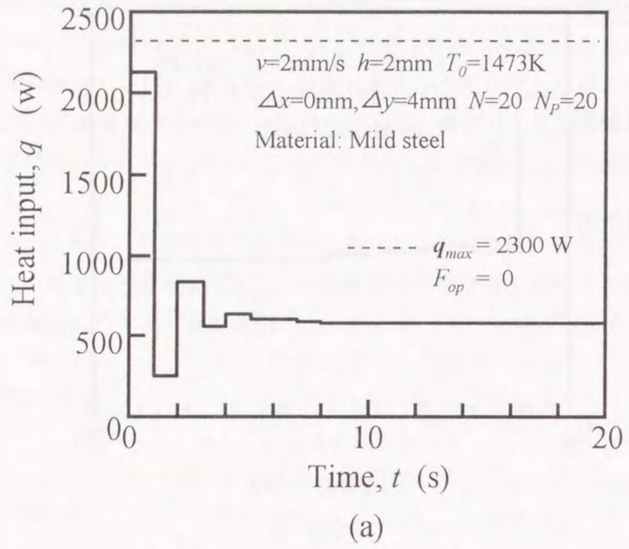
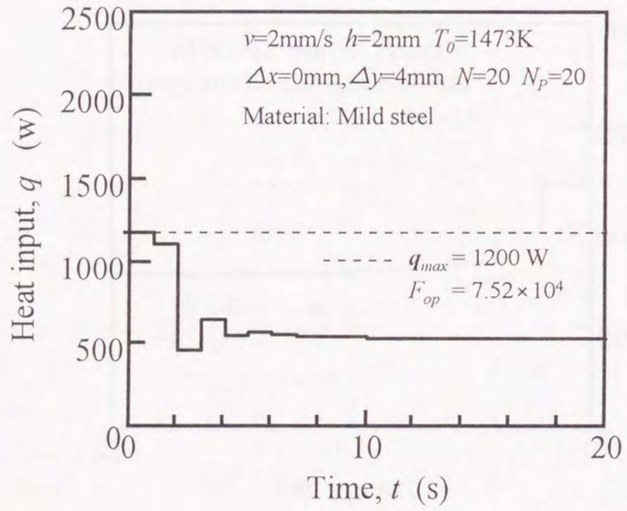


Fig.2-3　Calculated result of optimum heat input in welding on mild steel plate
(a)Without active constraint　(b)With active constraint



(a)



(b)

Fig.2-4　Calculated result of optimum heat input in welding on mild steel plate
(a)Without active constraint　(b)With active constraint

２．３　最適入熱条件の推定

本節では，種々の材料および形状を有する平板を対象に，溶接温度場の最適化制御問題に対して本アルゴリズムを適用し，その最適入熱条件の推定を行なう．

計算で用いる各材料に関する物性定数[25]を Table 2-1 に示す．軟鋼・ステンレス鋼に加えて，工業用材料の中では比較的熱伝導率の大きい銅およびアルミニウムを被溶接物として取り上げる．

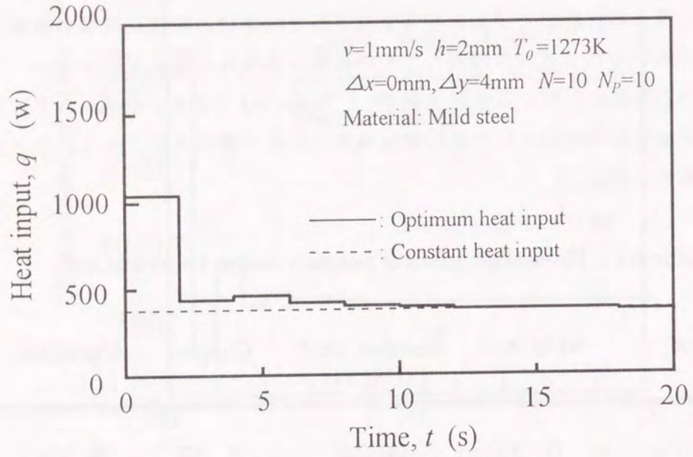
Table 2-1.　Physical properties of materials used in the present study

Material	Mild steel	Stainless steel (SUS304)	Copper	Aluminum
κ ($\times 10^2$) [J/msK]	0. 33	0. 28	3. 39	2. 38
c [J/gK]	0. 83	0. 63	0. 43	1. 02
ρ ($\times 10^6$) [g/m3]	7. 2	7. 7	8. 9	2. 7

κ: Thermal conductivity, c: Specific heat, ρ: Density

ここで検討する溶接部の温度場の最適化問題と，この問題に対する最適入熱条件の推定結果を以下に示す．

対象とする被溶接物の材料として，Fig.2-5 および Fig.2-6 では板厚２㎜の軟鋼平板を，Fig.2-7 では板厚１.６㎜の銅平板を取り扱う．最適化問題の具体的な内容について，Fig.2-5 は一定速度１㎜/ｓで溶接を行なう際，溶接熱源から側方へ４㎜離れた位置に評価点を設け，そこでの温度を要求値１２７３Ｋに保持する問題である．Fig.2-6 は一定速度２㎜/ｓで溶接する際，評価点を熱源側方４㎜の位置とし，そこでの要求温度を１４７３Ｋとする入熱制御問題である．また，Fig.2-7 では一定速度１㎜/ｓで溶接を行なう際，熱源側方３㎜の位置での温度を１２７３Ｋに保持する問題を取り扱った．なお，入熱因子数 N および評価点の個数 N_p をともに１０とした．入熱量に関する制約条件については，最適化の際にその影響を受けないように最大許容入熱量 q_{max} を十分大きく設定した．



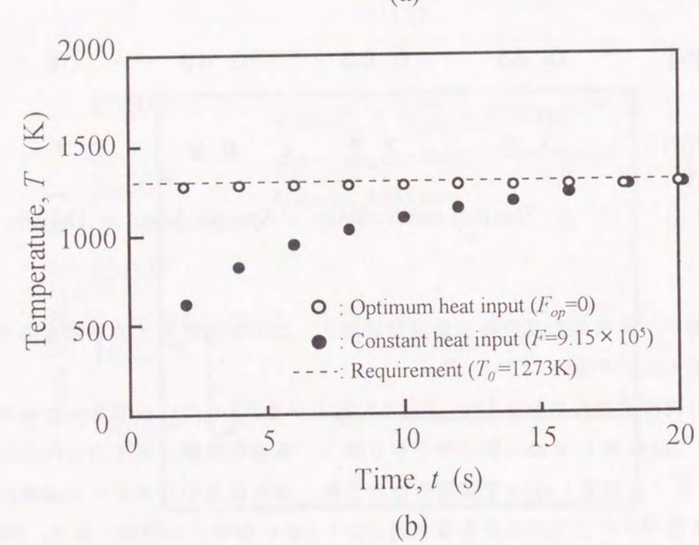
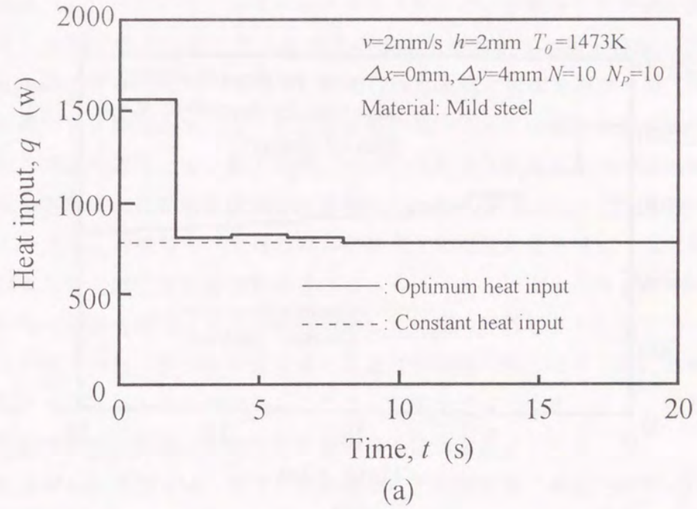


Fig.2-5 Comparison of temperature at target point calculated by optimum heat input and constant one (Material:Mild steel) (a)Heat input pattern (b)Calculated temperature



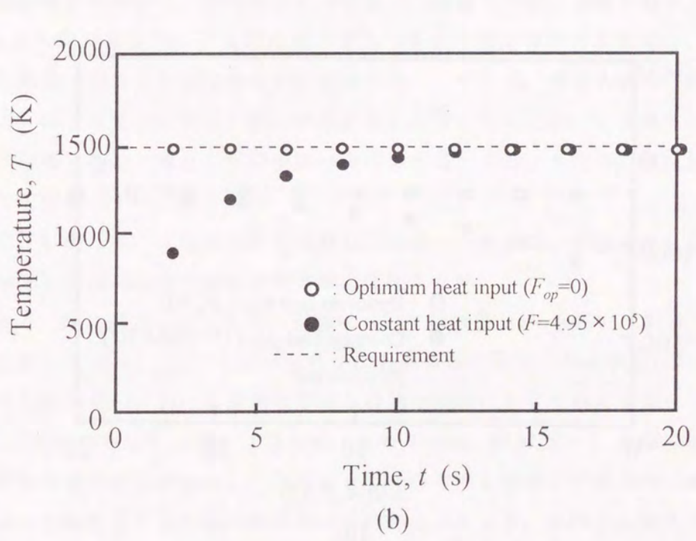
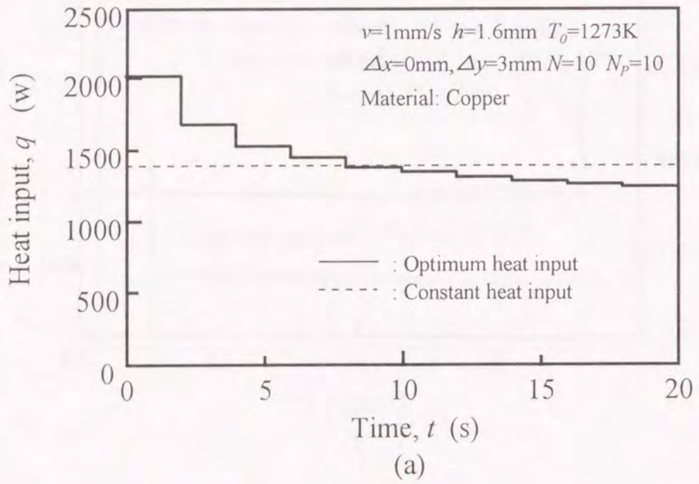
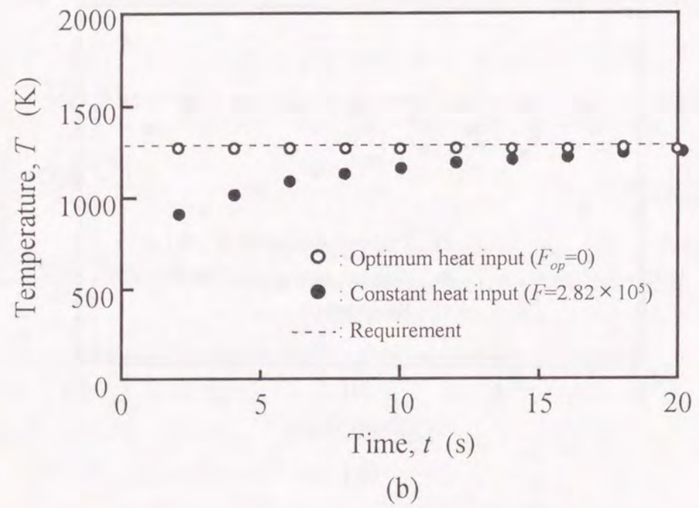


Fig.2-6 Comparison of temperature at target point calculated by optimum heat input and constant one (Material:Mild steel) (a)Heat input pattern (b)Calculated temperature



(a)



(b)

Fig.2-7 Comparison of temperature at target point calculated by optimum heat input and constant one (Material:Copper)
(a)Heat input pattern　(b)Calculated temperature

各図の（ａ）において，実線は本アルゴリズムにより推定した最適入熱条件を示しており，波線で示す一定入熱は溶接部の温度場を準定常状態と想定した際におけるRosenthalの解[26]である．つまり，与えられた速度で溶接を行なう際，熱源近傍の温度場が準定常状態に到達したとき，熱源側方の評価点での温度が要求値となるために必要な入熱量を意味している．一方，（ｂ）は最適入熱量および一定入熱量を投入した場合の各評価点における温度の計算結果である．各図において，最適入熱条件を与えることでF_{op}の値はゼロを示し，各評価点での温度は要求値に一致しており，溶接開始直後から的確に温度場が制御されている．一方，一定入熱量を投与した場合，溶接開始時での評価点の温度は低い値を示し，熱源の進行とともに緩やかに上昇する．

以上のことから，溶接部の温度場の最適入熱問題の解法に対して，凸計画法による最適化アルゴリズムは有効である．また，計算モデルの適用により，被溶接物の物性定数や溶接速度の影響についても容易に取り扱うことができる．

これまでの計算例では，無限平板を対象にその温度場の最適化問題について検討した．別の検討例として，薄板有限平板における最適入熱設定問題を取り上げる．

Fig.2-8 に示すように，有限の長さをもつ平板を被溶接物とする場合，その端部において熱の一部は反射して物体内を伝導する．このため，最適入熱条件を推定するに際して，溶接温度場に及ぼす熱反射の影響を計算モデルにおいて考慮する必要がある．まず，薄板平板を対象とした溶接部の温度場を算出するにあたり，計算モデルに設けた主な仮定を以下に示す．

【仮定①】熱はすべて母材端部で反射し，外部への熱放散が無視できるものとする．
【仮定②】溶接部の温度場は板厚方向に変化しない．

つまり，母材端部での熱反射の影響については鏡像法[15]を用いて評価し，温度場の計算においては（１－２）式に示した２次元熱伝導方程式の解析解を用いる．

次に，有限平板における溶接温度場の最適化問題に対する検討結果を示す．

ここでは，Fig.2-8 に示すような幅L_0＝４０㎜，板厚h＝１.６㎜の細長い帯状のステンレス鋼平板を対象に，この平板上を一端Ｓから他端Ｆへ幅方向に熱源が一定速度１㎜/sで移動して４０㎜の溶融ビードを形成するとき，熱源から側方へ３㎜離れた位置に設定した評価点での温度を１２７３Ｋに保持する問題を想定している．この問題もまた，凸計画問題へと定式化できる．なお，長さ方向（熱源の進行方向に対して垂直）への熱反射の影響はないものとし，幅方向においてのみその影響を考慮する．

Fig.2-9 はこの最適化問題に対する検討結果である．（ａ）は本最適化アルゴリズムを適用して得られた最適入熱条件の推定結果である．なお，入熱因子数Nは２０と設定した．（ｂ）はそれに対応する評価点での温度を示している．この問題において

も，準定常状態を想定して得られる一定入熱量を投与した際の各評価点での温度の計算結果も併せて示している．

一定入熱量を投与した場合，その終端部では平板から外部への熱放散がなく，全ての熱が反射するために終端部付近で熱が蓄積される．その結果，その付近の評価点での温度は要求値を越えて上昇していることがわかる．これに対して，端部での熱反射の影響を考慮した計算モデルを用いて，最適化アルゴリズムにより推定した最適入熱条件を投与した場合，各評価点での温度は与えられた要求値と一致しており，温度場の最適化制御が的確に行われている．

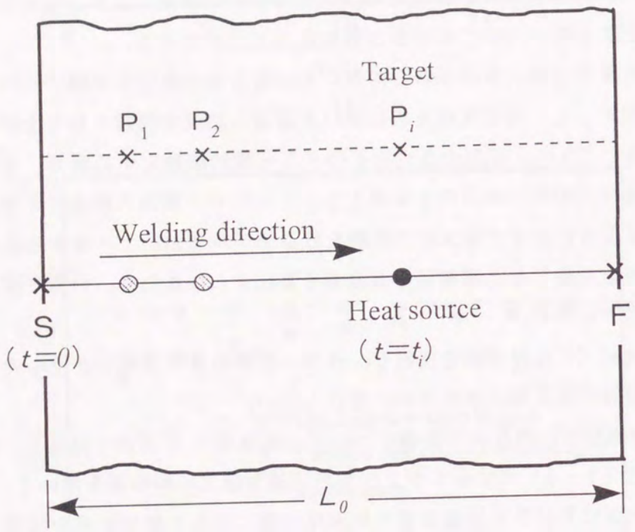
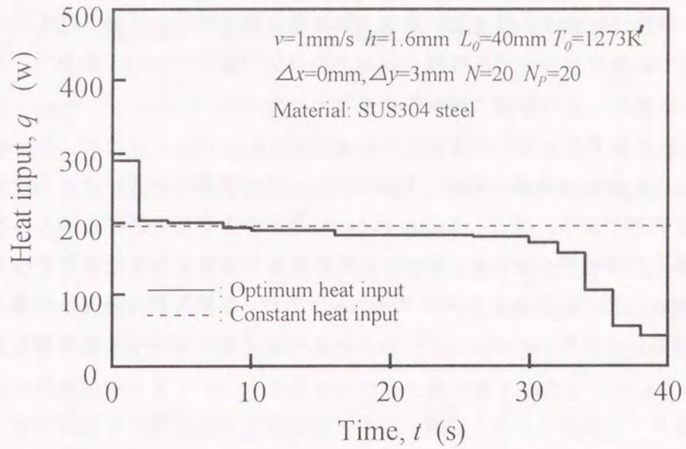
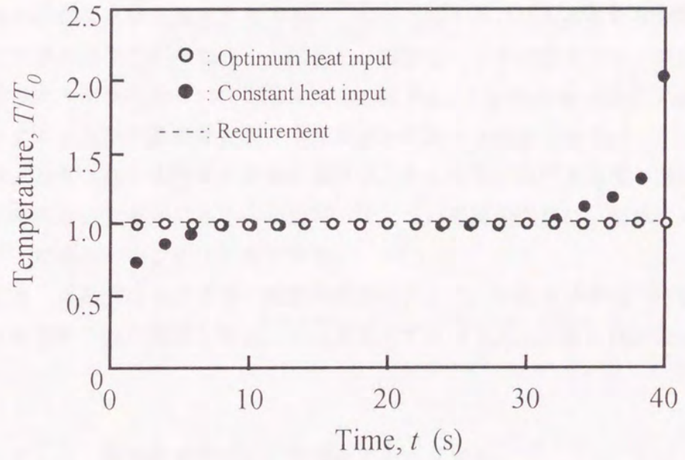


Fig.2-8　Convex programming problem in arc welding on thin plate with finite length



(a)



(b)

Fig.2-9　Calculation result of optimum heat input in arc welding on thin plate with finite length
(a)Heat input pattern　(b)Calculated temperature

２．４　結言

本章では，溶接部における温度場の最適入熱設定問題のうち，「ある位置における，指定した時刻での温度を制御する問題」への凸計画法の適用について検討し，その解法ならびに凸計画法による最適入熱条件の推定を行なった．

本章で得られた結果を以下に示す．

（１）溶接部における温度場の最適化制御問題は，その問題の性質により凸計画問題へと定式化できる．また，Kuhn-Tucker 条件によりこの問題に対する最適解の必要十分条件が与えられ，Wolfe の解法を適用することで最適解が得られる．

（２）凸計画法に基づく最適化アルゴリズムによれば，制御変数である入熱量に関する制約条件の有無にかかわらず，また，入熱因子数に関係なく最適解を確保できる．

（３）計算モデルの使用により，対象とする評価点の位置に関係なく温度制御が可能となり，また，被溶接物の物性定数や溶接速度の影響，さらに，有限寸法の平板を対象とした場合に生じる母材端部での熱反射の効果なども容易に取り扱うことができる．

第３章　最適入熱設定問題の非線形計画法による解法（Ⅱ）
－最急降下法による最適入熱条件の推定－

３．１　緒言

前章では，溶接部における温度場の最適化問題の一つとして「ある位置における，ある指定された時刻での温度を制御する問題」を取り上げ，凸計画法によりその最適入熱条件を推定できることを明らかにした．

本章では，「ある位置における最高到達温度を制御する問題」を取り上げる．この問題に対する最適化手法として，近似解法の一つである最急降下法の適用を試みるとともに，その最適化アルゴリズムの探索精度について検討する．そして，いくつかの温度場制御問題を取り上げて，それらに対して最急降下法による最適入熱条件の推定を行なう．

３．２　最急降下法による最適化アルゴリズムに関する検討

与えられた要求値を満足するように，ビード幅や溶け込み深さを制御することも溶接部における温度制御問題の一つである．溶融ビードの形状や寸法を制御する問題は，は被溶接物のある位置における最高到達温度 T_{max} と被溶接物の融点 T_{MP} との誤差を最小とするような入熱条件を決定する最適化問題へと帰着できる．しかしながら，被溶接物に投与される入熱量が未知の場合は，ある位置における温度が最高到達温度に達する時刻もまた未知である．したがって，この最適化問題は，前章で述べた凸計画問題へと定式化することは困難である．

そこで，本節ではこの最適化問題の解法において，非線形計画法の近似解法の一つである最急降下法の適用を試み，その最適化アルゴリズムの探索精度について検討する．

３．２．１　最急降下法による最適化アルゴリズム

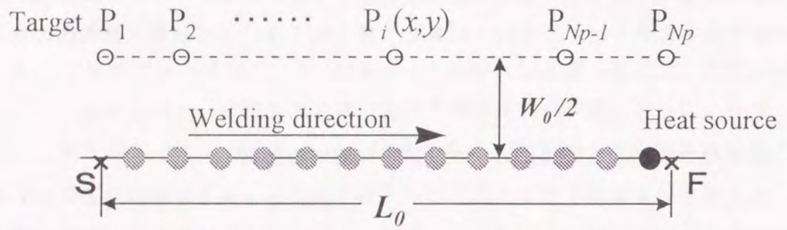
上記の最適化問題に対する具体的な例として，与えられた要求値を満足するような有限寸法のビードを，薄板無限平板上に確保するために必要な最適入熱条件を決定する問題について検討する．

Fig.3-1 に示すように，薄板平板上の一点Ｓから一定速度で溶接を開始し，他点Ｆで終了する場合を考える．その際，溶接入熱が同図に示すように，入熱量の組合せからなる入熱ベクトル q（$q_1, q_2, \cdots, q_N$，N：入熱因子数）として与えられるものとし，また溶接線ＳＦの側方に対して，要求するビード幅（W_0）の半分に相当する位置

に評価点Ｐ$_i$（i=1,2,・・・・・,N_p，N_p：評価点の個数）を設定する．

このとき，ここで検討する溶接温度場の制御問題は，各評価点における最高到達温度$T_{max,i}(x,y,t)$を被溶接物の融点T_{MP}に一致させるような最適入熱量を決定する問題として表現できる．すなわち，次式に示す目的関数$F(q)$を最小とする入熱ベクトルq（$q_1, q_2, \cdots, q_N$）を推定する問題として整理できる．

$$F(\boldsymbol{q}) = \sum_{i=1}^{N_P} [T_{MP} - T_{max,i}(x,y,t)]^2 \longrightarrow min. \qquad \cdots\cdots\cdots(3-1)$$



（W_0 : required bead width,　L_0 : required bead length）

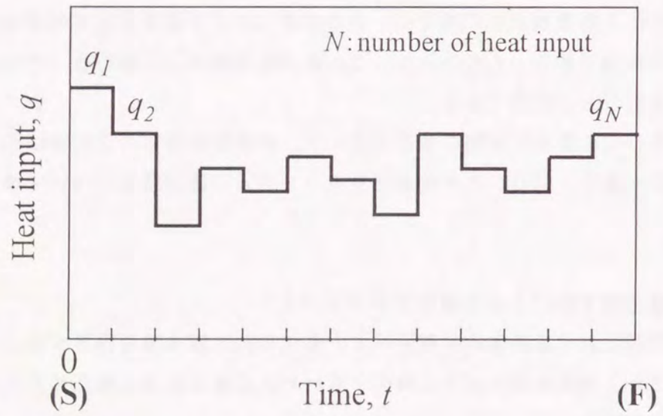


Fig.3-1　Optimization problem to control maximum temperature in arc welding on plate specimen

ここで，溶接入熱qがFig.3-1のような組合せで与えられるとき，前章と同様に，薄板平板上に設定した評価点Ｐ$_i$での最高到達温度$T_{max,i}(x,y,t)$もまた，（１－２）式の２次元非定常熱伝導方程式の解析解を用いて，次のように近似的に表現できる．

$$T_{max,i}(x,y,t) = \max_t [q_1 \cdot g(t)_{1,i} + q_2 \cdot g(t)_{2,i} + \cdots + q_N \cdot g(t)_{N,i}]$$

$$= \max_t [\sum_{j=1}^{N} (q_j \cdot g(t)_{j,i})] \qquad \cdots\cdots\cdots(3-2)$$

したがって，ここで取り扱う最適化問題は（３－１）式および（３－２）式から次式に示すような最適入熱設定問題として整理できる．

$$F(\boldsymbol{q}) = \sum_{i=1}^{N_P} \{ T_{MP} - \max_t [\sum_{j=1}^{N} (q_j \cdot g(t)_{j,i})] \}^2 \longrightarrow min. \qquad \cdots\cdots\cdots(3-3)$$

なお，厚板平板を被溶接物とする場合も，評価点Ｐ$_i$での最高到達温度$T_{max,i}(x,y,z,t)$は（１－４）式に示した３次元非定常熱伝導方程式の解析解を用いて，（３－２）式と同様に表現でき，最適化問題に対する目的関数$F(q)$も（３－３）式と同じ形式で整理できる．

ここで取り扱う最適入熱問題においても，入熱量に関する制約条件は次式で与える．

$$0 \leqq q \leqq q_{max} \quad q_{max} : \text{maximum heat input} \qquad \cdots\cdots\cdots(3-4)$$

このとき，（３－４）式を満足しながら（３－３）式に示した目的関数$F(q)$の値を最小とするような入熱量q（$q_1, q_2, \cdots, q_N$）を決定するわけであるが，前述したように一般に，入熱量が未知である場合，ある位置における温度が最高到達温度に達する時刻は未知である．そのため，この最適化問題は凸計画問題へ定式化できない．

したがって，（３－４）式の制約条件を満足させながら，（３－３）式の目的関数の値を可能な限り，より小さくするような入熱量qを近似的に決定する最適化手法について検討する必要がある．

本研究においては，この最適化問題の解法に対して，非線形計画法の近似解法の一つである最急降下法[14]を適用することにより最適入熱条件の推定を試みる．

最急降下法とは最適解，つまり，目的関数Fの値を最小とするパラメータ（ここでは入熱量q）を目指し，目的関数$F(q)$に対する応答曲面の勾配が下向きに最も急である方向にむかって逐次的に探索を進める手法である．探索の過程において勾配の値

がゼロまたは十分小さくなった場合，探索位置が最小値に到達したものと判断し，その位置を最適点とみなす．たとえば，パラメータがq_1とq_2の２因子である場合の最急降下法による探索経路を示したものが Fig.3-2 である．ここでは，等高線を記入することで目的関数の高低を模式的に示している．まず，探索開始点（start point）を与え，その点の周辺で最も急勾配を示す方向（最急降下ベクトル）を決定した後に，そのベクトル上で探索を行ない，そこでの最小点を決める．この例では，４回程度の探索を繰り返した結果，目的関数の最小値を示す最適点（optimum point）に到達している．

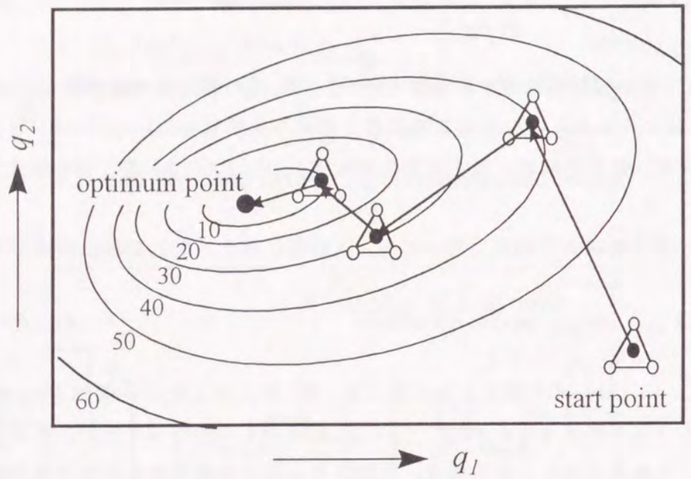


Fig.3-2　Schematic in process of searching by steepest descent method (2 factors)

まず，本研究で採用した制約条件付き最急降下法による最適解の計算手順について Fig.3-3 のフローチャートをもとに説明する．なお，ここでの制約条件とは，（３－４）式に示した入熱量qに関する上・下限値を意味する．

最急降下法による解法の基本的な考え方としては，制約条件を満足しながら，

①実験計画法による応答曲面の一次近似：勾配（最急降下ベクトル）の推定

②Fibonacci 探索法による一次元探索：最急降下方向での最小点の推定

を繰り返して目的関数の最小値を推定し，あらかじめ与えられた判定基準を満足すれば，探索を停止する[21)~23)]．

本研究で用いる最急降下法による最適化アルゴリズムでは，探索空間において応答曲面は「単峰」である，つまり，目的関数Fにおいて局所的最小値が唯一つしか存在しないと仮定している．逆に，目的関数の応答曲面が「多峰」である場合，必ずしも探索により大域的最適値が得られる保証はない．

次に，最急降下ベクトルの推定および一次元探索手法の詳細について説明する．

（１）勾配推定の方法（応答曲面の一次近似法）

まず，与えられた要求値（ここではT_{MP}）に対して，（３－３）式に示す目的関数$F(q)$を定義し，（３－４）式の制約条件を満足するような探索開始点（初期値）を与える．そして，その点における応答曲面の勾配推定を行なうわけであるが，その応答曲面はあらかじめ把握できていない．そこで，探索点を中心としたある領域内で，局部的な応答曲面を近似することによりその勾配を推定する．ここでは，応答曲面を近似する方法として実験計画法に基づくシンプレックス[14)]を用いる．

Fig.3-4（ａ）は２因子，（ｂ）は３因子に対するシンプレックスの例を示したものである．図中の●印は探索開始点であり，図のような要領で試行点（○印）を設定する．そして，各点での目的関数の値を用いて応答曲面を一次近似し，その勾配（降下ベクトルg）を推定する．ここで，応答曲面の一次近似の妥当性が認められると，その方向に対して一次元探索を開始する．なお，一次近似の妥当性，すなわち勾配推定の信頼性はシンプレックスの中心（探索開始点）での当てはめ欠如量の有意性によって評価する．具体的には，Fig.3-3 に示すように，当てはめ欠如量（$|L_\alpha|$）が有意，つまり，ある誤差値（ε_1）よりも大きくなると，シンプレックスの大きさを修正し，再度，勾配の推定を試みる．

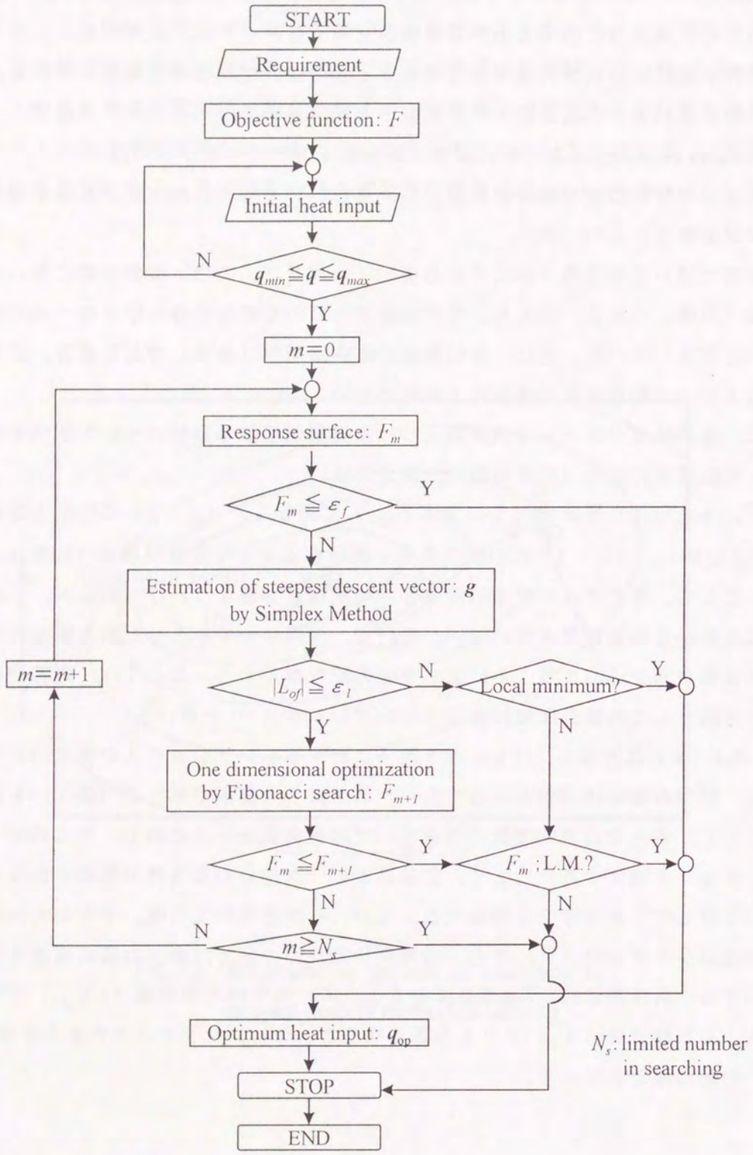
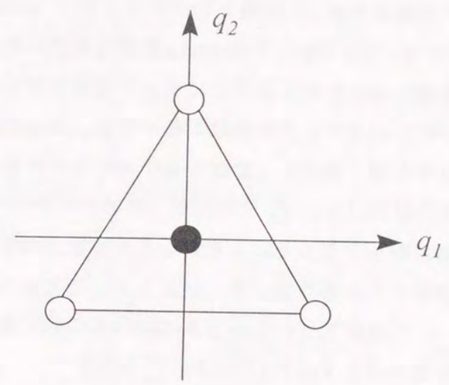
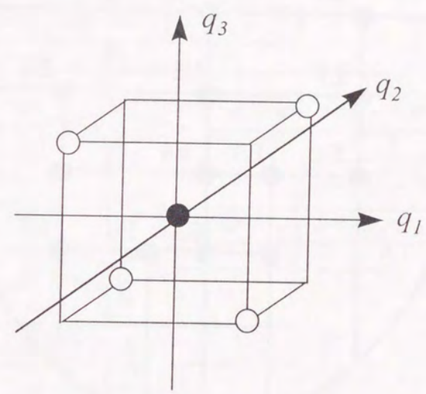


Fig.3-3 Flow chart of calculation in optimization by steepest descent method



(a)



(b)

Fig.3-4 Schematic of steepest descent vector by Simplex
(a) 2 factors (N=2) (b) 3 factors (N=3)

（２）一次元探索法

応答曲面の一次近似の妥当性が確認できた場合，その勾配方向（降下ベクトル g）における一次元探索を開始する．その具体的な探索手法として本研究では，Fibonacci 探索法[14),19)]を適用する．Fig.3-5 は Fibonacci 探索法を模式的に示したものである．この探索法は目的関数の値を比較することによって探索区間を徐々に縮小し，最小点を推定する方法である．つまり，目的関数の最小値が，ある区間内に存在すると仮定して，次の二つの操作を繰り返すことにより最小点を決定する．

①最小点が存在する区間［α_1, α_2］の決定（囲い込み操作）

②この区間を次第に縮小することによる最小点の推定（探索操作）

すなわち，一次近似した応答曲面の降下ベクトル g に対して Fibonacci 探索法により一次元探索を行い，その降下ベクトル g 上において目的関数を最小とする点を求める．その具体的な計算手順を Fig.3-6 に示す．

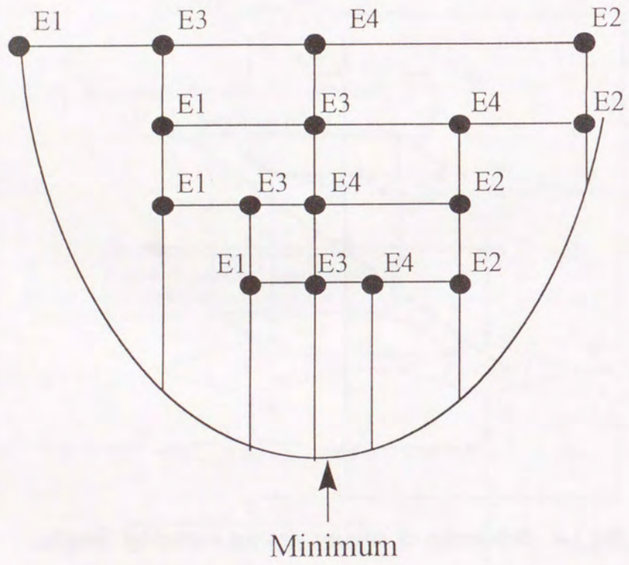


Fig.3-5　Schematic of one dimensional optimization

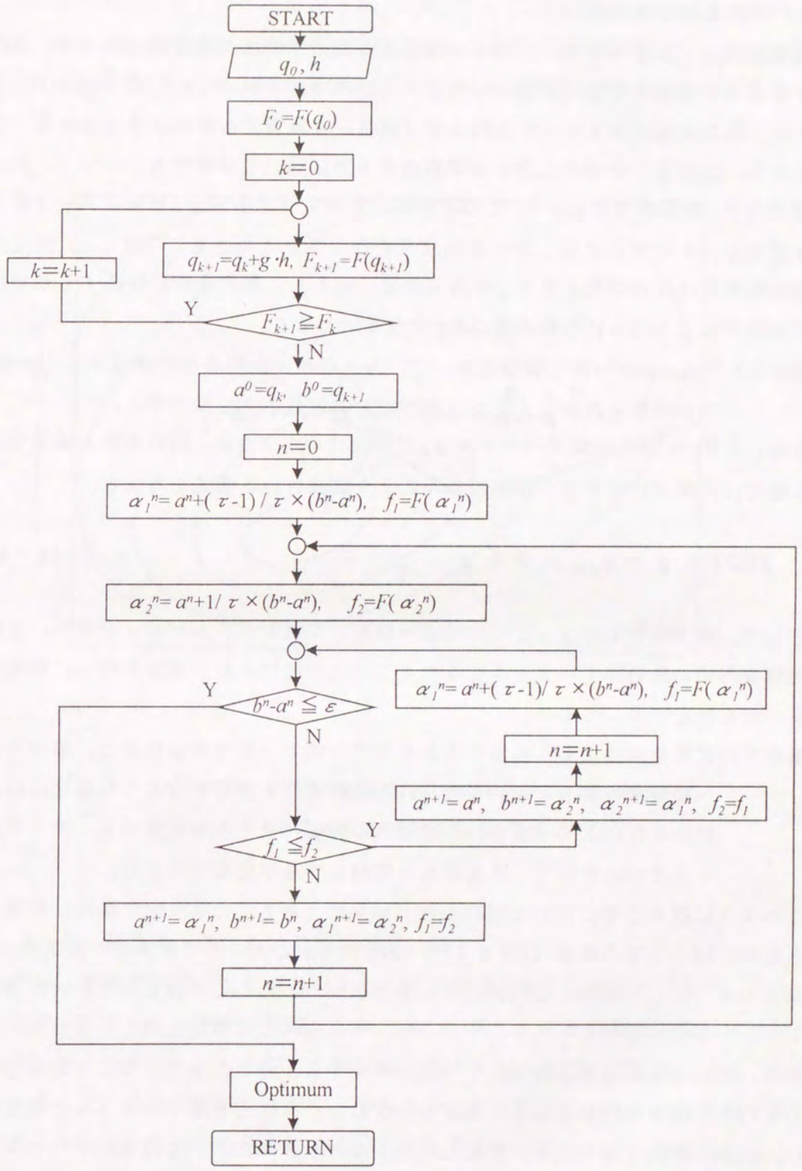


Fig.3-6　Flow chart of calculation in one dimensional optimization by Fibonacci search method

（３）制約条件の取り扱い

基本的には，上記の降下ベクトルの推定と一次元探索法の繰り返しにより，目的関数を最小とする制御変数の最適値を決定するわけであるが，たとえば，Fig.3-7に示すように，探索経路が与えられた制約条件（領域）を侵害する場合が考えられる．

そこで，このような場合における探索の考え方について説明する．

図中のP_1を探索開始点とし，この点における降下ベクトルg_1をシンプレックスにより推定し，その方向に対して一次元探索を行なう．このとき，（３－４）式に示した制約条件がなければ最小点P_2が得られる．しかし，制約条件が存在するために，一次元探索により得られる最小点はP_3となる．つまり，

（操作Ａ）Fibonacci一次元探索において，与えられた制約条件を満足するような探索空間を設定し，その区間内において最小点を推定する．

また，点P_3における降下ベクトルg_3が同図に示すように，制約条件を侵害するような場合は，次式に示すような制約条件により構成される領域を考える．

$$f(0) = q - q_{max},\quad 0 \leqq q \qquad \cdots\cdots\cdots(3-5)$$

そして，降下ベクトルg_3をこの領域へ投影して射影ベクトルd_3を求め，これを制約領域内での最急降下ベクトルとみなしてその方向に一次元探索を行い，目的関数の最小値を推定する．つまり，

（操作Ｂ）実験計画法により推定したある点での降下ベクトルgに対し，その方向へ探索を行なうとき，与えられた制約条件を侵害するような場合には，制約条件により構成される領域への射影ベクトルdを求める．そして，その方向に対して一次元探索を開始して最小値を推定する．

このように探索空間において制約条件が効果的である，つまり制約条件に影響を受ける場合には，上記の操作（Ａ），（Ｂ）を繰り返すことにより最小点を推定する．

以上のようにして求めた目的関数Fの最小値が，あらかじめ設定しておいた判定基準よりも小さければ（$F \leqq \varepsilon_f$），すなわち，与えられた要求値に対して十分満足できる場合，その点を最適解とみなして探索を停止する．逆に，判定基準よりも大きい場合，その点を探索開始点として，再びシンプレックスにより降下ベクトルの推定を行ない，同様の操作を繰り返す．ただし，本アルゴリズムにおいては次の２つの条件のうち，いずれか一つが満足されれば，探索は自動的に停止する．

①探索回数があらかじめ設定しておいた回数を越えた場合（$m \geqq N_s$）

②探索精度の低下によって，一次元探索で得られた最小点での目的関数の値が前の値よりも大きくなった場合（$F_m \leqq F_{m-1}$）

次に，溶接部における温度場の最適化問題を取り上げ，最急降下法による最適化アルゴリズムを適用して入熱条件の推定を試み，その探索精度について検討する．

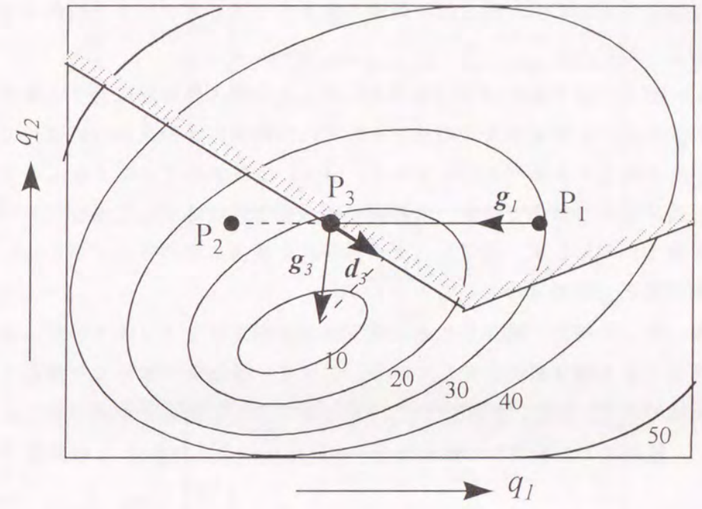


Fig.3-7　Schematic of estimation of steepest descent vector d_3 with active constraint condition (2 factors, N=2)

３．２．２　最急降下法における探索精度に関する検討

ここでは，本研究で試作した最急降下法の探索精度に関する検討を行なう．

前章で述べたように，凸計画問題においては，与えられた制約条件を満足するような最適解が唯一つ存在し，その解は凸計画法を適用することにより確実に得ることができる．そこで，凸計画問題に帰着できる最適入熱決定問題に対して，最急降下法により推定した最適条件と凸計画法による推定結果を比較することで，最急降下法により得られる最適解の信頼性に関する検討を行なう．具体的には，第２章の Fig.2-3 および Fig.2-4 に示した凸計画問題を例に取り上げ，その最適化問題の解法に対して最急降下法を適用する．

Fig.3-8 および Fig.3-9 は Fig.2-3 に示した最適化問題に対して，凸計画法および最急降下法を適用して得られた最適入熱条件の推定結果を示している．Fig.3-8 は制約条件を比較的大きく設定した場合の結果であり，Fig.3-9 は制約条件の影響を受ける場合の結果である．各図において（ａ）は最急降下法による推定結果であり，（ｂ）は凸計画法によるものである．両者を比較すると，入熱量に関する制約条件がその解を拘束するような場合であっても，得られた最適入熱条件とそのときの目的関数の値 F_{op} はほぼ等しいことがわかる．

また，Fig.3-10 および Fig.3-11 は Fig.2-4 に示した最適入熱問題に対する最急降下法および凸計画法による推定結果であり，それぞれ制約条件が効果的（活性）でない場合と活性となる場合の入熱パターンである．（ａ）は最急降下法によるものであり，（ｂ）は凸計画法による結果である．入熱因子数 N を２０に増やした場合においても制約条件の有無にかかわらず，両手法により得られた最適入熱パターンとそれに対応した目的関数の値 F_{op} はほぼ等しいことがわかる．

以上の結果から，本研究で試作した最急降下法は制御変数を２０因子程度に設定しても，十分満足できる探索精度を有している．つまり，最急降下法により推定した最適解は十分信頼できる．なお，参考までに，Fig.3-9 に示した最適化問題の解法に要する演算時間は，最急降下法によれば約１２分，凸計画法によれば約０.１秒程度である．

３．２．３　探索回数に及ぼす初期値の影響

ここでは，最急降下法による最適化アルゴリズムにおいて，探索回数ならびに探索精度に及ぼす探索開始初期値の影響について検討する．具体的には，薄板平板を対象に溶接を行なうとき，与えられた要求値を満足するような温度場をその平板上に確保するために必要な最適入熱条件を最急降下法により推定する際，探索回数および目的関数の値に関する差異に及ぼす初期値の影響を検討する．

Fig.3-12 は板厚２㎜の軟鋼板を対象に，一定速度２㎜/s で溶接を行なうとき，熱源から側方へ４㎜離れた位置に評価点を設定し，そこでの温度を１４７３Ｋに保持するための最適入熱量を決定する問題において，探索回数に及ぼす初期値の影響を検討した結果である．ここで，入熱因子数 N を１０，評価点の個数 N_p を１０とし，最急降下法における探索打切り回数は全て３００回とした．条件①では，初期入熱 q_0＝８００Ｗ，条件②では q_0＝１８００Ｗ，そして条件③では q_0＝０Ｗと設定した．なお，条件①における q_0 値（８００Ｗ）は溶接部が準定常状態に達した際，評価点の温度を１４７３Ｋにするための入熱量を Rosenthal の解[26]により求めた値である．また，Table 3-1 は各条件での探索回数および探索終了時の目的関数の値を示している．

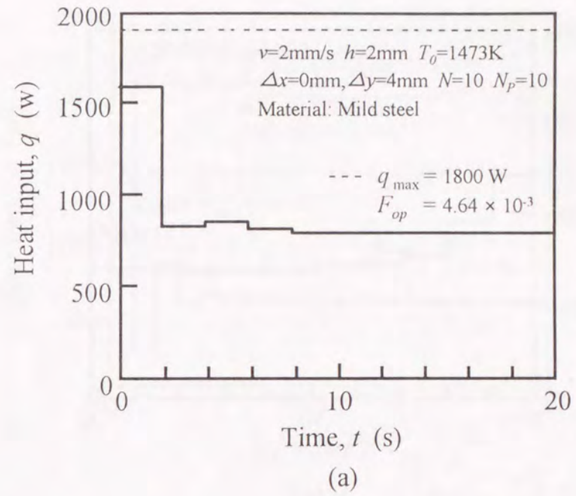
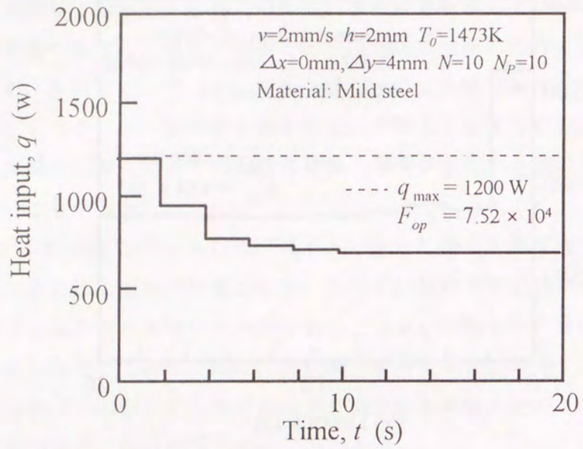
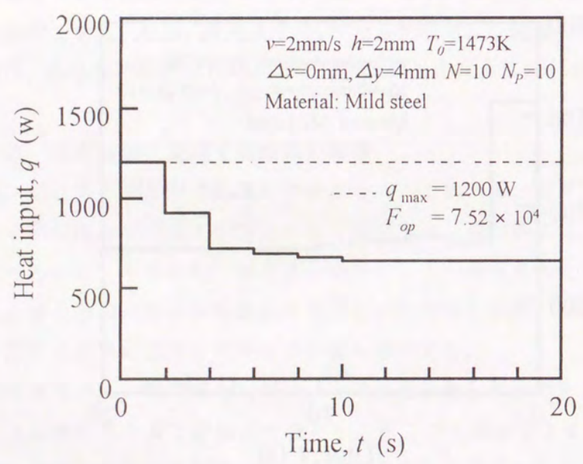


Fig.3-8　Comparison of optimum heat input pattern estimated by steepest descent method and convex programming method (Without active constraint)
(a)Steepest descent method　(b)Convex programming method

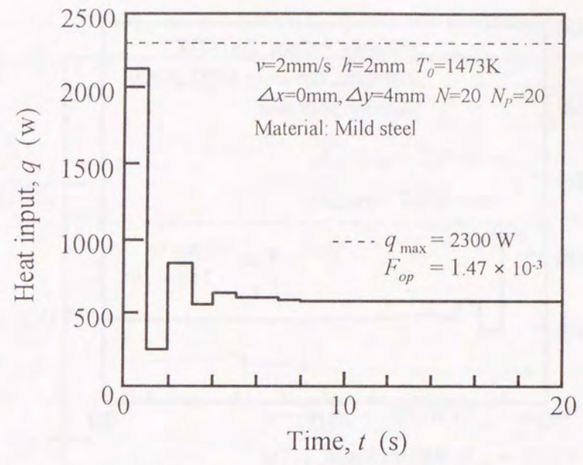


(a)

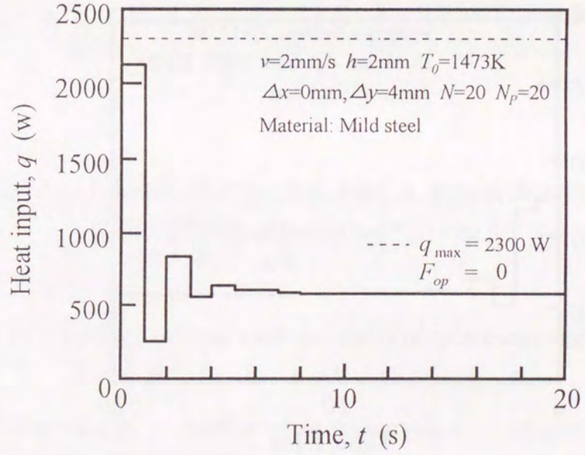


(b)

Fig.3-9 Comparison of optimum heat input pattern estimated by steepest descent method and convex programming method (With active constraint)
(a)Steepest descent method (b)Convex programming method



(a)



(b)

Fig.3-10 Comparison of optimum heat input pattern estimated by steepest descent method and convex programming method (Without active constraint)
(a)Steepest descent method (b)Convex programming method

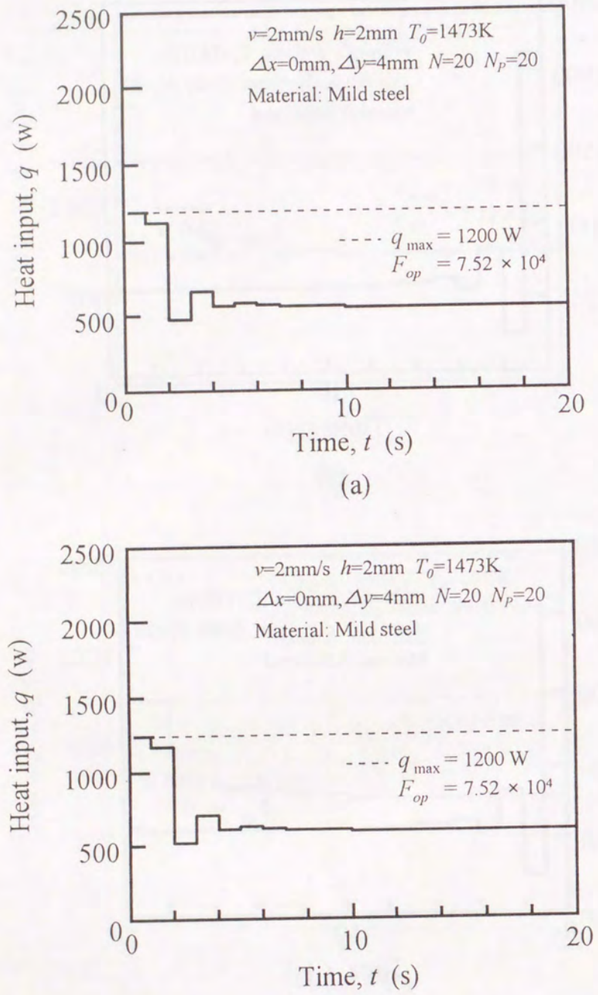


Fig.3-11 Comparison of optimum heat input pattern estimated by steepest descent method and convex programming method (With active constraint)
(a)Steepest descent method (b)Convex programming method

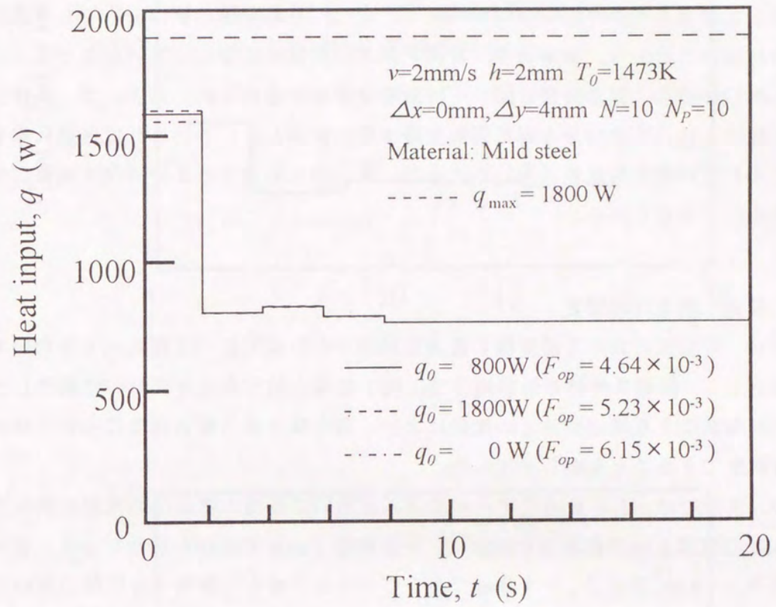


Fig.3-12 Influence of initial heat input in steepest descent method on optimum heat input pattern and F_{op} value

Table 3-1 Influence of initial value on number of optimizing search and *Fop* value

No.	Initial value q_0	Number of optimizing search	Objective function F_{op}
①	800 W	132	4.64×10^{-3}
②	1800 W	252	5.23×10^{-3}
③	0 W	278	6.15×10^{-3}

Fig.3-12 および Table3-1 からわかるように，今回設定した範囲内では全ての場合において，探索打ち切り回数以内で最適解を推定することが可能であり，各初期値のもとで推定した最適入熱条件はほぼ同等である．また，目的関数の値においても有意差は認められないことから，探索精度に及ぼす探索初期値の影響は小さいものと考えられる．しかしながら，探索回数に関しては顕著な差異が認められ，たとえば，条件①では，条件③に比べて約半分の探索回数で最適解に到達している．これは最適入熱量に対してより近い値を初期値に用いることで，最適解に到達するまでの探索経路が短縮できたためと考えられる．

３．３　最適入熱条件の推定

前節では，溶接部における温度場の最適化問題が凸計画問題へと定式化できない場合の解法として，制約条件付き最急降下法に関する基本的な考え方について説明した．また，凸計画法による推定結果との比較により，最急降下法の探索精度について検討し，十分満足できることを明らかにした．

そこで，本節では，この最適化アルゴリズムを用いて最適入熱条件の推定を試みる．

Fig.3-13 は板厚２㎜の軟鋼板を対象に，一定速度２㎜/s で溶接を行なうとき，要求ビード幅 W_0 ＝８㎜，長さ L_0 ＝４８㎜であるビードを平板上に確保する問題において，入熱因子数 N の影響を検討した結果である．（a），（b），（c）はそれぞれ入熱因子数を６，１２，２４とし，全ての場合において評価点の個数 N_p は１３と設定した．なお，最急降下法における探索打切り回数は全て３００回とし，初期入熱 q_0＝９００Ｗと設定した．各図において，上図は最急降下法によって推定した最適入熱パターンであり，下図はそのときの各評価点における最高到達温度を融点 T_0 で無次元化したものである．たとえば，$T/T_0=1$ とはその評価点において，ビード幅が要求値通りに確保できることを意味している．逆に，$T/T_0<1$ とは要求値よりも狭い幅のビードが形成されることを意味する．

計算結果からわかるように，入熱因子数 N が増加するに従い，特に溶接開始部と終端部付近の評価点における最高到達温度が融点に近づく傾向を示している．これは制御変数を増やし，よりフレキシブルな入熱制御を行なうことで，きめ細かい温度場の制御が可能となることを示唆している．なお，この例では N_p 番目の最後の評価点を溶接終了点の側方に設定しているため，終端部における入熱の制御が複雑化している．

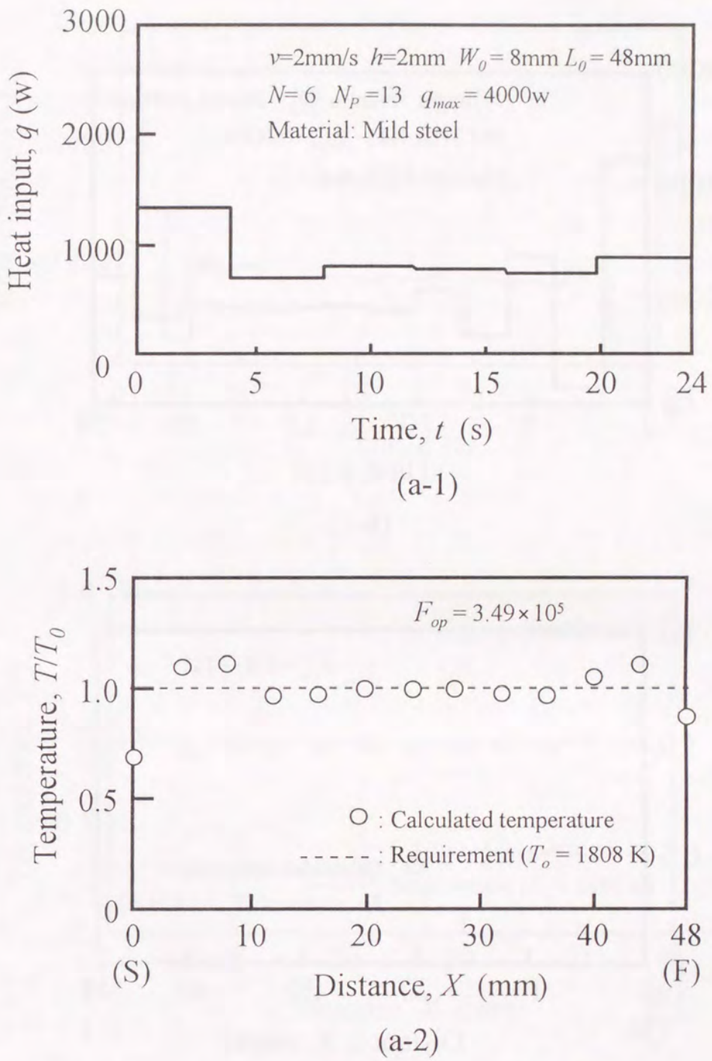
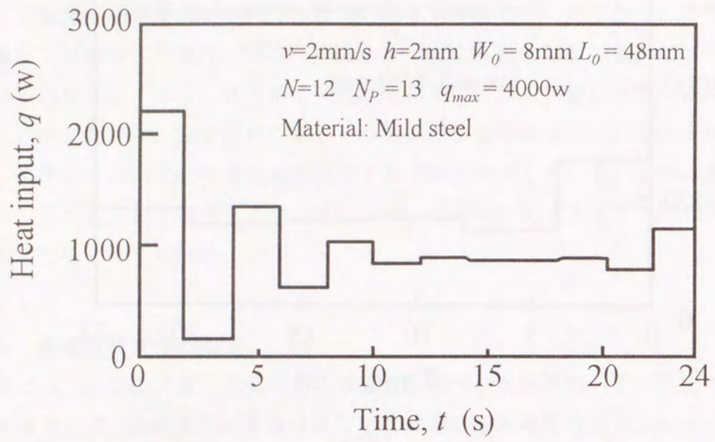
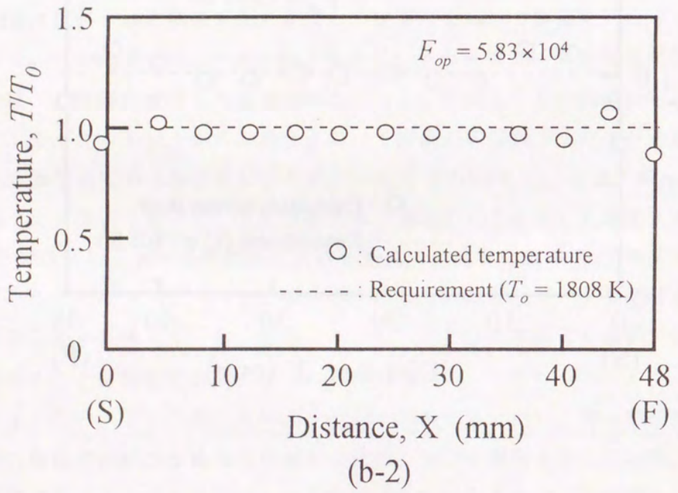


Fig.3-13　Influence of number of heat input on optimum heat input pattern and calculated temperature at target point
(a-1) Optimum heat input pattern (N = 6)
(a-2) Calculated temperature at target point



(b-1)

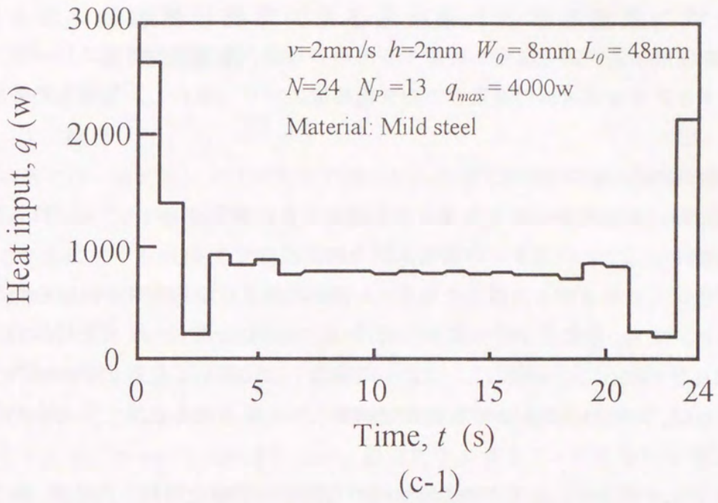


(b-2)

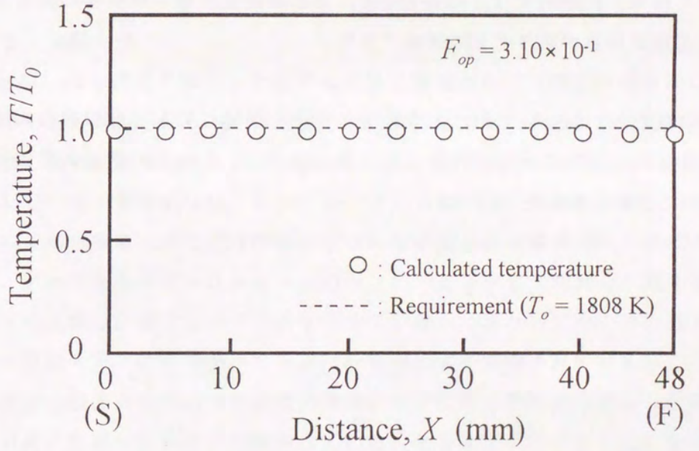
Fig.3-13 Continued

(b-1) Optimum heat input pattern (N = 12)

(b-2) Calculated temperature at target point



(c-1)



(c-2)

Fig.3-13 Continued

(c-1) Optimum heat input pattern (N = 24)

(c-2) Calculated temperature at target point

３．４　結言

本章では，溶接部の最高到達温度を制御するための最適入熱問題の解法において，最急降下法によるアルゴリズムの適用とその探索精度について検討し，最適入熱条件の推定を行なった．

本章で得られた結果を以下に示す．

（１）溶接部における温度場の最高到達温度を制御する最適問題に対しては，最急降下法を適用することによりその最適入熱条件が推定できる．

（２）凸計画法による最適解と比較した結果，入熱量に関する制約条件が課せられた場合においても，最急降下法の探索精度は凸計画法を適用した結果と同等であり十分良好であることを示した．また，最急降下法に基づく最適化アルゴリズムによれば，入熱因子数が２０程度まで増加しても最適解を確保することが可能である．

（３）探索精度および回数に及ぼす探索開始時の初期値の影響を検討した結果，探索精度は大きく影響を受けないが，探索回数（時間）は初期値の設定により大きく左右される．具体的には，Rosenthalによる準定常状態の解析解の値を用いることで探索回数が約１／２に削減できる．

前章および本章では，溶接部における温度場の最適化問題に対して非線形計画法を適用し，その最適入熱条件の推定を行なった．第４章では，これらの最適入熱条件の推定結果について実験的検討を行なう．

第４章　非線形計画法による最適条件の推定結果に対する実験的検討

４．１　緒言

本章では，第２章および第３章で得られた最適入熱条件の推定結果に対する実験的検討を行ない，非線形計画法による最適化アルゴリズムの妥当性を検討する．また，推定結果に対する信頼性を向上させるため，モデルパラメータであり熱効率のインプロセス同定手法についても検討する．

具体的には，まず，本実験で使用するガスタングステンアーク（ＧＴＡ）溶接装置と放射温度計による溶接部の温度計測手法について説明する．次いで，これらの実験装置を用いて，これまでに得られた最適入熱条件の推定結果に対するＧＴＡ溶接によるビードオンプレート実験を行ない，最適化アルゴリズムの有効性を検討する．そして，推定結果に対する信頼性に及ぼす熱効率の影響について考察するとともに，溶接部の熱応答特性と計算モデルを利用した熱効率の同定方法について検討する．

４．２　実験方法

Fig.4-1 は本研究で試作したＧＴＡ溶接装置である．実験には通常のＧＴＡ溶接機を使用している．溶接トーチは固定され，被溶接物である母材が一定速度で移動する．溶接機の極性は電極マイナス（DCEN）とし，溶接電流・速度はコンピュータにより制御している．具体的には，コンピュータからＤ／Ａコンバータを介して電流制御シグナルを溶接機に，また速度制御シグナルを被溶接物の移動用モータに入力する．そして，アーク電圧の取り込みをＡ／Ｄコンバータを介して開始し，電圧値の変化からアークの点弧を認識するシステムとなっている．つまり，アークの点弧・消弧と被溶接物の移動・停止の同期タイミングは計算機により制御されている．

溶接部の温度計測には放射温度計を用いる．これは母材上に設定した評価点での温度場が要求値通りに的確に制御されていることを確認するとともに，後述するように溶接部の温度情報を用いて熱効率を同定する場合，放射温度計によれば非接触でかつリアルタイムで測温可能であることから，本研究では放射温度計による温度計測を試みている．

一般に，放射温度計による溶接部の測温においては，計測系における背光雑音（アークノイズ）の影響と測温対象物の表面での実効放射率の変化のために正確な温度計測が困難である．しかし，放射温度計をアークとは反対の母材裏面側に配置することによりアークノイズの影響を避けて測温が可能となること，また，溶接部表面の放射

率の影響に対しては，測定波長域が比較的低波長側であるような放射温度計を用いれば，融点近傍の高温部を除く溶接部については，ある程度の高い精度で温度計測が可能となることがそれぞれ報告されている[27)~29)]．そこで，本研究では，Table4-1に示す特性をもつ放射温度計を，Fig.4-2に示すように試片裏面側に配置して母材裏面での温度を測定する．なお，放射温度計は０．９μｍ程度に実効波長をもつシリコン（Ｓｉ）を検出素子としており，計測時の放射温度計の放射率は１．０と仮定している．

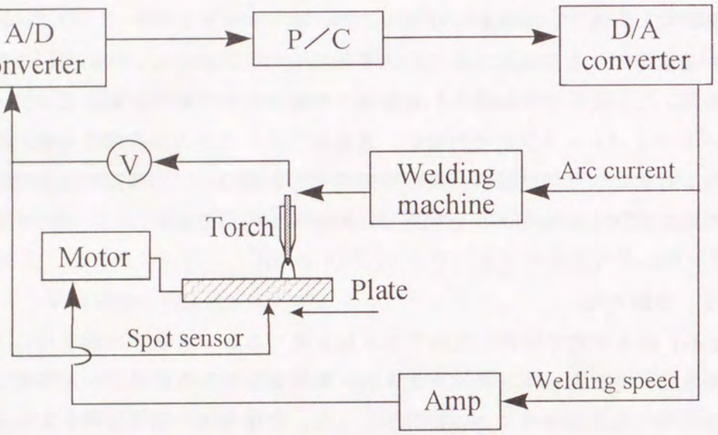
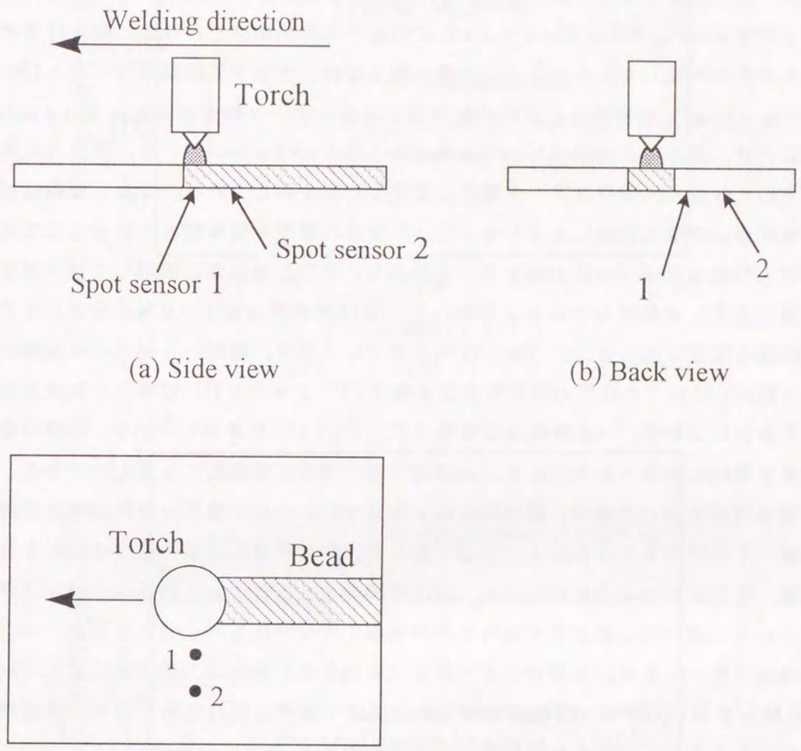


Fig.4-1　Schematic of experimental apparatus of GTA welding

Table 4-1.　Spot sensor for measuring temperature used in this work

	Spot sensor 1	Spot sensor 2
Spectral range [μm]	0.96	0.90
Measuring range [K]	873～3273	1173～1973
Minimum diameter at measured object [mm]	2.50	1.67
Minimum distance from measured object [mm]	50	50



(a) Side view　　(b) Back view

(c) Top view

Fig.4-2　Schematic of measuring method for temperature at target point by spot sensor in GTA welding on thin plate

４．３　凸計画法による推定結果に対する実験的検討

４．３．１　最適入熱条件の信頼性に及ぼす熱効率の影響

ここでは，第２章で求めた凸計画法による最適入熱条件の推定結果に対する実験的検討を行なう．Fig.4-3 は Fig.2-6（ａ）に対応する入熱条件を投与した際の評価点における温度を計測した結果である．実験に際しては，大きな軟鋼薄板（寸法：150 ㎜×300 ㎜×２㎜^{t}）を準備し，この平板上の１点からアーク熱源を一定速度（１㎜/s）で移動させ，指定した時間のあいだ入熱を投与する．（ａ）において，実線は計算により求めた最適入熱条件をアーク電流に変換した値を示している．また，波線は溶接部の温度場が準定常状態にあるものとし，評価点の温度を要求値と一致させるために必要な入熱量を Rosenthal の解を用いて算出し，それを電流値に換算した値（準定常電流値と記す）を意味している．なお，ここでは熱効率 η を１００%と仮定してアーク電流値を設定した．また，（ｂ）は評価点（ここでは，熱源から側方へ４㎜離れた位置に設定）における温度の計測値を要求値 T_0（＝１４７３Ｋ）で除して無次元化した値を表わしており，一点破線は要求値（T/T_0＝１）を意味している．実線は最適電流値を用いた場合の結果であり，波線は一定の準定常電流値によるものである．

一定電流値を用いた場合，溶接開始後３秒までは評価点の温度は放射温度計の計測下限値（ここでは８７３Ｋ）まで達しておらず，測温不可能な低い温度状態にある．その後，温度は徐々に上昇しており，溶接開始後１０秒付近から評価点の温度はほぼ一定となり，溶接部近傍の温度場は準定常状態に近づいたものと考えられる．一方，最適電流パターンを用いた場合の各評価点での温度の計測値は，要求値に対して約２００Ｋ程度下回るものの，溶接開始時点からほぼ一定値に保持されており，最適電流値を用いることにより溶接部の温度制御が可能である．

しかしながら，上記の実験結果において，最適電流値を用いた場合でも，評価点での温度の計測値が要求値を下回る低い値を示している．この原因の一つとして，設定した入熱量に対して，アークから母材に投入された入熱量の割合が小さいこと，つまり，実験に際してあらかじめ設定した熱効率 η の値（ここでは１００%に設定）が高すぎることが考えられる．熱効率の値は，溶接速度やアーク長等の溶接条件や溶接施工方法，あるいは被溶接物の材質などにより異なるが，通常，ＧＴＡ溶接における熱効率 η の値は５０～９０%[30] と報告されている．

そこで，熱効率 η を９０%，７５%および６０%と仮定し，それぞれの値を用いて換算した最適電流条件によるビードオンプレート実験を試みた．その結果を Fig.4-4 に示す．（ａ）は換算した最適電流パターンを示しており，（ｂ）は各電流パターンを用いた場合の評価点での温度の計測値である．

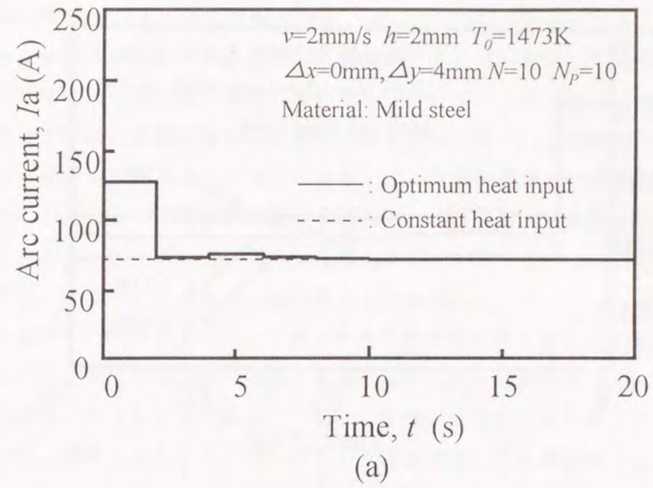


Fig.4-3　Experimental result of optimum heat input estimated by convex programming method compared with constant one
(a) Arc current　(b) Measured temperature at target point

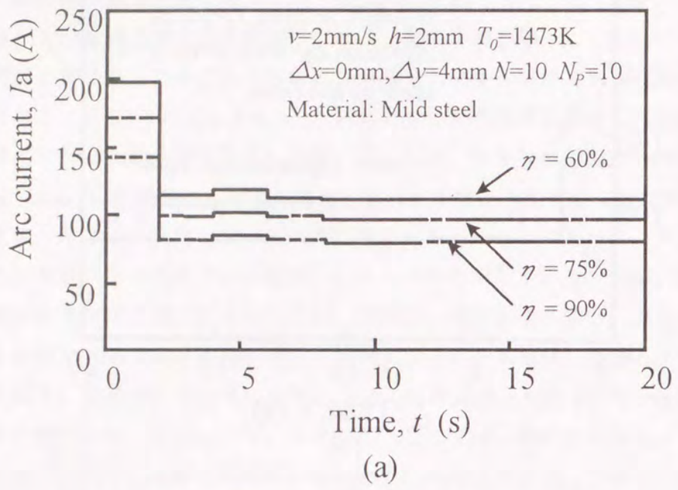


Fig.4-4　Influence of heat efficiency on temperature field in welding with optimum heat input
(a) Arc current　(b) Measured temperature at target point

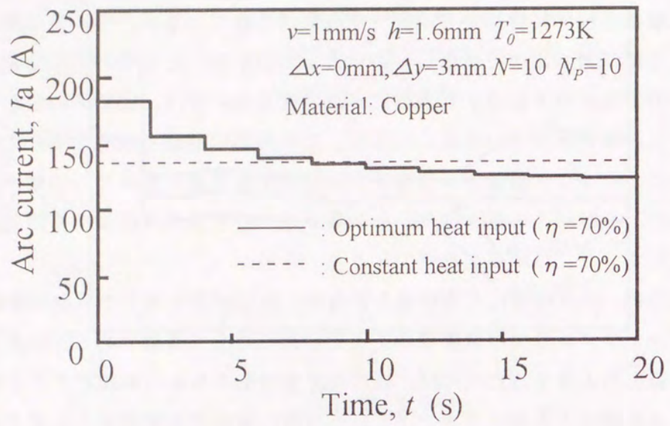
いずれの熱効率の値を用いた場合でも，η＝１００%の場合と同様に，各評価点の温度の計測値は溶接開始時点からほぼ一定に保持されているが，その値は熱効率の設定値に応じてほぼ同じ比率で変化していることがわかる．そして，この結果より，本実験条件下で評価点の実測値を要求値に一致させるためには，熱効率の値を７０%程度に設定する必要があるといえる．つまり，この最適化問題では熱効率を７０%前後に選定することにより，溶接部の温度場制御に対する最適入熱条件の信頼性を高めることができる．なお，この値は従来から報告されているＧＴＡ溶接での熱効率の適正範囲を満足しており，ほぼ妥当な値であるといえる．

以上のように，凸計画法による最適入熱条件の推定結果に対する実験的検討の結果，本最適化アルゴリズムは溶接温度場の最適化制御に対して有効である．ただし，推定結果の信頼製を向上させるためには，適切な熱効率をあらかじめ設定する必要があり，今後のＧＴＡ溶接によるビードオンプレート実験においても熱効率として７０%前後の値を用いる．

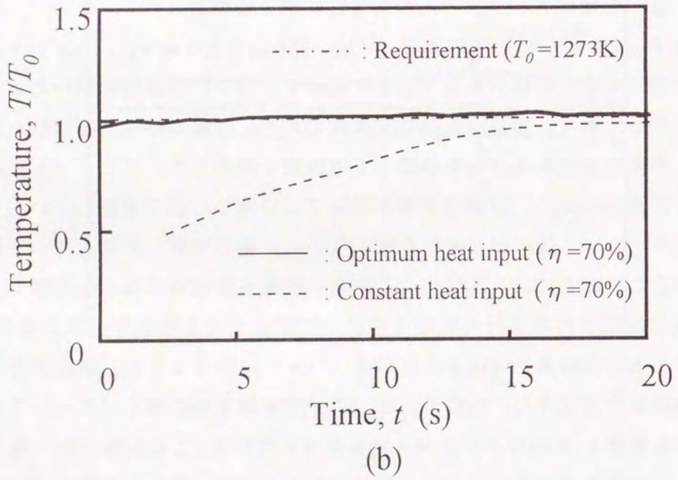
４．３．２　最適化アルゴリズムの妥当性に関する検討

第２章のFig.2-7に示した薄板銅板（寸法：150㎜×300㎜×１.６㎜^{t}）を対象とした最適化問題に対する実験結果をFig.4-5に示す．（ａ）は実験に用いたアーク電流の実測値を示しており，実線は最適電流条件であり，波線は準定常電流値を示している．なお，熱効率の値を７０%と仮定して電流値を設定した．また，（ｂ）は評価点での温度の計測値であり，計測値を要求温度T_0で除した値で表現している．この結果からわかるように，被溶接対象物を銅平板とした場合でも，評価点での温度は常に要求値を満足しており，凸計画法による最適入熱量の推定結果は十分信頼できる．

次に，試片端部での熱反射の影響を考慮して推定した入熱条件（第２章のFig2-8参照）に対する実験結果をFig.4-6に示す．（ａ）に示すように，試験片としてその幅方向（溶接線と垂直方向）には十分長いが，溶接線方向の幅L_0については４０㎜と有限である板厚１.６㎜のステンレス鋼板を用いている．この試験片の一端Ｓから溶接を開始し，他端Ｆで終了するとき，熱源から側方へ３㎜離れた位置の温度を常に１２７３Ｋに保持するという問題を考える．（ｂ）において，実線はFig.2-9（ａ）に示した最適入熱条件に対して，熱効率ηを７０%と仮定してアーク電流値を設定したものであり，一方，波線は比較として用いた最適電流の平均値である．（ｃ）に最適電流値および平均電流値を投与した際の各評価点における温度の計測値を示している．なお，これまでの結果と同様，計測値Tを要求温度T_0で除して無次元化した値を用いて整理した．

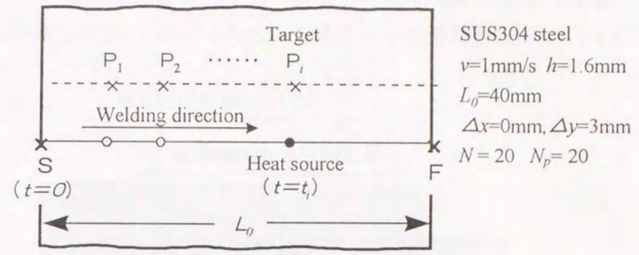


(a)

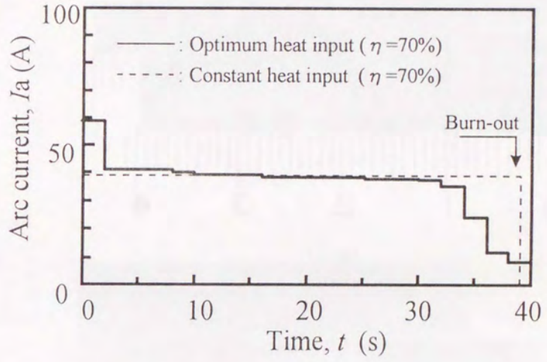


(b)

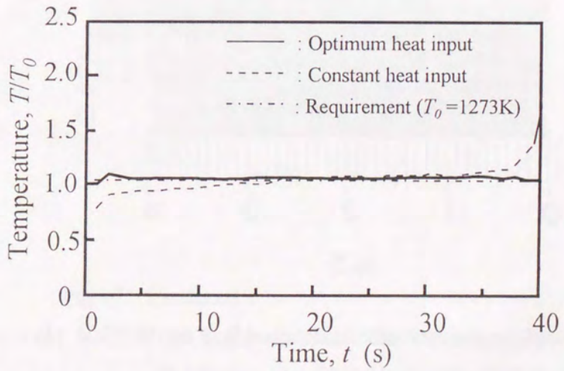
Fig.4-5 Experimental result of optimum heat input estimated by convex programming method compared with constant one
(a) Arc current (b) Measured temperature at target point



(a)



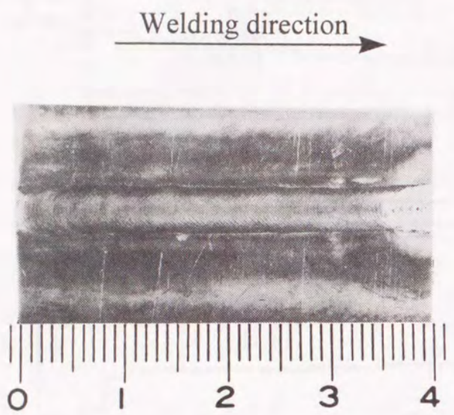
(b)



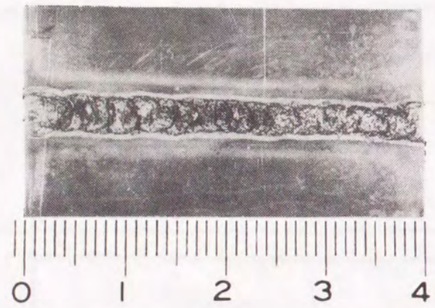
(c)

Fig.4-6 Experimental result of optimum heat input for thin plate with finite length
(a)Schematic of specimen (b) Arc current
(c) Measured temperature at target point

また，Fig.4-7 はこの実験で得られた試片の表・裏面での溶融ビードの外観を示しており，（a）は最適電流条件による結果であり，（b）は一定電流によるものである．

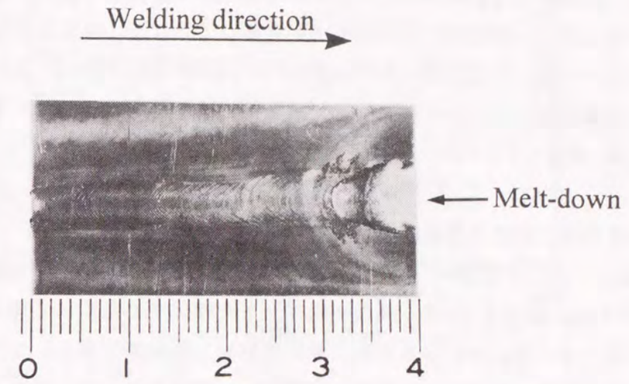


(a-1)

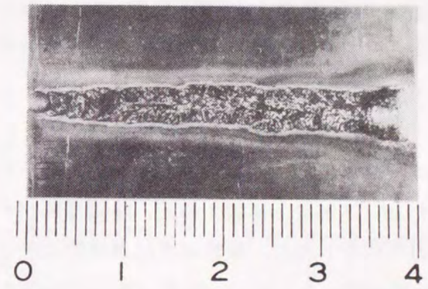


(a-2)

Fig.4-7　Bead appearance after GTA welding on SUS304 plate with finite length (*L0*=40mm)
(a-1) Top surface(with optimum heat input)
(a-2) Bottom surface(with optimum heat input)



(b-1)



(b-2)

Fig.4-7　Continued
(b-1)Top surface(with constant heat input)
(b-2)Bottom surface(with constant heat input)

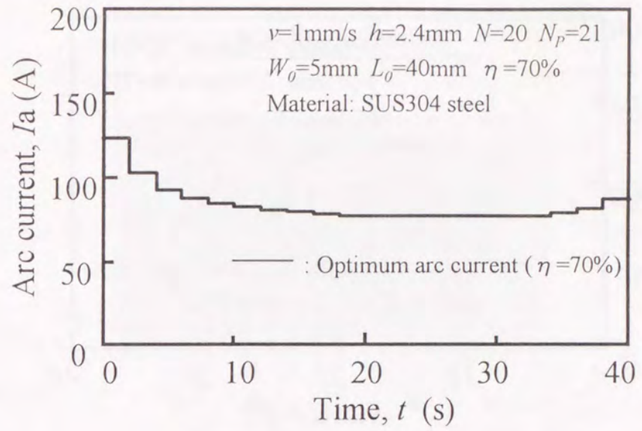
Fig.4-6（ｃ）に示すように，最適電流パターンを用いた場合，各評価点の温度は要求値を満足した一定の値を示しており，溶接部の温度制御が的確に行われていることがわかる．溶接終了（終端部Ｆ）付近では，熱反射の影響を考慮した最適電流パターンを用いることで，熱反射による温度上昇を招くことなく，温度場を制御することが可能となる．一方，一定電流の条件によれば，試片終端部において熱反射の影響により評価点の温度は上昇し，終端部付近で溶融部の溶け落ちが生じている．また，これらの結果は，Fig.4-7のビード外観写真からも伺える．

４．４　最急降下法による推定結果に対する実験的検討

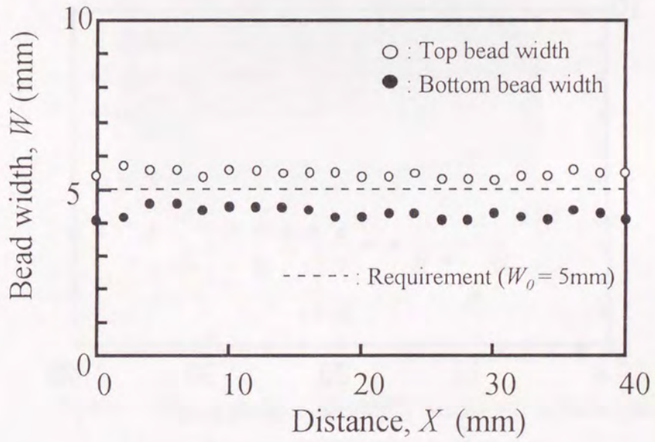
Fig.4-8はステンレス鋼板（寸法：150㎜×300㎜×２.４㎜^{t}）を対象に，要求ビード幅W_0＝５㎜，長さL_0＝４０㎜の有限ビードを確保するために必要な最適入熱条件の推定結果について，その妥当性を実験的に検討した結果である．ここでも，熱効率ηを７０％と仮定してアーク電流値を設定した．実験に際して，平板上の一点から熱源が一定速度（１㎜/s）で移動し，所要の距離だけ入熱を投与して有限長の溶融ビードを試片上に確保している．（ａ）は本実験で使用した最適電流パターンを示しており，ここでの入熱因子数Nは２０，また評価点の個数N_pは２１と設定した．また，（ｂ）はその最適電流値を投与したときに得られた溶融ビード幅を整理したものであり，○印は表ビード幅を，●印は裏ビード幅を意味している．比較として，一定電流値を用いた実験結果をFig.4-9に示す．また，Fig.4-10は溶融ビード外観を示しており，（ａ），（ｂ）はそれぞれ最適電流および一定電流を用いた場合の結果である．

一定電流値によって得られたビード形状と比較すると，最適電流パターンを用いた場合，表面と裏面では多少の差はあるものの，各評価点におけるビード幅は要求値をほぼ満足している．特に，溶接開始部から目標ビード幅（W_0＝５㎜）を確保することができ，入熱制御の効果が顕著に現れている．

なお，今回の実験結果において，表ビード幅と裏ビード幅との間で約１㎜程度の差が認められたが，この理由の一つとして次のことが考えられる．ここで用いた計算モデルにおいては，溶接部の温度場は２次元熱伝導方程式で表現できるものと仮定している．つまり，熱源は線状熱源を想定している．しかし，厳密にいえば，実際のアーク溶接における熱源は線状熱源でないため，板厚方向の温度分布が生じる．このため，母材の表面と裏面での温度場において差が生じ，その結果，表・裏面でのビード幅に差が生じたと考えられる．

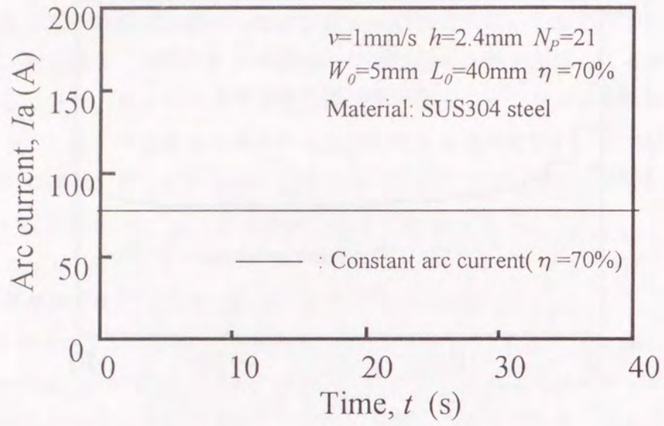


(a)

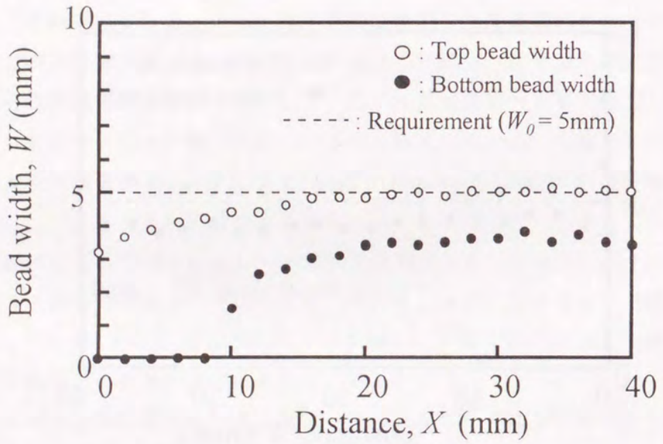


(b)

Fig.4-8　Experimental result of heat input optimized by steepest descent method
(a) Optimum arc current (η=70%)
(b) Measured bead width at top and bottom surface

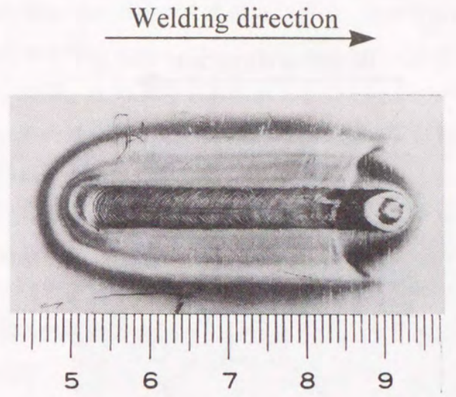


(a)

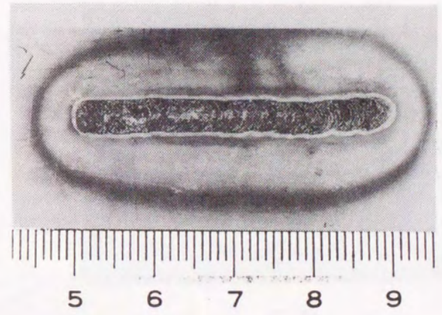


(b)

Fig.4-9 Experimental result of constant heat input
(a) Constant arc current (η=70%)
(b) Measured bead width at top and bottom surface

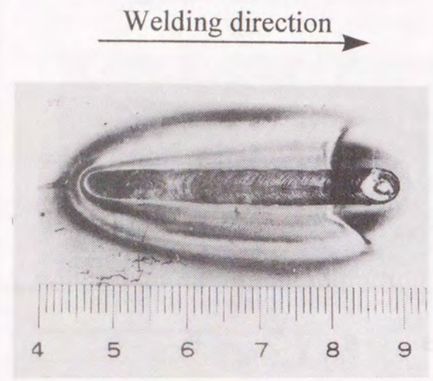


(a-1)

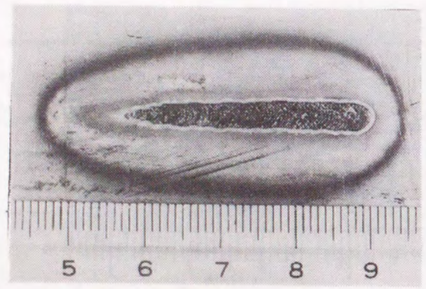


(a-2)

Fig.4-10 Bead appearance after GTA welding on SUS304 plate
(a-1) Top surface(with optimum heat input)
(a-2) Bottom surface(with optimum heat input)



(b-1)

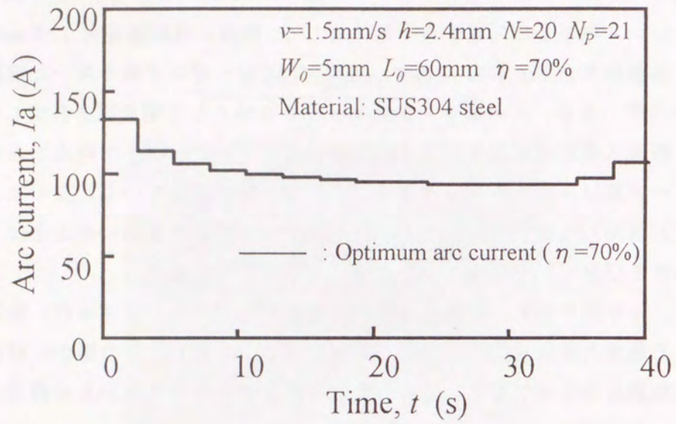


(b-2)

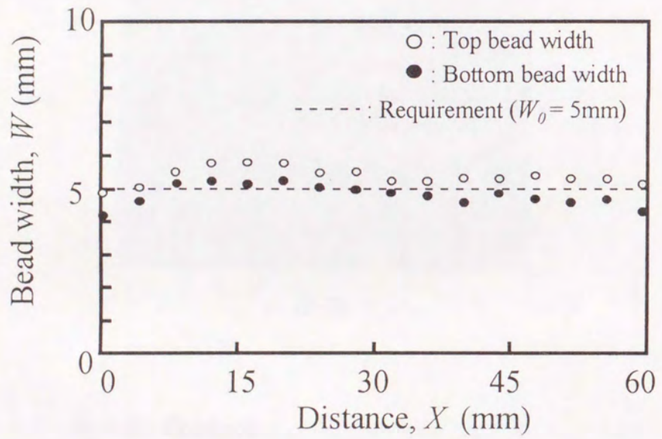
Fig.4-10 Continued
(b-1)Top surface(with constant heat input)
(b-2)Bottom surface(with constant heat input)

次に，前例とほぼ同一形状である要求ビード幅W_o= ５㎜，長さL_o= ６０㎜の有限ビードをステンレス鋼板上に形成する問題に対して，熱源の移動速度を１.５㎜/s と増加したときの実験結果を Fig.4-11 に示す．比較として，一定電流値を用いた実験結果を Fig.4-12 に示す．なお，この場合も熱効率ηを７０％として電流値を設定した．前例と同様に，最適入熱条件を投与した場合において，アークスタート時点から各評価点におけるビード幅は，要求値をほぼ満足した一定の値を示している．このように熱源の移動速度が増加した場合においても，最適化アルゴリズムを用いることにより，要求値を満足する溶融ビード形状を確保することが可能である．

このように，本研究で提案した最急降下法による最適化アルゴリズムは，最高到達温度を制御する最適入熱設定問題に対して有効である．ただし，この場合においても，推定結果の信頼製を向上させるためには，適正な熱効率の値をあらかじめ設定する必要がある．

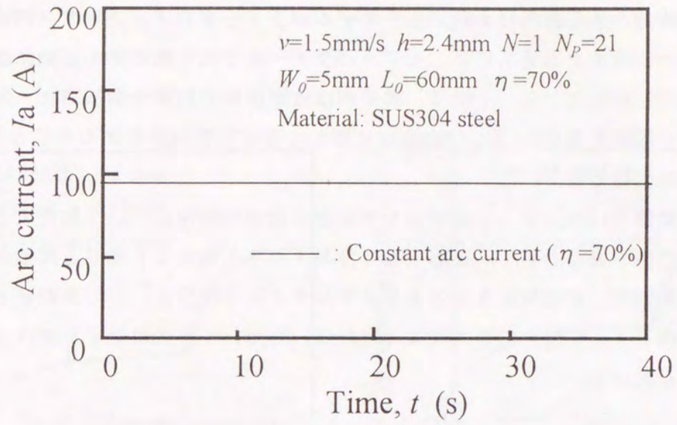


(a)

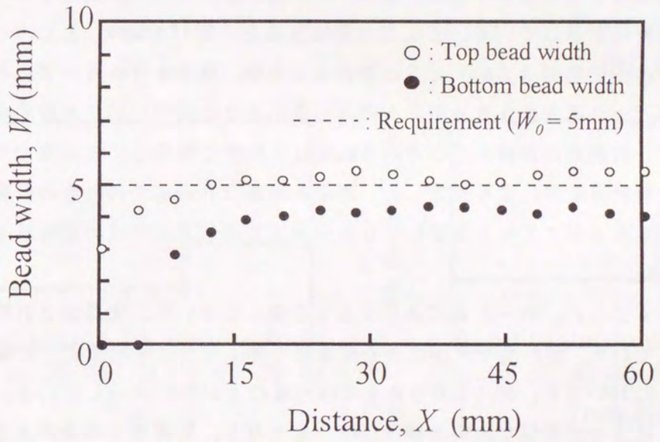


(b)

Fig.4-11 Experimental result of heat input optimized by steepest descent method
(a) Optimum arc current (η=70%)
(b) Measured bead width at top and bottom surface



(a)



(b)

Fig.4-12 Experimental result of constant heat input
(a) Constant arc current (η=70%)
(b) Measured bead width at top and bottom surface

４．５　溶接部の熱応答特性を利用したモデルパラメータのインプロセス同定

計算モデルの精度を高めるには，モデルパラメータである熱効率を正確に設定する必要がある．しかしながら，一般に，熱効率は被溶接物の材質や溶接方法・溶接条件などに大きく依存する[30]ため，溶接施行に際して適正な熱効率をあらかじめ予測・設定することは困難である．

そこで，本節では熱効率のインプロセス同定手法の可能性について検討する．具体的には，溶接部の情報として，被溶接物に投与される入熱により生じる溶接部の温度変化（熱応答特性）を放射温度計によりリアルタイムで捕らえ，その実測値とモデルによる計算値（ここでは熱伝導方程式の解析解）を用いて熱効率をインプロセスで同定することを試みる．

４．５．１　溶接部の熱応答特性に関する熱伝導論的検討

まず，熱伝導方程式の解析解を用いて溶接部の熱応答特性を推定することを試みる．

Fig.4-13は板厚２㎜の軟鋼平板を対象に，ＧＴＡ溶接により入熱変化を与えた際の母材の熱応答特性を示している．ここでは溶接速度を一定（１㎜/s）とし，（ａ）は２５Ａの初期アーク電流（Ia_0）を５０秒投与した後，電流を４５Ａへ変化させた場合，（ｂ）はアーク電流を３０Ａから６０Ａへ変化させた場合における計測点での温度変化を示す．計測点は熱源から側方へ３㎜離れた位置に設定し，その点での母材裏面側の温度を放射温度計により測定した．図中の破線は計測点での温度の計算値を示しており，熱効率ηを７５％と仮定して２次元非定常熱伝導方程式の解析解モデルを用いて算出した．

（ａ）に示すように，アーク電流値が変化する前後において，実測値と計算値はよい相関を有しており，解析解モデルにより溶接部の熱応答特性を精度よく把握できる．また，（ｂ）においても，約１５００Ｋまでは両者はよい対応を示している．しかしながら，それ以上の温度域では実測値はほぼ一定となり，計算値との差が大きくなることがわかる．この理由の一つとして，電流値を６０Ａに増加させたことで溶融池が大きくなり，溶融池周辺に設定した計測点での温度場は溶融池内の対流による影響を受けると考えられる．そのため，対流の影響を考慮していない熱伝導モデルでは，溶融池近傍の温度場を精度よく推定することは困難となり，その結果，実測値との差異が生じたと考えられる．

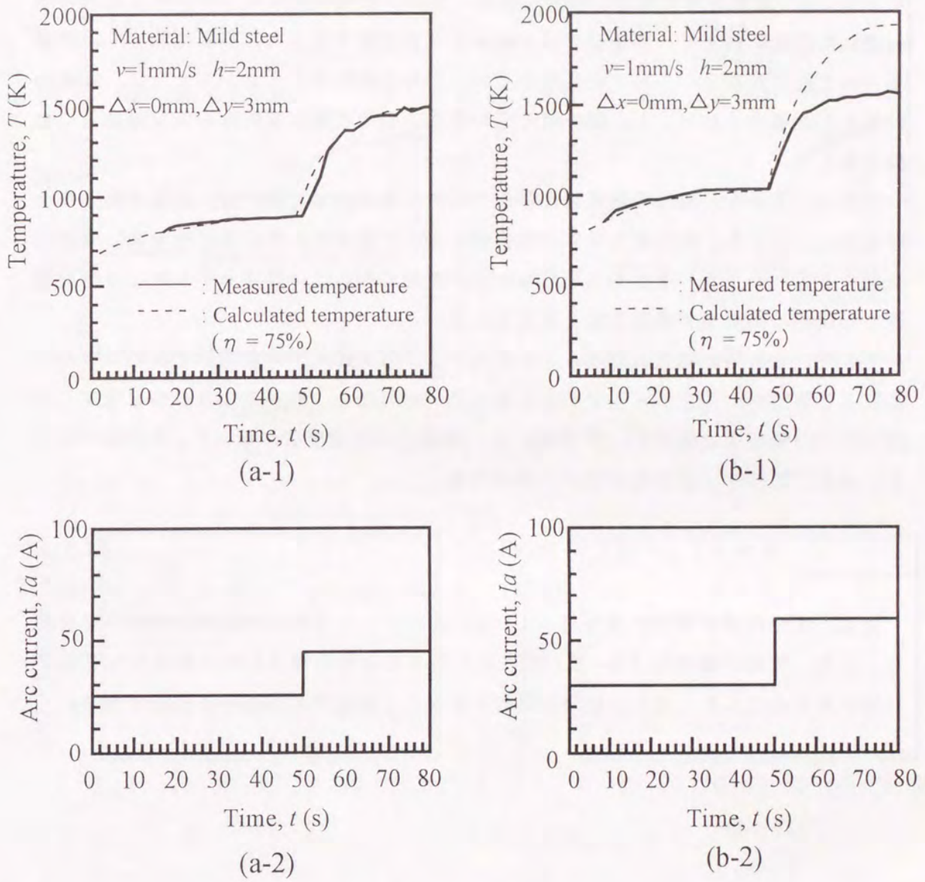


Fig.4-13　Comparison between measured and calculated thermal response in GTA welding on mild steel plate
(a) Ia_0=25A, Ia=45A　(b) Ia_0=30A, Ia=60A

Fig.4-14 は板厚２．４㎜の銅板を対象に，前記と同じ方法により溶接部の熱応答特性を評価した結果である．（ａ）は１２３Ａの初期電流を５０秒投与した後，１４８Ａに変化させた際の計測点での温度変化を示しており，（ｂ）はアーク電流を１２３Ａから１６４Ａへ変化させた場合の結果である．なお，計測点は共に，熱源から側方へ２㎜離れた位置に設定し，溶接速度は１㎜/s と一定である．また，計算に際して，熱効率 η はそれぞれ６９％と６６％に設定した．これらの結果からわかるように，銅板を対象とした場合においても，解析解モデルを用いてその熱応答特性を十分精度よく把握できる．

以上のことから，母材の融点およびその付近の温度領域を除けば，適正な熱効率を与えることにより，熱伝導方程式の解析解を用いて溶接部の熱応答特性を高い精度で把握できる．つまり，溶接部の熱応答特性が測定できれば，計算モデルにより溶接過程での実際の熱効率が推定可能と考えられる．

そこで，これらの結果に基づき，本研究では，解析解モデルを用いて次のような手法により熱効率の同定が可能であると考えた．すわなち，熱効率１００％を仮定した溶接部での温度変化量 ΔT_c（計算値）と，実測による温度変化量 ΔT_m を対比することにより，熱効率 η を次式を用いて算出する．

$$\eta = \Delta T_m / \Delta T_c \times 100\% \qquad \cdots\cdots\cdots(4-1)$$

対象とする母材が薄板の場合は（１－２）式に示した２次元熱伝導方程式の解析解を，また，厚板の場合は（１－５）式に示した３次元熱伝導方程式の解析解をそれぞれ用いることにより，母材の板厚の影響を考慮して溶接部の熱効率を推定できる．

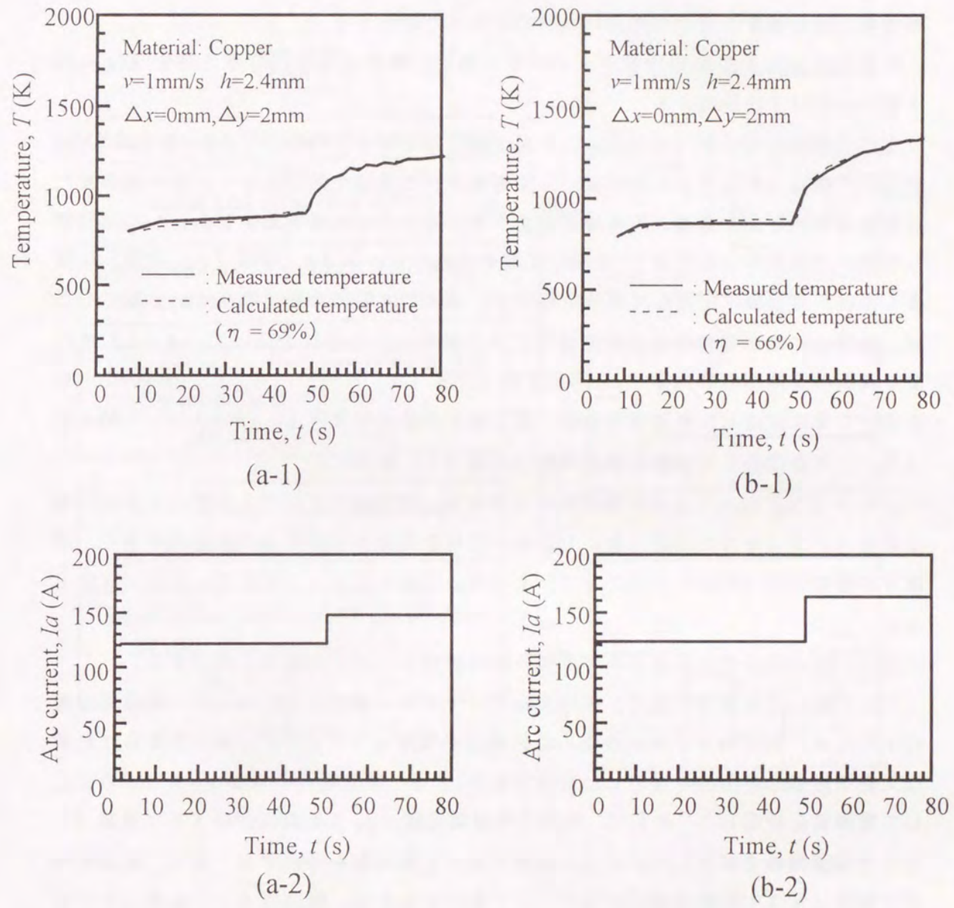


Fig.4-14　Comparison between measured and calculated thermal response in GTA welding on copper plate
(a) Ia_0=123, Ia=148A　(b) Ia_0=123A, Ia=164A

４．５．２　熱応答特性によるモデルパラメータのインプロセス同定の可能性

次に，溶接部の熱応答特性と解析解モデルを用いて，熱効率をインプロセスで同定することを試みる．その際，溶接部の温度情報として利用する計測点の設定位置が，熱効率の同定精度に及ぼす影響についても併せて検討する．

計算モデルによる熱効率のインプロセス同定に関する基本的な考え方を Fig.4-15 に基づいて以下に説明する．

まず，被溶接物に対して要求される温度場に対応する目的関数 $F(q)$ を定義する．そして，最適入熱条件の設定問題として表現された最適化問題に対し，凸計画法または最急降下法により最適入熱条件を推定する．次に，この推定結果をあらかじめ設定しておいた熱効率の初期値 η_0 を用いて最適電流パターン Ia（付図（ａ）参照）に変換した後，溶接機に出力して溶接を行なう．ここで，最初の最適電流 Ia_1 を投与した後，計測点の熱応答特性を放射温度計により計測し，この値を用いて（４－１）式により実際の溶接部の熱効率 η_1 を同定する（付図（ｂ）参照）．さらに，熱効率 η_1 をを用いて先に設定した最適電流条件の第２番目以降の電流値 $Ia_i(i=2,3,\cdots\cdots,N)$ を修正し，これを出力して溶接を継続する（付図（ｃ）参照）．

このようなアルゴリズムを用いることにより，溶接過程における実際の溶接部の熱効率をインプロセスで同定でき，しかもその値を考慮して設定した最適電流値を，対象とする系に対して出力することで，より高い信頼性をもって温度場の制御が可能となる．

次に，この熱効率の同定アルゴリズムの有効性について実験的に検討する．

ここで用いる最適電流値は，板厚２㎜のステンレス鋼板上を２㎜/s の一定速度で溶接するとき，熱源側方２㎜に設定した評価点の温度を１６７３Ｋに保持するのに必要な入熱条件を凸計画法で推定したものである．なお，熱効率の初期値 η_0 を１００％として電流値を設定した．そして，最初の最適電流値 Ia_1 よる溶接が終了した直後（ここでは溶接開始２秒後）の計測点の温度を用いて熱効率を同定する．また，熱効率の同定精度に及ぼす計測位置の影響について検討するため，熱源側方へ３㎜離れた位置（計測点Ａ：$\triangle x=0$ ㎜，$\triangle y=3$ ㎜）と，熱源から後方へ５㎜離れた溶接線上の位置（計測点Ｂ：$\triangle x=-5$ ㎜，$\triangle y=0$ ㎜）にそれぞれ計測点を設定した．なお，測温に際して Table4-1 に示した放射温度計を用いており，計測点に対しては温度計１を，評価点には温度計２をそれぞれ使用した．

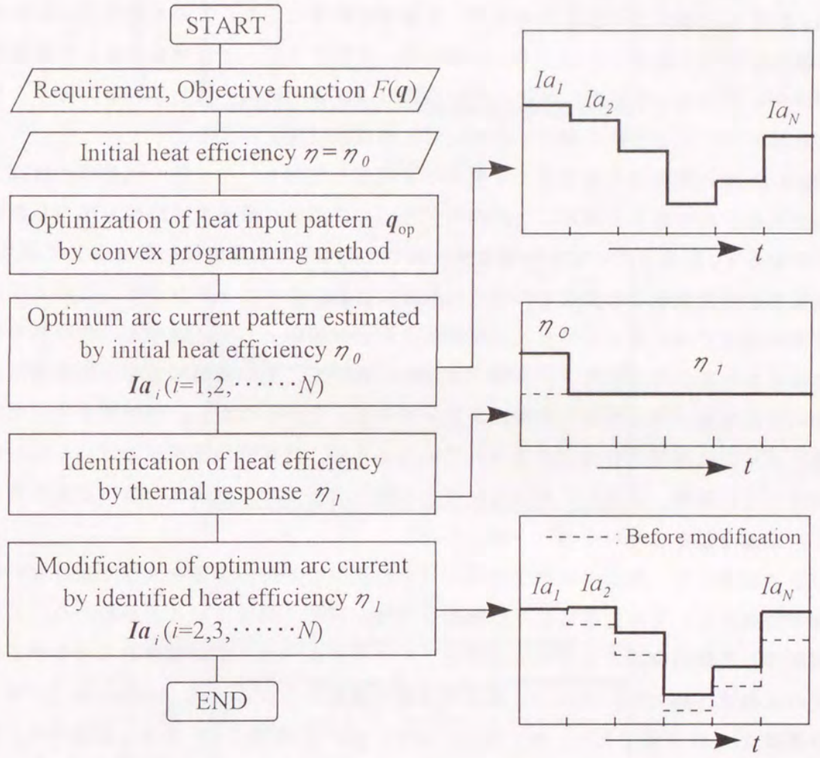


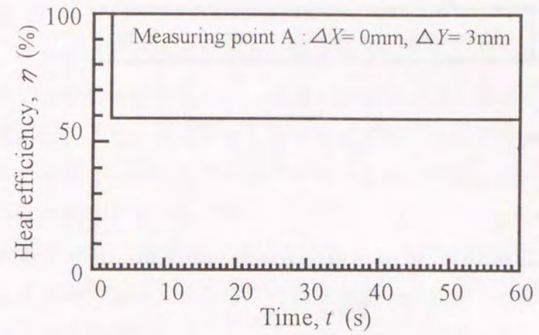
Fig. 4-15　Flow chart of in-process identification of model parameter η

計算モデルにより同定した熱効率の変化と最適電流パターンおよび評価点での計測温度をFig.4-16およびFig.4-17に示す．各図において，（ａ）は同定された熱効率η の値であり，（ｂ）は同定した熱効率により修正された最適電流パターンを示している．そして，（ｃ)は評価点での温度の実測値である．

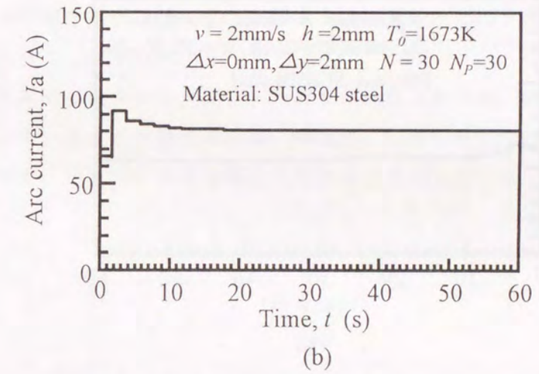
Fig.4-16は計測点Ａの温度情報を用いた場合の結果であり，このとき同定した熱効率の値は５８％である．そして，この値を用いて第２ステップ以降を修正した最適電流パターンを出力した結果，評価点での温度はほぼ要求値に一致している．このことから計算モデルによる熱効率のインプロセス同定は可能といえる．

Fig.4-17は計測点Ｂの温度により熱効率を同定しており，その際の熱効率の値は７９％である．この場合も同定した熱効率を用いて修正した最適電流条件を出力したにもかかわらず，評価点での温度は要求値に対して約２００K程度低い値を示しており，熱源後方の温度情報では熱効率の同定が的確に行われないことがわかる．このように熱効率の同定アルゴリズムが有効に作動しなかった理由として，次のような計算モデルの精度の問題が考えられる．実際の溶接部において，その溶融池後方の温度場は溶融時の凝固現象に伴う潜熱の影響により上昇する．しかしながら，解析解を用いた本計算モデルには潜熱の影響が考慮されていないため，計算値は実測値に比べて低い値を示す．その結果，同定した熱効率の値が実際の溶接部での熱効率の値よりも大きくなり，正確な値を示さなかったと考えられる．

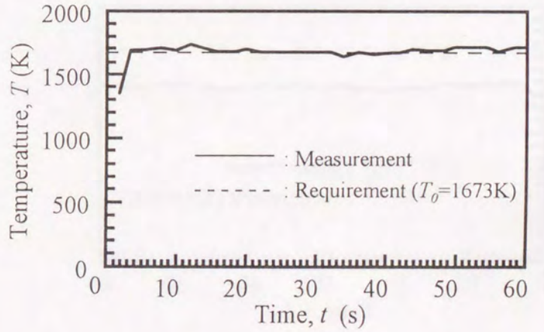
以上の結果から，熱効率の同定に使用する計測点は潜熱の影響を大きく受けない熱源側方に設定し，その位置における熱応答特性を利用すれば良いことがわかる．また，今回試作した熱効率のインプロセス同定アルゴリズムでは，放射温度計による熱応答特性の実測後，熱効率の同定から最適電流値の換算および溶接機への出力までに要する時間は０.１秒未満であり，本アルゴリズムにおける時間的な応答性・追随性は十分であると考えられる．



(a)

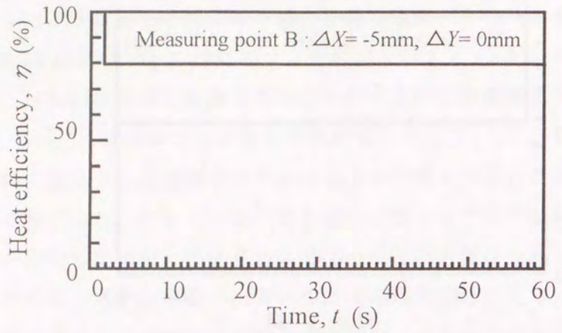


(b)

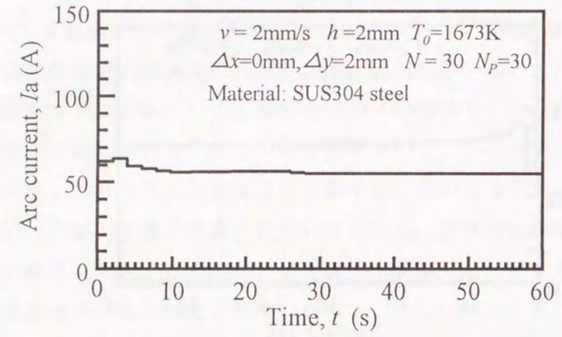


(c)

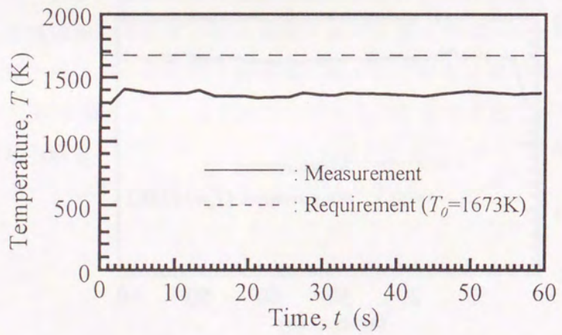
Fig.4-16 In-process identification with use of thermal response at measuring point A
(a) Identified heat efficiency　(b) Modified optimum arc current
(c) Temperature at target point



(a)



(b)



(c)

Fig.4-17　In-process identification with use of thermal response at measuring point B
(a) Identified heat efficiency　(b) Modified optimum arc current
(c) Temperature at target point

４．６　結言

本章では，これまでに凸計画法および最急降下法により得られた最適入熱条件の推定結果に対する実験的検討を行ない，溶接部の温度場の最適化アルゴリズムの有効性について議論した．また，推定結果に対する信頼性に及ぼすモデルパラメータの影響について検討するとともに，そのインプロセス同定の可能性についても検討した．

本章で得られた結果を以下に示す．

（１）凸計画法および最急降下法により推定した最適電流値を用いたＧＴＡ溶接による実験の結果，与えられた要求値をほぼ満足する溶接部の温度場が得られることを示した．

（２）推定結果に対する信頼性を向上させるためには，モデルパラメータである熱効率の値を適切に選定する必要がある．具体的には，７０％前後の値が適正であることを示した．

（３）熱効率のインプロセス同定アルゴリズムにおいては，熱源側方での熱応答特性を用いることで熱効率を高い精度で，しかも時間的な追随性・応答性の問題なく，インプロセスで同定できることを示した．

第５章　凸計画法によるパイプの円周溶接における最適入熱条件の自動設定

５．１　緒言

本章では，非線形計画法による最適化アルゴリズムの応用例として，パイプの円周溶接を取り上げ，その溶接部の温度場の最適入熱設定問題を検討する．具体的には，熱伝導計算モデルによりパイプの円周溶接における溶接温度場を表現し，凸計画法を用いて要求する温度場を確保するための最適入熱条件を推定する．そして，得られた推定結果に対する実験的検討を行ない，パイプの円周溶接における最適化制御に対して，本研究で試作した最適化アルゴリズムの適用性を検討する．

５．２　パイプの円周溶接における最適入熱制御に関する考え方

一般に，小径パイプの円周上を一定電流値で溶接する場合，熱源の進行とともに溶接部の温度上昇やビード幅の増大が生じる．そのため，平板を対象とする場合と比較して，パイプの円周方向において均一な溶融ビードを形成することがより困難となる[31)~32)]．この理由として，十分大きい平板でのＧＴＡ溶接と異なり，パイプの円周溶接では，溶接開始点と終了点が一致するため，投与された入熱の一部はその円周方向に熱流として伝わり，これらの熱流がパイプの円周上で重畳するためである．また，溶接部の温度場の上昇度合いは被溶接物の熱伝導率により顕著に異なるため，たとえば，アルミニウムや銅のような熱伝導率の大きい材料のパイプ上を一定電流値で溶接する場合，軟鋼のような熱伝導率の小さいものに比べて，溶接熱源の進行とともに溶融ビード幅は顕著に増大することが知られている[32)]．よって，無限平板を対象とした溶接部の温度場の最適化問題と異なり，パイプの円周溶接における温度場の制御はより複雑になる．

したがって，本研究では，パイプの円周溶接における温度場の最適化問題の検討に際して，まず，円周方向に生じる熱流の影響を考慮した熱伝導計算モデルを試作し，そのモデルを用いて最適な溶接条件の設定を行なう．

本章で取り扱うパイプの円周溶接における溶接部の温度場の最適化問題と，その温度場を表現するための計算モデルについて説明する．

Fig.5-1（ａ）に示すような板厚 h を有する十分長いパイプ（ d ：外径）の円周上を，熱源が点Ｓ（図中では１２時の位置）からスタートし，時計回りにパイプを一周した時点で溶接を終了する場合（ここでは，開始点Ｓと終了点Ｆが一致）を考える．評価点 $P_i(x,y,z)$ をパイプの裏面における熱源側方に設定し，熱源がパイプを一周する間，

評価点の温度を要求値と一致させるような最適入熱条件を推定する問題を検討する．つまり，この最適化問題は第２章で検討した凸計画問題として整理できる．

よって，凸計画法による最適化アルゴリズムを用いて最適入熱条件を推定するわけであるが，ここで用いる計算モデルにおいて設けた主な仮定は次の通りである．

【仮定①】アークからの入熱は点熱源として近似できる．

【仮定②】パイプ上の任意の点における温度場を計算する際，Fig.5-1（ｂ）に示すように，パイプを展開して無限長さを有する平板とみなして円周方向の熱流の影響を考慮する．

【仮定③】平板の表・裏面での板厚方向への熱の流れはない．すなわち，境界条件は断熱とする．

まず，仮定①については，溶接時のパイプ円周上の温度場の算出に際して，第１章の（１－４）式に示した３次元非定常熱伝導方程式の解析解を利用する．

次に，仮定②に関して，パイプの円周溶接での溶接温度場の計算においては，円周方向（時計回りと反時計回り）に生じる熱流を考慮する．

具体的には，Fig.5-1（ｂ）に示すように，パイプを円周方向に展開して無限平板とみなすとき，各平板上に仮想熱源を想定し，評価点 $P_i(x,y,z)$ での温度 T_i を各熱源による温度上昇 ΔT_n（n=0,±1,±2,・・・・）の総和とみなして次式のように表現する．

$$T_i = \cdots\cdots + \Delta T_{-2} + \Delta T_{-1} + \Delta T_0 + \Delta T_1 + \Delta T_2 + \cdots\cdots + \Delta T_j + \cdots\cdots$$

$$= \sum_{n=-\infty}^{\infty} (\Delta T_n)$$

$$= \frac{q_i}{4\rho c(\pi k)^{3/2}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} (g_{n,i}) \qquad \cdots\cdots\cdots (5-1)$$

$$g_{n,i} = \int_{t_{i-1}'}^{t_i'} \frac{\exp\{-[(x-n\pi d-v\tau)^2+y^2+z^2]/4k(t-\tau)\}}{(t-\tau)^{3/2}} d\tau$$

すなわち，本研究では左回りの熱流を n 次熱流（$n \geqq 1$），右回りの熱流（熱源の移動方向）を $-n$ 次熱流と定義し，たとえば，ΔT_1 は左回りの１次熱流による温度上昇を，ΔT_{-1} は右回りの１次熱流による影響をそれぞれ意味する．

まず最初に，パイプの円周方向に生じる熱流が溶接温度場に及ぼす影響について検討する．具体的には，軟鋼およびアルミニウムパイプを対象に，一定入熱で溶接を行なう際，左右両円周方向における５次熱流（$\Delta T_{\pm 5}$）の影響まで考慮して計算した温

度を真温度 T_0 とするとき，各熱流による評価点の温度場への影響を真温度に対する比率により定量的に評価した．

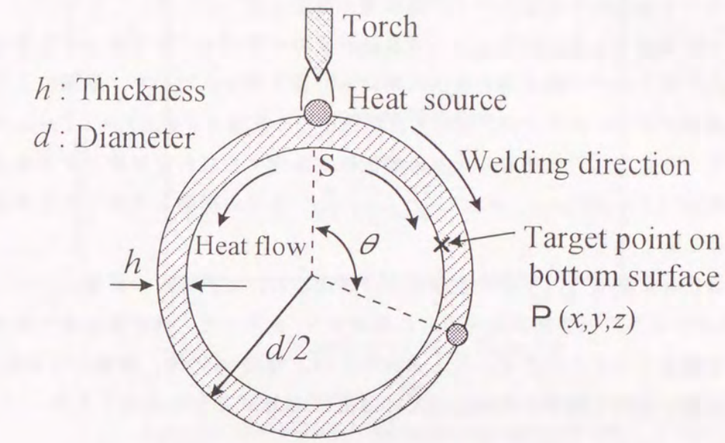


Fig.5-1　Schematic of arc welding on pipe and heat flow in circumferential direction during welding
(n<0:clockwise direction, n>0:anticlockwise direction)

Fig.5-2 と Fig.5-3 は，それぞれ軟鋼およびアルミニウムパイプに設けた評価点での温度場の計算結果であり，熱流の次数 n と温度の上昇比率 T/T_0 との関係を示している．ここで，投与した入熱は１０００Wの点熱源とし，また溶接速度は軟鋼では２．６mm/s，アルミニウムでは３．５mm/s として計算を行なった．なお，評価点は全て溶接線から側方へ２mm離れた位置のパイプ裏面側に設定した．

これらの計算結果から，直径２０～４０mm程度の小径パイプを対象とする場合，そのパイプの円周方向での温度場の算出に用いる計算モデルにおいて，軟鋼のような比較的熱伝導率が小さい材料では，左右１次熱流までの影響（$T=\Delta T_{-1}+\Delta T_0+\Delta T_1$）を，またアルミニウムのように比較的大きい熱伝導率を有する材料を対象とする場合は，左右２次熱流（$T=\Delta T_{-2}+\Delta T_{-1}+\Delta T_0+\Delta T_1+\Delta T_2$）までの影響を考慮して温度場の計算を行なうこととする．

次に，仮定③に関して，平板の表面および裏面における熱反射の影響については，Fig.5-4 に示すように仮想熱源を想定した鏡像法[15]を用いて，解析解が表・裏面での境界条件を満足するように設定した．具体的には，時間 t_i の間，連続して点熱源 q_i を投与した際における評価点 $P_i(x,y,z)$ での温度 T_i は次式として表現できる．

$$T_i = \frac{q_i}{4\rho c(\pi k)^{3/2}} \sum_{m=0}^{\infty} g_{m,i}$$

$$= \frac{q_i}{4\rho c(\pi k)^{3/2}} \sum_{l=0}^{\infty} (g_{2l,i} + g_{2l+1,i}) \qquad \cdots\cdots\cdots(5-2)$$

$$g_{2l,i} = \int_{t_i'-l}^{t_i'} \frac{\exp\{-[(x-v\tau)^2+y^2+(z+2lh)^2]/4k(t-\tau)\}}{(t-\tau)^{3/2}} d\tau$$

$$g_{2l+1,i} = \int_{t_i'-l}^{t_i'} \frac{\exp\{-[(x-v\tau)^2+y^2+(z-[2l+1]h)^2]/4k(t-\tau)\}}{(t-\tau)^{3/2}} d\tau$$

（５－２）式に示すように，鏡像法を用いて表現される温度場は無数の仮想点熱源による温度の総和となる．しかしながら，計算機により温度場を算出する場合，仮想点熱源の個数をあらかじめ設定する必要があり，その数は温度場が十分高い精度で推定され，しかも演算時間の短縮のために必要最小限にすることが望ましい．

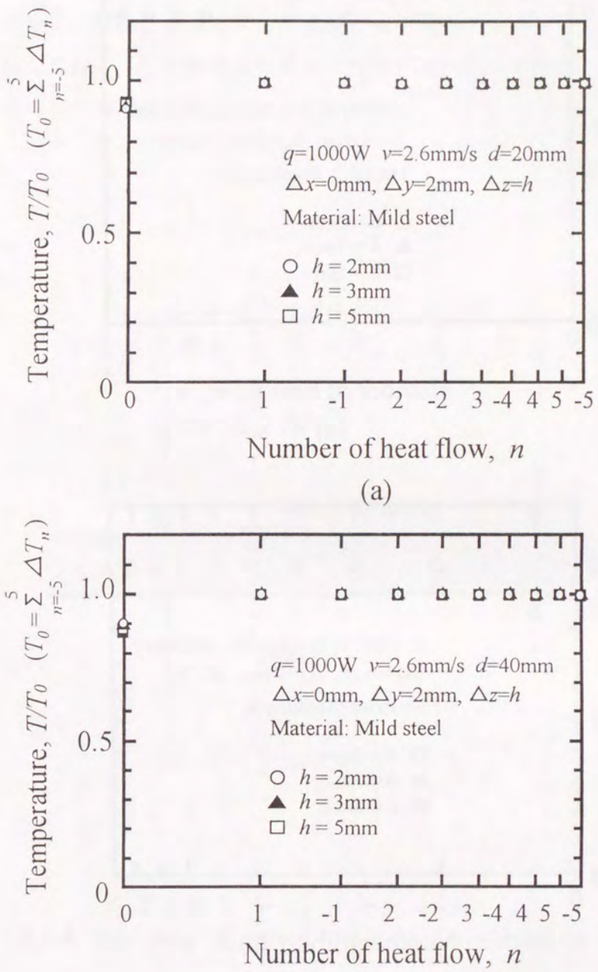


Fig.5-2　Influence of total number of heat flow in circumferential direction on temperature field in arc welding on mild steel pipe
(n>0:clockwise direction,　n<0:anticlockwise direction)
(a) d=20mm　(b) d=40mm

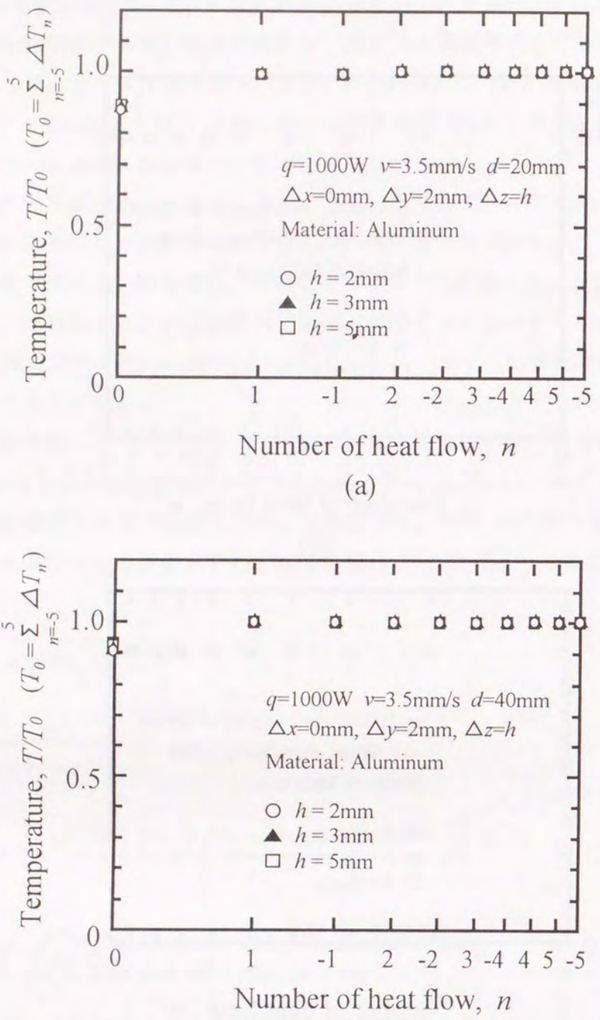


Fig.5-3　Influence of total number of heat flow in circumferential direction on temperature field in arc welding on aluminum pipe
(n>0:clockwise direction, n<0:anticlockwise direction)
(a) d=20mm　　(b) d=40mm

いま，仮想点熱源の数mを１００とした計算モデルに用いて，軟鋼およびアルミニウムパイプにおいて一定入熱で溶接を行なった際の温度を真温度T_0とし，仮想点熱源の数を変化させた場合の温度Tの真温度に対する比率で評価した．なお，円周方向の熱流に関しては，上記の結果を踏まえて軟鋼では左右１次熱流，アルミニウムでは左右２次熱流までを考慮した．

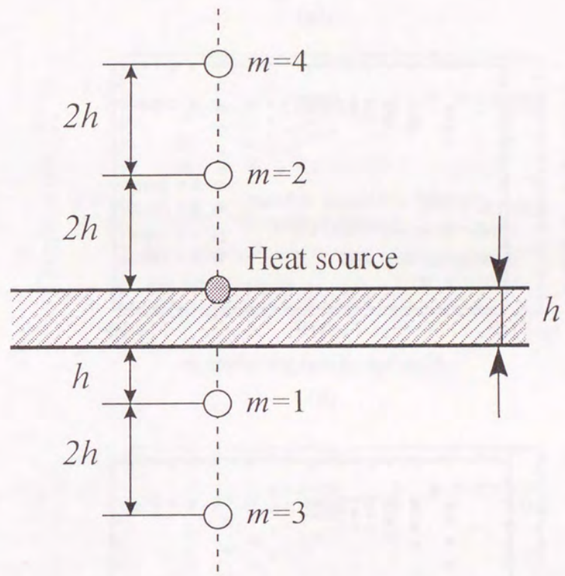
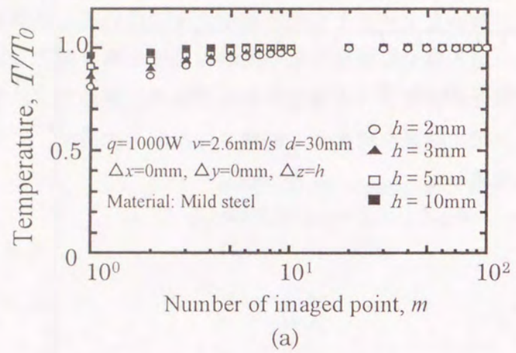
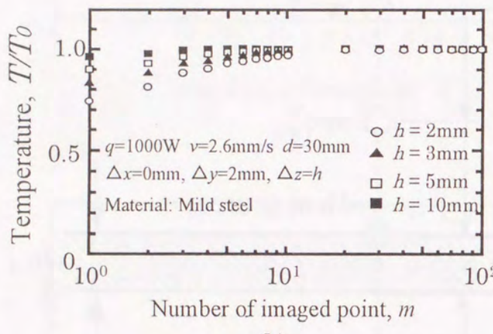


Fig.5-4　Schematic of imaged heat source in welding on thin plate

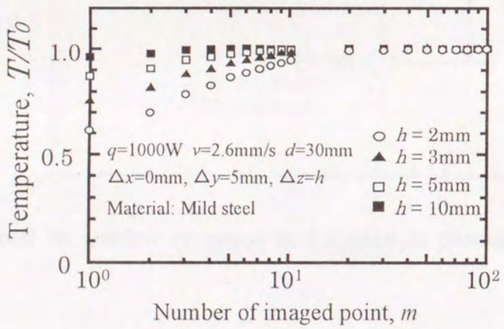
Fig.5-5およびFig.5-6はそれぞれ軟鋼およびアルミニウムに対する計算結果であり，仮想点熱源の数mと温度の上昇率T/T_0の関係を示している．ここでは，入熱量を１０００Wとし，溶接速度を軟鋼では２．６㎜/s，アルミニウムでは３．５㎜/sとした．なお，対象とする評価点は母材裏面側の熱源側方に設定し，熱源からの距離をΔyとする．



(a)

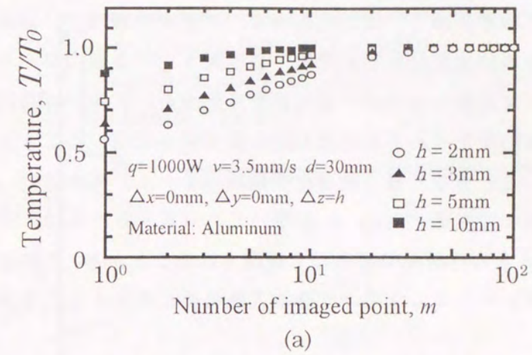


(b)

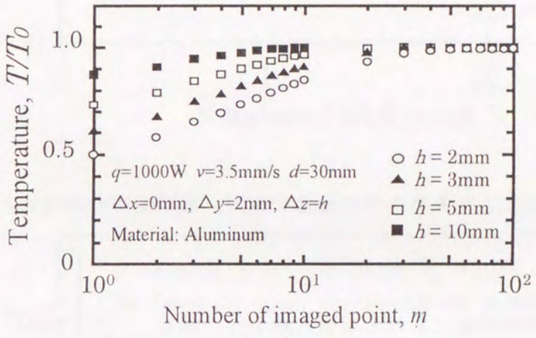


(c)

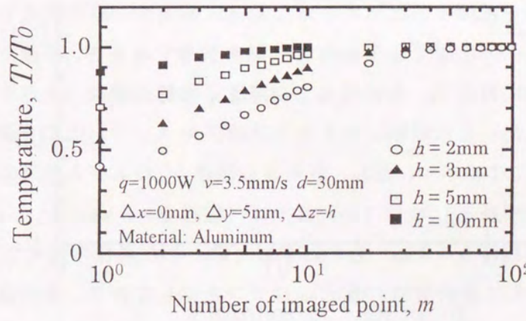
Fig.5-5　Influence of total number of imaged point on temperature at each target point in welding on mild steel pipe
(a)Δy=0mm　(b)Δy=2mm　(c)Δy=5mm



(a)



(b)



(c)

Fig.5-6　Influence of total number of imaged point temperature at each target point in welding on aluminum pipe
(a)Δy=0mm　(b)Δy=2mm　(c)Δy=5mm

これらの結果より板厚が薄く，また熱伝導率の大きい材料ほど，溶接温度場の算出を精度よく行なうために必要な仮想点熱源の数は大きくなる傾向がある．そこで，本研究では，軟鋼パイプに対しては３０個の仮想点熱源を，アルミニウムパイプに対しては７０個の仮想点熱源をそれぞれ考慮した計算モデルを用いることとする．

以上の結果から，ここで取り扱う最適化問題は（５－１）式および（５－２）式から算出される評価点の温度場 $T_i(x,y,z)$ を用いて，（５－３）式に示すように目的関数 $F(q)$の値を最小とする凸計画問題として整理されることから，これまで検討してきた凸計画法によるアルゴリズムを用いて最適入熱条件を推定することができる．

$$F(\boldsymbol{q}) = \sum_{i=1}^{N_P} [T_{0,i} - T_i]^2$$

$$= \sum_{i=1}^{N_P} [T_{0,i} - \sum_{j=1}^{N} (q_j \cdot g_{j,i})]^2 \longrightarrow min. \qquad \cdots\cdots\cdots(5-3)$$

なお，計算モデルにより入熱条件を推定する際，被溶接物の物性値として第２章のTable 2-1 の値を用いる．

５．３　パイプの円周溶接における最適入熱条件の推定

ここでは，具体的な最適化問題として，軟鋼およびアルミニウムパイプを対象に，要求する溶接温度場を確保するために必要な最適入熱条件の推定結果を示す．

まず，軟鋼を対象に一定速度２.６㎜/s で入熱を投与するとき，評価点を熱源から側方に２㎜離れた裏面に設定し，各評価点での温度を母材の融点（１８０８ K）にする最適化問題を検討した．この問題に対する凸計画アルゴリズムによる最適入熱パターンの計算結果を Fig.5-7 に示す．なお，評価点の個数 N_p および入熱因子数 Nは２４とした．ここで，被溶接物として，（ａ）は平板（板厚 h＝3 ㎜）を，（ｂ）は直径 d＝３０㎜のパイプ（板厚 h＝3 ㎜）をそれぞれ対象とした場合の結果である．

（ａ），（ｂ）ともに目的関数の値 F_{op} はゼロを示しており，各評価点の温度は要求値に一致している．入熱パターンに着目すると，平板を対象とした場合では，熱源側方の裏面側の温度を要求値通りに一定に保持するため，溶接開始時においてのみ入熱制御が必要である．一方，パイプの円周溶接では，溶接開始初期の入熱制御に加えて，第１５ステップ付近から溶接終了までの間でその入熱量を徐々に低減させている．これはそれ以前に投与された入熱による温度上昇を考慮し，入熱量が最適化設定された結果である．

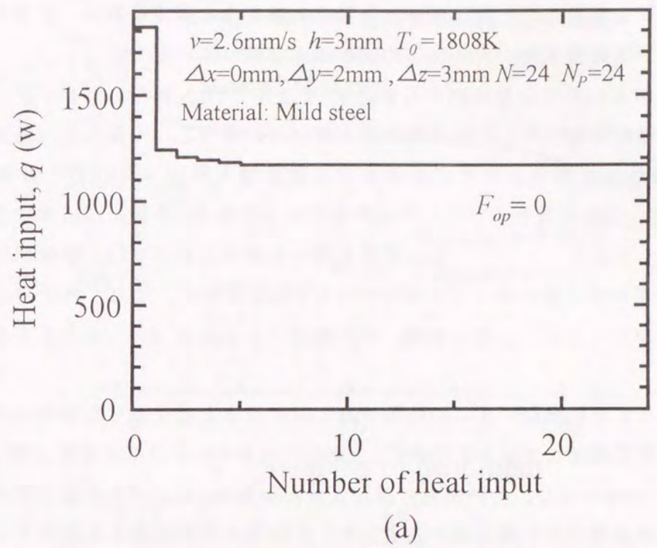


Fig.5-7　Comparison of optimum heat input pattern for welding on between thin mild steel plate and mild steel pipe
(a) Thin plate (h=3mm)　(b) Pipe (h=3mm, d=30mm)

なお，パイプを対象とした際に得られた最適入熱条件の推定結果は，従来から経験的に知られている最適入熱パターンと同様の傾向を示している[32]．

本アルゴリズムの妥当性を検討する目的で，Fig.5-7（ｂ）に示したパイプの円周溶接における最適化問題に対して，入熱制御を行なった場合と，一定入熱（最適入熱の平均値）を投与した場合における評価点での温度場を算出した．その計算結果をFig.5-8に示す．これに見るように入熱制御を行なった場合，各評価点における温度は要求値と一致している．一方，一定入熱量を用いた場合においては，溶接開始直後での評価点の温度は要求値に対して２００～４００K程度低く，また，終了付近での温度は要求値を越えて上昇し，その結果，目的関数Fの値は3.9×10^{5}と大きい値を示している．

次に，対象とする軟鋼製パイプの外径dおよび板厚hを変化させた場合における最適入熱条件の推定結果をFig.5-9に示す．上記のFig.5-7における計算例と同じく，溶接速度$v=2.6$ mm/sとし，各評価点の設定位置と個数N_pおよび入熱因子数N，また評価点での要求温度T_0も同じ値に設定した．これらの計算結果からわかるように，パイプの寸法を変化させた場合においても，目的関数の値は全てゼロであり，最適化アルゴリズムを適用することにより要求される温度場を的確に制御することが可能である．

さらに，別の検討例として，板厚h=3 mm，外径d=３０mmのアルミニウムパイプの表面円周上を溶接速度３.５mm/sで熱源が一周する際，評価点を熱源直下でのパイプ裏面の側方３mmに設定し，各評価点での温度を母材の融点（８９４K）にする最適化問題を検討した．この問題に対する最適入熱条件の計算結果をFig.5-10に示す．なお，入熱因子数Nの影響を評価すべく，N値を１２および２４とし，評価点の個数N_pも入熱因子数に対応して，それぞれ１２，２４と設定した．

入熱因子数を増やすことにより，（ａ）に示す因子数の少ない場合（N＝１２）の結果に比べて，溶接開始付近での入熱量が増加し，また，溶接終了付近での入熱量はより減少していることがわかる．これは入熱因子数を増加することで各評価点間の距離が短くなり，それだけ評価点の要求温度を早く確保する必要があるため，溶接開始時において入熱量の増加が生じていると考えられる．ただし，入熱量の総和は両者ほぼ同等となっており，入熱因子数を増やすことで，よりフレキシブルな制御が可能になるといえる．

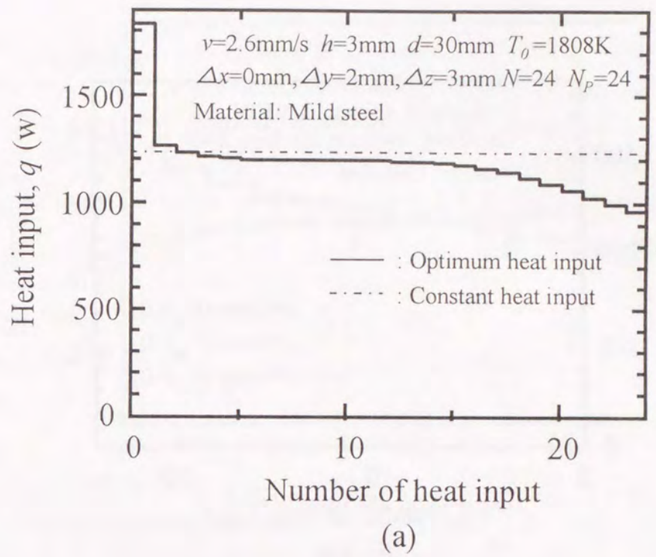
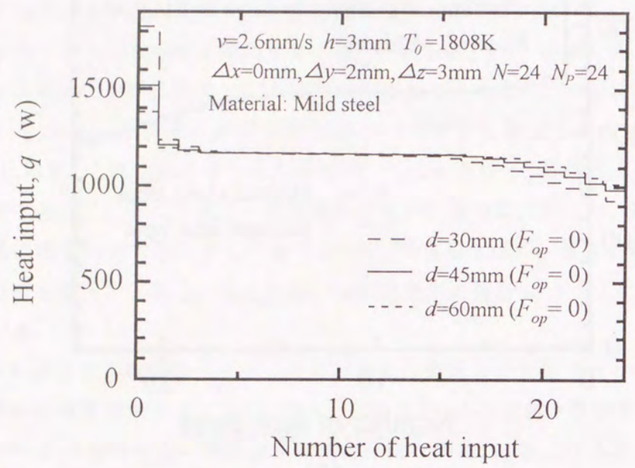
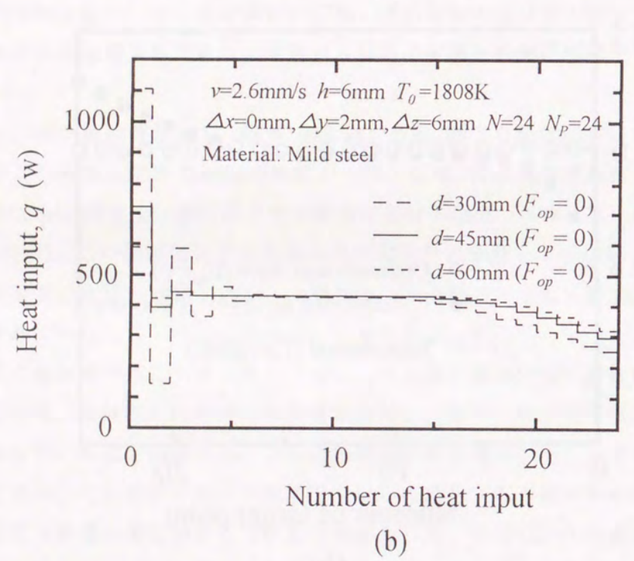


Fig.5-8　Calculated temperature field in arc welding on mild steel pipe by using optimum heat input and constant one
(a) Heat input pattern　(b) Calculated temperature on pipe

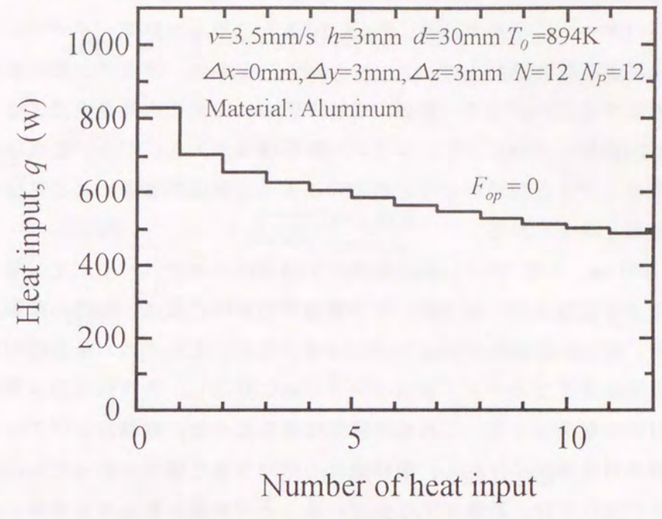


(a)

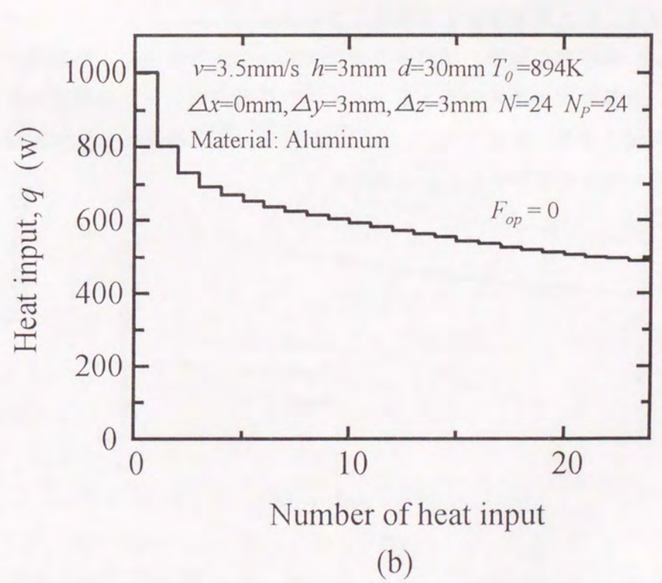


(b)

Fig.5-9　Influence of thickness and diameter of pipe on optimum heat input pattern in arc welding on mild steel pipe
(a) h=3mm　(b) h=6mm



(a)



(b)

Fig.5-10　Influence of total number of heat input on optimum heat input pattern in arc welding on aluminum pipe
(a) N = 12　(b) N = 24

ここで，入熱パターンに注目すると，Fig.5-7（ｂ）に示した軟鋼パイプでの推定結果と異なり，入熱因子数に係わらず，（ａ），（ｂ）ともに，準定常状態に類似した一定入熱量を投与する部分がなく，熱源の進行とともに徐々に入熱量を低下させる必要がある．これは軟鋼に比べてアルミニウムの熱伝導率が大きいため，温度場が溶接開始時点より投与してきた熱源からの円周方向に生じる熱流の重畳による影響をより顕著に受けるためと考えられる．

次に，板厚 h=3 ㎜，外径 d=３０㎜の軟鋼およびアルミニウムパイプを対象に溶接部の温度場の最適化問題を取り扱う際，その最適入熱条件に及ぼす熱源の移動速度の影響を検討した．その計算結果を Fig.5-11 に示す．なお，それぞれの最適化問題において，評価点を熱源直下でのパイプ裏面の側方２㎜に設定し，各評価点での要求温度はそれぞれの材料の融点とした．これらの結果に見るように，軟鋼およびアルミニウムパイプの両方の円周溶接において，溶接速度を増加させた場合であっても，本最適化アルゴリズムにおいては，計算モデルを用いることで最適入熱条件を容易に推定できる．そして，それぞれの最適化問題における目的関数の値は全てゼロであり，各評価点の温度は与えられた要求値を十分満足している．

以上のように，本研究で試作したパイプの円周溶接における最適入熱設定アルゴリズムによれば，計算モデルを用いることでパイプの円周方向に生じる熱流の影響を考慮して溶接温度場を予測・推定でき，しかも被溶接物の熱伝導率や寸法の影響を考慮して最適な入熱条件を設定することが可能である．

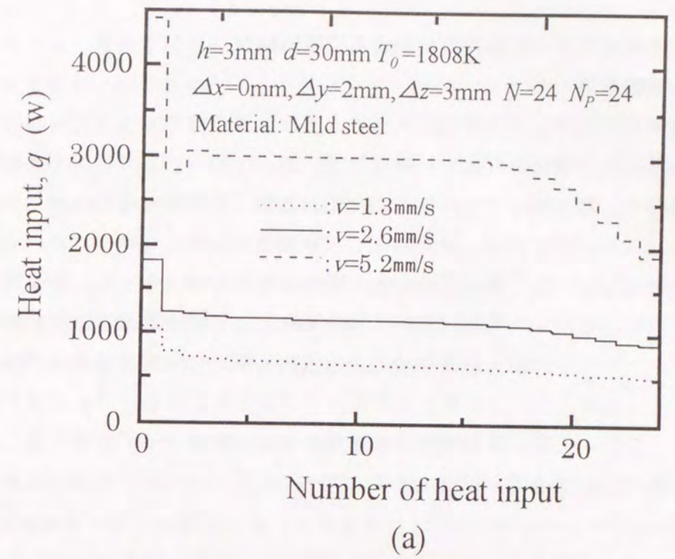


Fig.5-11　Influence of welding speed on optimum heat input pattern in arc welding on mild steel and aluminum pipe
(a) Mild steel pipe　(b) Aluminum pipe

５．４　最適化アルゴリズムの有効性に関する実験的検討

５．４．１　実験方法

Fig.5-12に本研究で試作した円周溶接用ＧＴＡ溶接装置を示す．ここでは，パイプの円周溶接方法として，回転管溶接を対象としている．ただし，２本のパイプを溶接しているのではなく，本実験は１本のパイプの表面上を円周方向にＧＴＡにより入熱を投与している．また，実験には，通常のＧＴＡ溶接機を使用しており，アルミニウムの溶接実験の場合においても電極マイナスの極性を利用した．そして，第４章で用いた実験装置と同様，このシステムにおいても計算機により溶接電流・速度を制御している．つまり，アークの点弧・消弧とパイプの回転・停止の同期タイミングは計算機により制御されており，アーク点弧と同時にパイプは回転し始め，パイプが１回転すると消弧する．なお，実験に際して用いる熱効率ηは，軟鋼パイプに関するこれまでの実験結果に基づいて７５％とした．また，アルミニウムパイプについては熱効率を６５％と設定した．

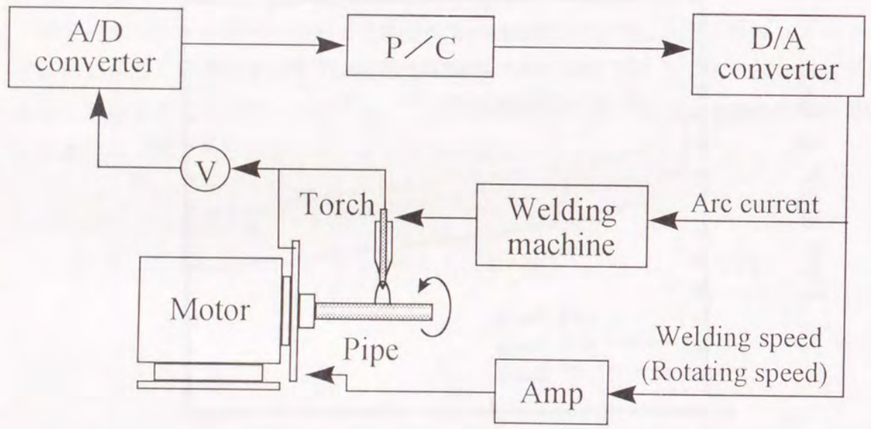


Fig.5-12　Schematic of GTA welding apparatus on rotating pipe

前章では，薄板平板でのビードオンプレート実験において，放射温度計による温度計測結果をもとに，最適化アルゴリズムが溶接部の温度場の最適化制御に対して十分有効であることを確認している．ここでは，計算モデルによるパイプ裏面側での温度場の最適化制御を目的としており，本アルゴリズムの適用性を検証するには，最適入熱条件の推定結果を用いて，与えられた要求温度場を確保できることを確認する必要がある．そのためには，制御対象である評価点の温度測定を行なう必要がある．しかし，本実験では，評価点での要求温度を被溶接物の融点に設定していることから，ここでは，評価点での計測値に対する代替の評価指標として，溶融ビード幅の測定結果を用いて本最適化アルゴリズムの適用性を検討した．

５．４．２　パイプの円周溶接への適用性の検討

まず，軟鋼パイプを対象に，その溶接部の温度場の最適化問題に対する最適入熱条件の推定値を用いて実験を行なった結果を示す．ここで検討した問題は，板厚 h=２㎜，外径 d=３０㎜の軟鋼パイプにおいて，表面円周上を一定速度（２.６㎜/s）で熱源が一周する際，評価点を熱源直下でのパイプ裏面の側方２㎜に設定し，各評価点の温度を母材の融点（１８０８ K）にするものである．なお，入熱因子数Nおよび評価点の個数N_pはともに２４と設定した．

円周溶接を終了したパイプを１／４に均等に分割した後，各評価点での溶融ビード幅を測定し，円周上におけるその値を整理した結果をFig.5-13に示す．なお，比較として，最適入熱条件における平均値に相当する一定入熱を与えた場合についても併せて実験を行なった．ここで，（ａ）は投与した最適入熱パターンとそのとき得られた溶融ビード幅の測定結果であり，（ｂ）は一定入熱を用いた場合の結果である．

（ａ）に見るように，最適入熱条件を用いて溶接を行った場合，パイプ裏面側の溶融ビード幅（●印）は，溶接開始点近傍からパイプ全周にわたり４～４.５㎜で，ほぼ一定値を示していることがわかる．つまり，これは熱源側方２㎜に設定した各評価点の温度がほぼ融点に一致したことを意味しており，パイプの円周上に設定した全評価点において要求値通りの温度場が確保できたといえる．一方，（ｂ）に見るように，一定入熱を与えた場合では，溶接開始直後の溶融ビード幅は２～３㎜程度と小さく，また，溶接が進行するに従い，熱流の重畳の影響によりビード幅は４㎜を越えて徐々に増加しており，各評価点での温度が要求値（１８０８K）を越えて上昇していることを意味している．この結果は，前記のFig.5-8（ｂ）に示したパイプ円周上の温度場の計算結果と同じ傾向を示していることがわかる．

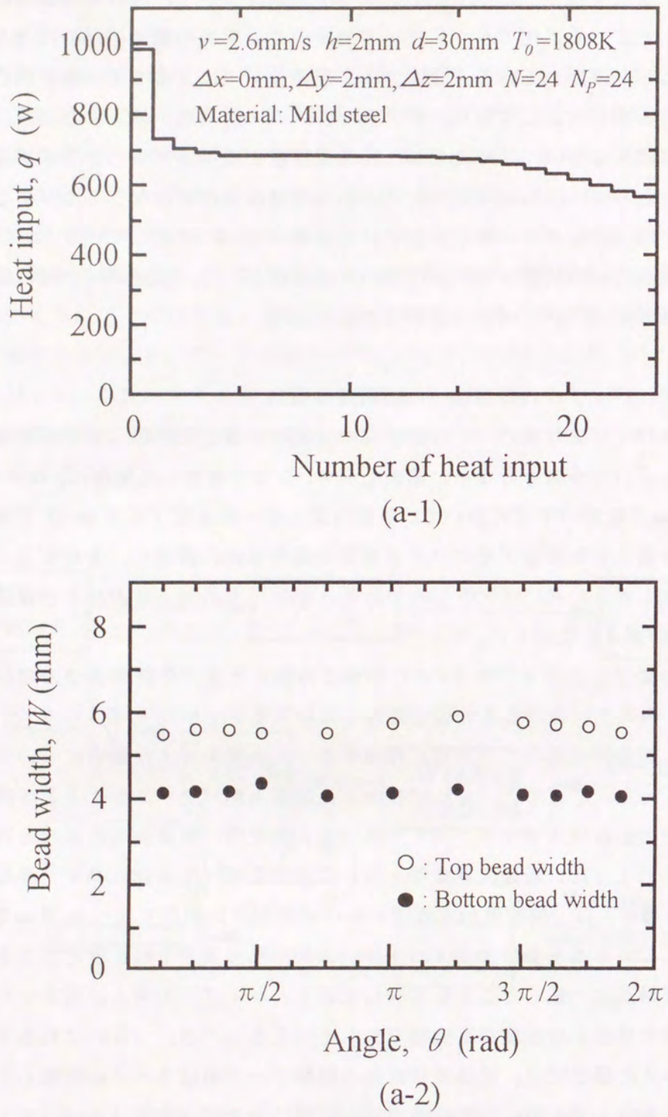


Fig.5-13 Comparison of bead width in welding on mild steel pipe with between optimum heat input and constant one
(a-1) Optimum heat input (η =75%) (a-2) Bead width

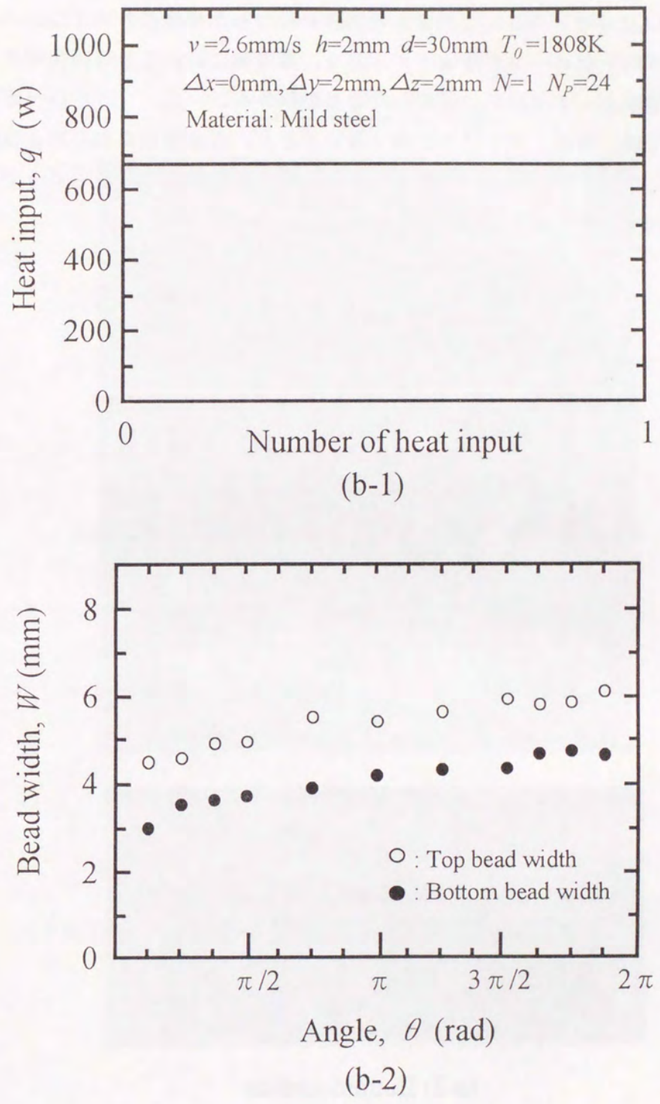
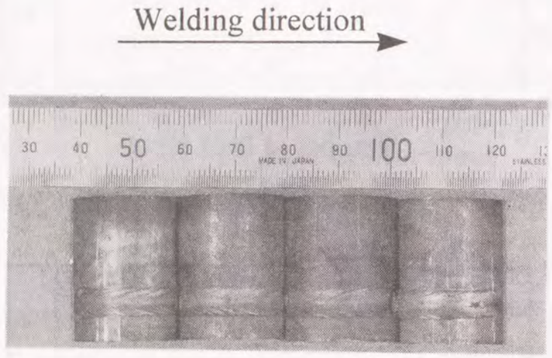
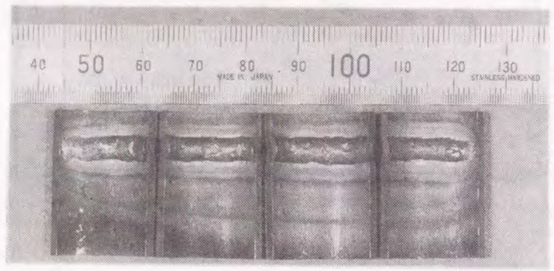


Fig.5-13 Continued
(b-1) Constant heat input (η =75%) (b-2) Bead width

また，それぞれの入熱条件で溶接した後のパイプの表・裏面での溶融ビードの外観写真をFig.5-14に示す．（ａ）に示す入熱制御を行なった場合においては，パイプ全周にわたりほぼ均一なビードが形成されており，裏面側においても溶接開始点付近から約４㎜幅の溶融ビードが確保できていることがわかる．一方，（ｂ）の一定入熱を投与した場合では，特に，パイプ裏面側に着目すると，溶接開始点から約１０㎜の間は入熱を投与したにもかかわらず，溶融ビードは形成されず，その後もビード幅は不均一なものとなっていることがわかる．

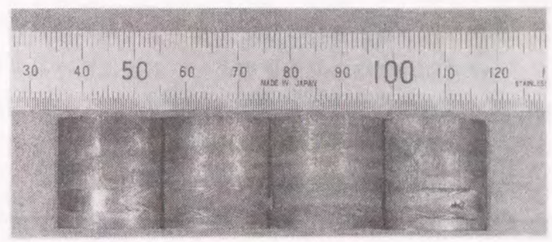


(a-1) Top surface

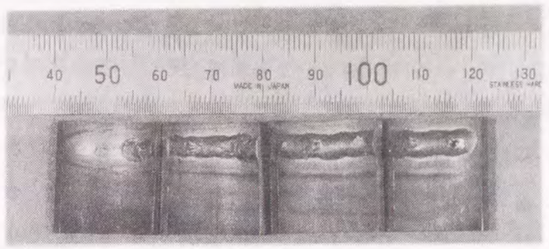


(a-2) Bottom surface

Fig.5-14 Appearance of top and bottom surface after welding on mild steel pipe
(a-1) Top surface (With optimum heat input)
(a-2) Bottom surface (With optimum heat input)



(b-1) Top surface



(b-2) Bottom surface

Fig.5-14 Continued
(b-1) Top surface (With constant heat input)
(b-2) Bottom surface (With constant heat input)

次に，制御対象である評価点の設定位置を変更した場合の実験結果について述べる．Fig.5-13 で用いたものと同一寸法の軟鋼パイプの円周上を，溶接速度 v=2.6 mm/s で熱源が一周する際，点熱源直下でのパイプ裏面の側方１mmに評価点を設定し，そこでの温度を母材の融点（１８０８ K）にする問題を検討した．円周方向における表・裏面のビード幅の測定値を Fig.5-15 に示す．なお，Fig.5-13 の計算結果と同様，評価点の個数N_Pおよび入熱因子数Nはともに２４とした．この問題においても最適入熱条件を投与することで，溶接開始直後から裏面側のビード幅は約２mmとなり，パイプ全周にわたりその値は約２mmでほぼ一定値を示している．

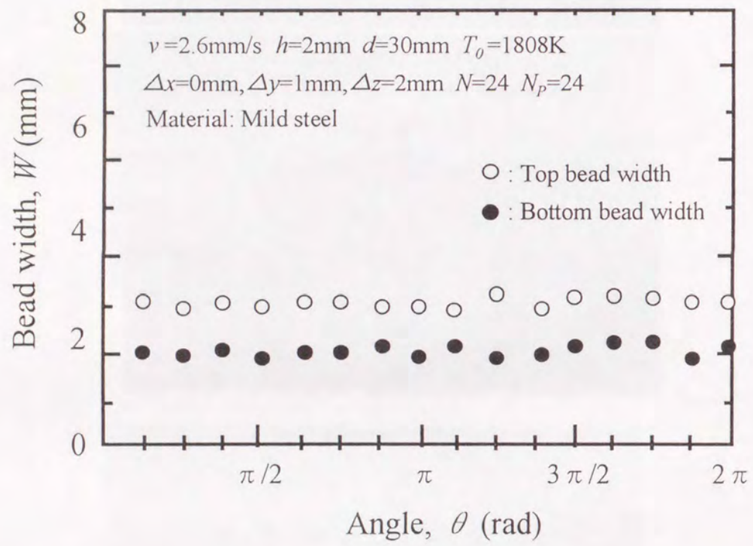


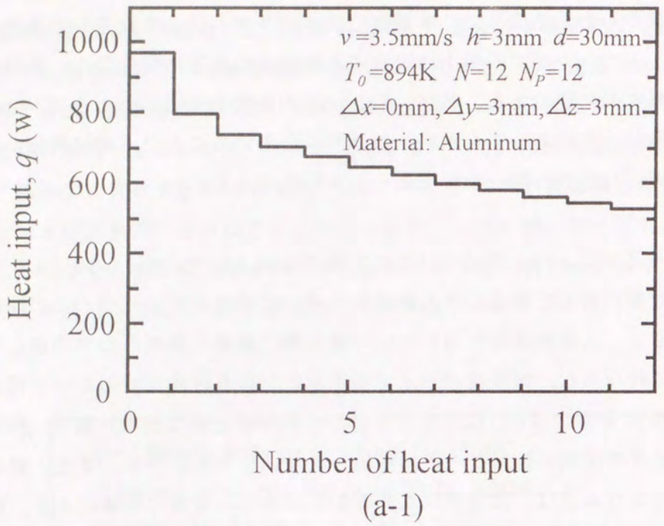
Fig.5-15 Measurement of bead width in welding on mild steel pipe with optimum heat input (η =75%)

以上の結果からわかるように，本最適化アルゴリズムにより推定した最適入熱条件を投与することで，パイプ円周上に設定する評価点の位置に関係なく，溶接部における温度場の制御が可能である．特に，Fig.5-15 の実験結果に示すように，２mm程度の狭い幅の溶融ビードであっても本アルゴリズムを用いることで，溶接開始から終了までパイプ全周にわたり，均一な溶融ビードを確保できる．

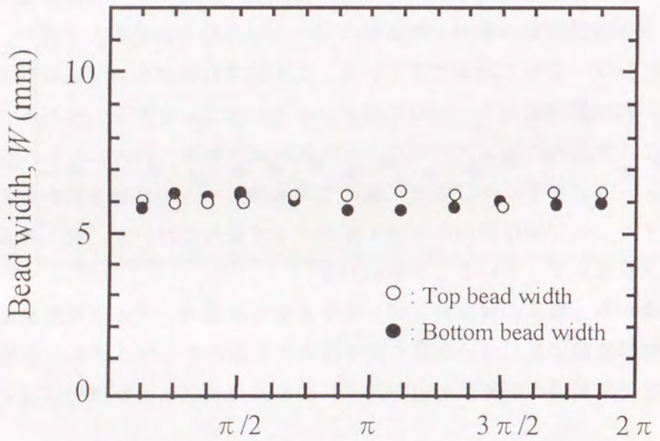
次に，アルミニウムパイプについての実験的検討として，Fig.5-10（ａ）で取り扱った最適化問題に対して推定した入熱条件を用いて実験を行なった．この問題においても比較として，入熱制御を行なわない一定入熱（最適入熱条件の平均値）を用いた実験も併せて行なった．溶接後のパイプ円周上における評価点でのビード幅の測定結果を Fig.5-16 に示す．（ｂ）に見るように，入熱制御を行なわない場合，溶接開始直後では，パイプ裏面側に溶融ビードは形成されないことがわかる．また，熱伝導率が大きいアルミニウムでは，投与された熱源からの熱流の重畳の影響により，熱源の進行に伴って溶接部近傍での温度は上昇し，その結果，熱源がパイプを半周した時点から溶融ビード幅が急増することがわかる．一方，（ａ）に示すように最適入熱条件を投与した場合，溶接開始直後から裏面側のビード幅は約６mmを示しており，パイプ全周にわたり，ほぼ一定幅に制御できている．この結果は熱源側方３mmに設定した各評価点の温度がほぼ要求値通りに材料の融点に到達したことを意味しており，本アルゴリズムによる入熱条件の最適化の結果，溶接部の温度制御が的確に行われたといえる．

また，Fig.5-17 に示すパイプの表・裏面での溶融ビードの外観写真からも，最適入熱量を投与することで溶接開始から終了迄のパイプ全周において，表・裏面にて均一な溶融ビードが形成できていることがわかる．

以上の結果から，種々の材質および寸法を有する小径パイプの円周溶接における溶接温度場の制御問題に対して，計算モデルによる最適化アルゴリズムを適用した結果，十分高い精度で温度場の制御が可能であり，本アルゴリズムの有効性が認められた．

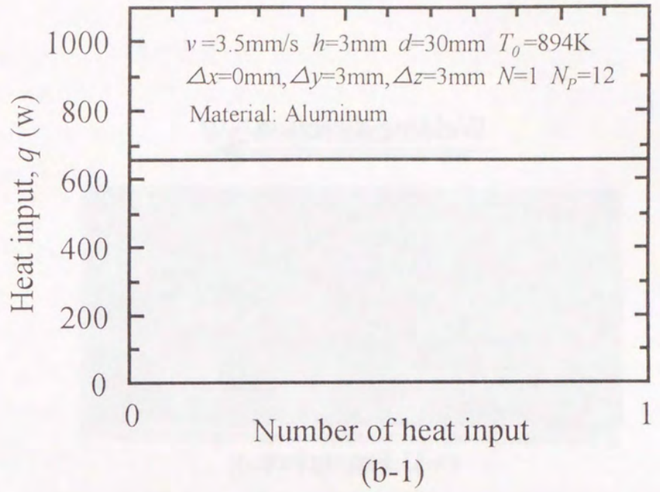


(a-1)

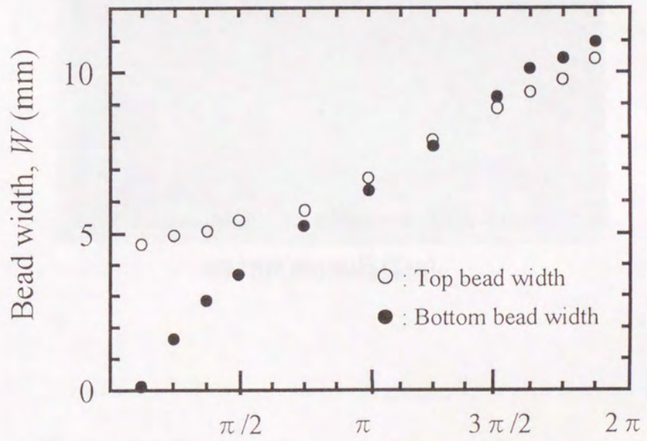


(a-2)

Fig.5-16 Comparison of bead width in welding on aluminum pipe with between optimum heat input and constant one
(a-1) Optimum heat input (η =65%)　(a-2) Bead width



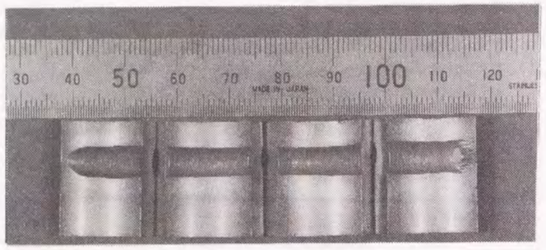
(b-1)



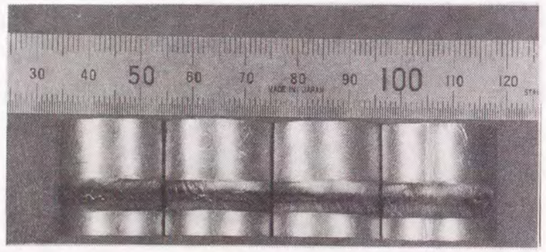
(b-2)

Fig.5-16 Continued
(b-1) Constant heat input (η =65%)　(b-2) Bead width

Welding direction



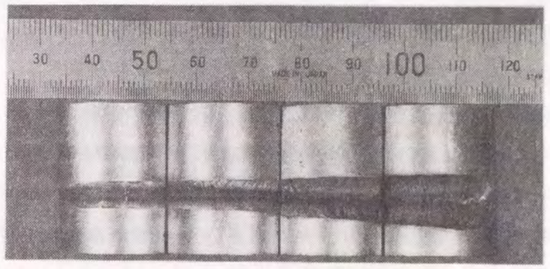
(a-1) Top surface



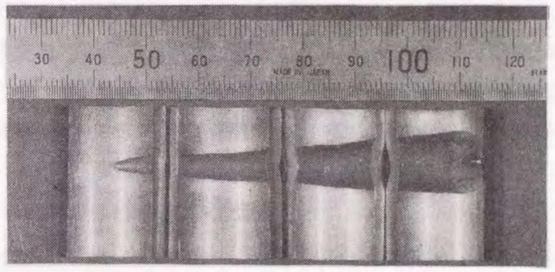
(a-2) Bottom surface

Fig.5-17 Appearance of top and bottom surface after welding on aluminum pipe
(a-1) Top surface (With optimum heat input)
(a-2) Bottom surface (With optimum heat input)

Welding direction



(b-1) Top surface



(b-2) Bottom surface

Fig.5-17 Continued
(b-1) Top surface (With constant heat input)
(b-2) Bottom surface (With constant heat input)

５．５　結言

本章では，最適入熱条件を推定する最適化アルゴリズムの応用例として，実用上，重要な被溶接物の一つであるパイプの円周溶接における温度制御問題への適用を検討した．まず，熱伝導論的見地から，小径パイプの円周溶接における温度場の推定に関する考え方について説明した．そして，凸計画法を用いた最適化アルゴリズムにより推定したパイプの円周溶接における最適入熱条件に対する実験的検討を行ない，本アルゴリズムの適用性について検討した．

本章で得られた結果を以下に示す．

（１）本研究で使用する計算モデルにおいては，溶接部の温度場に対するパイプ円周方向に生じる熱流ならびに板厚方向での熱反射の影響が考慮できる．特に，温度場に及ぼす熱流の影響に関して，軟鋼パイプでは左右１次の熱流までを，またアルミニウムのように熱伝導率の大きい材料では左右２次の熱流までを考慮すれば，精度よく温度場が算出できる．

（２）円周方向の熱流の影響を考慮した計算モデルと凸計画法による最適化アルゴリズムとの組合せによれば，パイプの材質や寸法あるいは溶接速度や評価点の設定位置に関する制約を受けることなく，パイプの円周溶接における温度制御に対して必要な最適入熱条件を推定することが可能である．

（３）パイプ全周にわたり均一な溶融ビード幅を確保するための最適入熱量としては，溶接開始直後で大きな値を必要とし，その後は徐々に低下する．そして，パイプの材質や寸法によっては一定電流値の領域を経て，溶接終了部付近では徐々に入熱量を低下させる必要がある．

（４）軟鋼およびアルミニウムパイプを対象に，最適化アルゴリズムにより推定した最適入熱条件を用いてＧＴＡ溶接による実験的検討を行なった結果，溶接開始直後からパイプ全周にわたり，表・裏面において要求値を満足する均一な幅を有する溶融ビードが確保でき，本最適化アルゴリズムの有効性が確認できた．

第６章　計算モデルによる溶接条件の自動設定・制御

６．１　緒言

これまでに，非線形計画法を用いた計算モデルによる溶接条件の最適化制御について検討してきた．そして，あらかじめ推定した最適入熱条件を用いて溶接を行い，溶接部の熱応答特性から計算モデルにより熱効率をインプロセスで同定できること，その結果として，要求する温度場が確保できることを示した．

そこで，本章では，溶接部の温度場を計算モデルにより予測・推定し，非線形計画法と組合せることにより最適入熱条件をリアルタイムで自動設定・制御するＧＴＡ溶接システムを試作し，その有効性を実験的に検討した結果について述べる．

６．２　計算モデルによる溶接条件のインプロセス自動設定・制御アルゴリズム

実際の溶接施工においては，被溶接物の構造や溶接環境の変化などがその施工条件に影響を与える．このような環境下において，計算モデルにより溶接部の制御を行なう場合，使用するモデルに対して溶接部の変化，たとえば，温度場の変化が考慮されなければ，推定結果が十分な信頼性を有しているとはいえない．その結果，このような最適入熱条件を適用しても，十分満足できる精度で要求する溶接温度場を確保することは困難と考えられる．したがって，溶接施工環境やその温度場が変化する場合において，計算モデルにより要求する溶接施工結果を確保するには，変化する溶接部の状態を常に観測し，その結果を考慮して随時，モデルパラメータを適切に修正したモデルを用いて最適な溶接条件を設定・制御することが有効と考えられる．

そこで，第４章で述べたモデルパラメータ（熱効率）のインプロセス同定手法をもとに計算モデルをリアルタイムで修正し，そのモデルによる溶接部の温度場の予測と凸計画法を用いた最適入熱条件の推定を繰り返し行なう方式を試作する．そして，このシステムを用いて，溶接環境の変化に対応して最適な溶接条件を自動設定・制御することを試みる．

まず，計算モデルによる入熱条件のインプロセス自動設定・制御アルゴリズムをFig.6-1に示す．ここで取り扱う溶接部の温度場の最適化問題は，Fig.6-2に示すように，これまでと同様，薄板を対象に熱源側方に評価点を設定し，そこでの温度を与えられた要求値に保持することである．つまり，この最適化問題は凸計画問題として表現できるため，目的関数$F(q)$には第２章の（２－３）式を用いる．

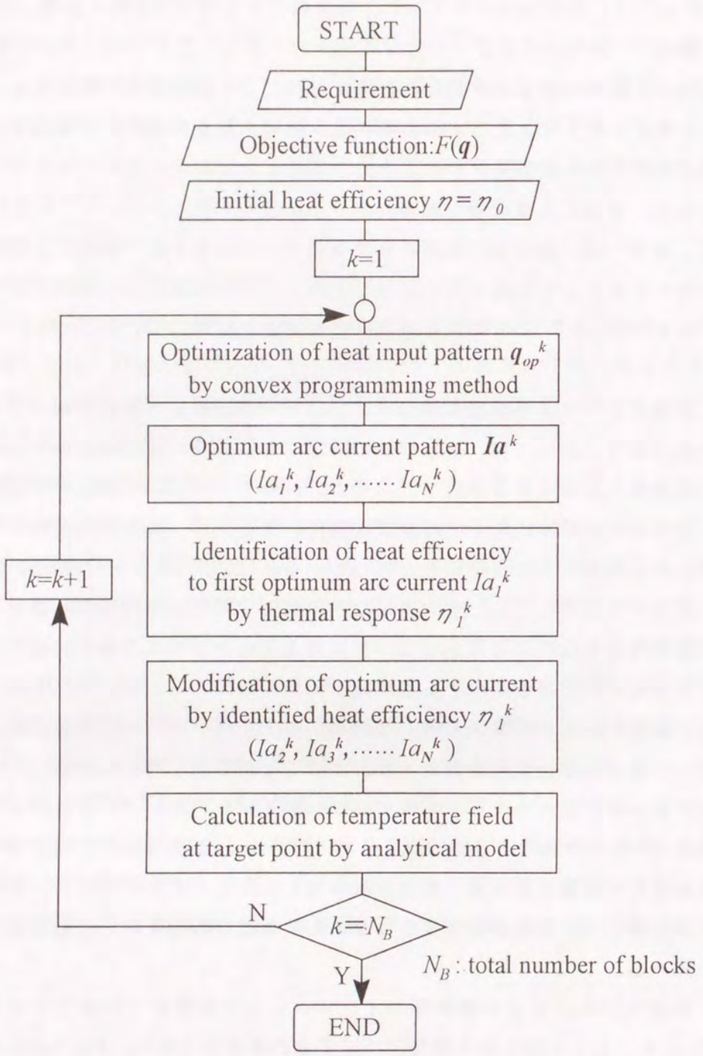


Fig.6-1 Flow chart of real-time optimization algorithm of heat input pattern by convex programming method with use of in-process identification of heat efficiency by thermal response

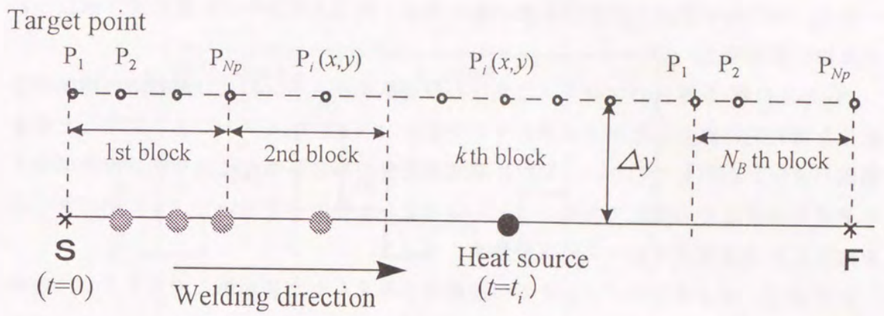


Fig.6-2 Real-time optimization problem of temperature field in GTA welding

ただし，対象とする溶接領域全体を幾つかの領域（ブロック，N_B：全ブロック数）に分割し，各ブロック毎に以下の操作を行なうことでモデルパラメータ（熱効率）をインプロセスで同定し，それを考慮した計算モデルにより最適入熱条件をリアルタイムで自動設定する．

（操作A）被溶接物に対して要求する温度場に対応する目的関数 $F(q)^k$ を定義する．そして，凸計画法により最適入熱条件を推定し，これを熱効率 $\eta_1{}^k$ のもとで溶接電流値 $\boldsymbol{Ia}^k$ に変換後，溶接機に出力する．

（操作B）最適電流値 $Ia_1{}^k$ が母材に投与された後，放射温度計により溶接部の温度変化（熱応答特性）を計測し，その結果を用いて第4章の（4－1）式に基づき，解析解モデルにより熱効率 η^k を同定する．そして，この熱効率を用いて先に設定した最適電流値 $\boldsymbol{Ia}^k$ を修正し，これを溶接機に出力して溶接を継続する．

（操作C）溶接を行なっている間，修正した最適電流値により形成される溶接部の温度場を計算モデルを用いて予測する．そして，この温度場を用いて，第（$k+1$）番目のブロックにおける要求値に対応する新たな目的関数 $F(q)^{k+1}$ を構成し，これまでと同様に，凸計画法により最適入熱条件を推定する．

以上の操作を最終ブロックまで反復することにより，溶接温度場の最適化問題に対して，計算モデルによる最適入熱条件のインプロセス自動設定・制御が可能となる．

次に，本アルゴリズムにおける熱効率の同定と最適入熱条件の自動設定手法について詳細に説明する．

Fig.6-3 は第 k 番目のブロックにおける最適電流パターンおよび熱効率の時間的な変化を模式的に表わしたタイムチャートである．（a）はモデルにより推定した最適電流パターンを示しており，（b）は溶接部近傍の熱応答特性により熱効率を同定するタイミングとその変化である．（c）は同定した熱効率を用いて（a）のパターンを修正した最適電流値の出力結果を意味している．

いま仮に，第 k 番目のブロックでの温度場が与えられた要求値を満足するための最適入熱条件 $q_i{}^k(i=1,2,\cdots\cdots,N)$ が，凸計画法により設定された状態とする．この推定結果に対して，第（$k-1$）番目のブロックでの溶接終了後に同定した熱効率 $\eta_f{}^{k+1}$ を用いて，（a）に示すように最適電流パターン $Ia_i{}^k(i=1,2,\cdots\cdots,N)$ に変換し，これを溶接機に出力して溶接を行なう．このとき，（b）に示すように，第1ステップの電流値 $Ia_1{}^k$ の投与が終了した直後における溶接部の熱応答特性を用いて，計算モデルにより現在対象とする第 k 番目のブロックでの熱効率 $\eta_s{}^k$ の同定を行う．そして（c）に示すように，この熱効率 $\eta_s{}^k$ を用いて先に設定した第2ステップ以降の最適電流パターン $Ia_i{}^k(i=2,3,\cdots\cdots,N)$ を修正し，これを溶接機に出力して溶接を継続する．また，次の第（$k+1$）番目のブロックで用いる初期の熱効率 $\eta_f{}^k$ は，（b）に示すように，第 k 番目のブロックにおける第（$N-1$）ステップの最適電流値 $Ia_{N-1}{}^k$ の投与が終了した直後の熱応答特性を用いて同定し，この値により $Ia_i{}^{k+1}(i=1,2,\cdots\cdots,N)$ を変換する．

なお，本アルゴリズムでは，第 k 番目のブロックでの N 番目の最適電流値 $Ia_N{}^k$ による溶接が完了するまでに，

[1]熱効率 $\eta_f{}^k$ により修正した最適電流パターン $Ia_i{}^k(i=2,3,\cdots\cdots,N)$ により形成される第（$k+1$）番目のブロックでの初期の温度場を計算モデルにより推定する．

[2]この初期温度場を考慮した新たな目的関数 $F(q)^{k+1}$ を構成し，第（$k+1$）番目のブロックにおける溶接温度場が要求値を満足するために必要な最適入熱条件 $q_i{}^{k+1}(i=1,2,\cdots\cdots,N)$ を凸計画法を用いて推定する．

といった時間的な制約がある．つまり，本アルゴリズムにおいては，計算モデルによる熱効率の同定から温度場の予測と目的関数の構成，さらには，入熱条件の最適化と溶接機への出力までの演算処理をある時間内に完了するために，時間的な追随性・応答性が要求される．これについては，本アルゴリズムの有効性と併せて次節において検討する．

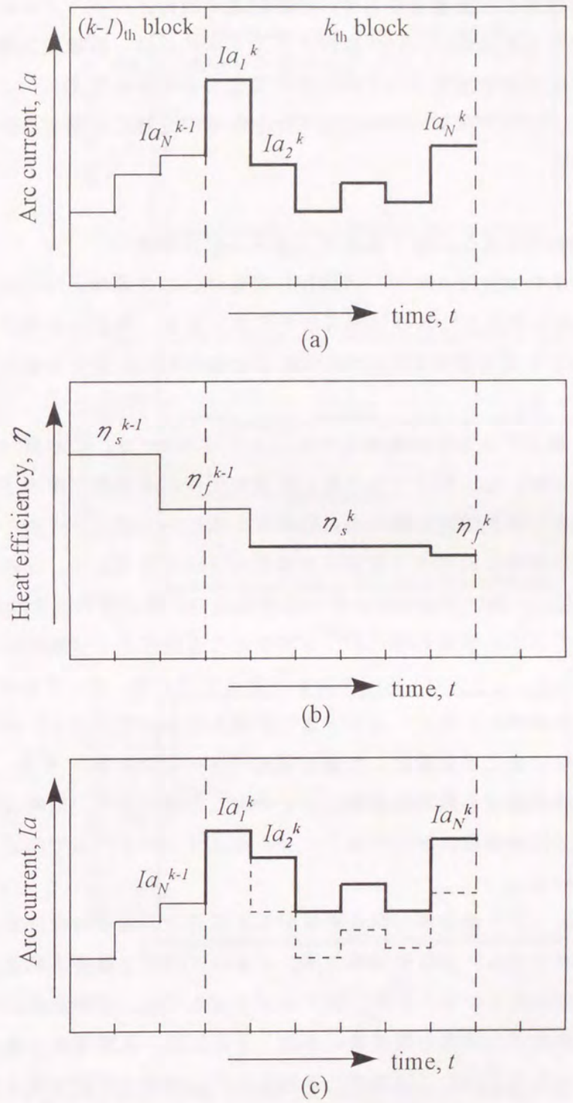


Fig. 6-3 Schematic of change in optimum heat input pattern and heat efficiency in process of real-time optimization

６．３　最適溶接条件の自動設定・制御に関する実験的検討

ここでは，前節で試作した最適溶接条件の自動設定・制御アルゴリズムに対する実験的検討を行ない，その有効性について検討する．具体的には，溶接施工過程において，アーク長変化により被溶接物への入熱特性が変化する場合を想定し，このような環境のもとで本アルゴリズムが系の挙動を乱すことなく，的確に作動するか否かについて実験的に検討する．

６．３．１　入熱特性の変化に対するアルゴリズムの有効性

まず，板厚２㎜の十分大きなステンレス鋼板を対象に，この薄板上の一点から一定速度（２㎜/s）で溶接を開始して６０秒間溶接を行なうとき，熱源から側方へ２㎜離れた位置における温度を要求値１３７３Ｋに一致させるために必要な最適入熱条件を凸計画法により推定する．

この問題では，対象とする全溶接領域を６ブロック（N_B＝６）に分割（１ブロックでの溶接時間：１０秒）し，各ブロック毎に計算モデルによる熱効率のインプロセス同定と最適入熱条件の自動設定を繰り返し行なう．また，１ブロック内の入熱因子数Nは５とし，全溶接領域に設定する評価点の個数N_Pは３０とした．なお，熱効率の初期値は１００％とし，熱効率の同定に際して評価点での熱応答特性を利用した．

最初に，本アルゴリズムの演算処理における時間的な追随性および動作性を評価した結果をFig.6-4に示す．ここでは，溶接開始から終了までの間，アーク長を一定（２㎜）として母材への入熱特性が変化しない状態で実験を行なった．（ａ）は本アルゴリズムにより各ブロック毎に自動設定した最適電流パターンである．また，（ｂ）において，実線は評価点の温度を放射温度計により計測した値であり，破線は要求値を示している．（ｃ）は溶接過程において各ブロック毎にリアルタイムで同定された熱効率の変化を示している．

（ｂ）からわかるように，熱効率の同定直後から評価点での温度はほぼ要求値を満足しており，本アルゴリズムによる熱効率のインプロセス同定と最適入熱条件の自動設定・制御が的確に行われている．また，本アルゴリズムでは，放射温度計による熱応答特性の計測から熱効率の同定と温度場の予測，さらには，入熱条件の最適化と溶接機への最適電流値の出力までに，時間的な遅れはなく，制御の追随性は十分であると判断できる．また，（ａ）および（ｃ）に示すように，溶接開始後１０秒以降では最適電流パターンおよび熱効率ηは大きく変動していない．つまり，この結果は適切な入熱量と熱効率を設定して溶接を行なった結果，溶接部の温度場が準定常状態に到達したことを意味している．

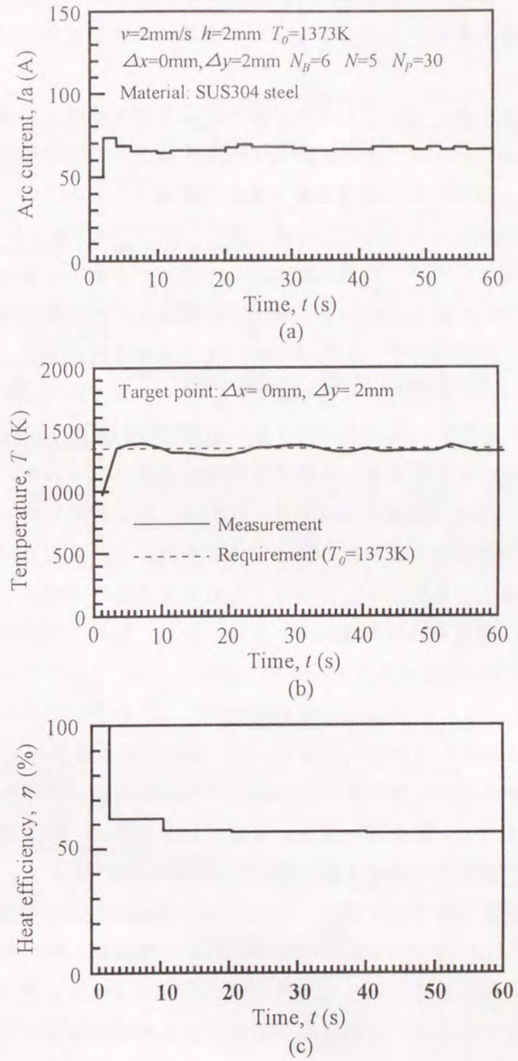


Fig.6-4　In-process identification of heat efficiency in GTA welding on SUS304 steel plate (La_s=2mm, La_f=2mm)
(a) Modified optimum arc current
(b) Temperature at target point (Δx=0mm, Δy=2mm)
(c) Identified heat efficiency

なお，参考までに，本システムにおいて，溶接部の熱応答特性から熱効率を推定し，凸計画法を用いて最適入熱条件を設定するまでの演算処理時間は約０.３秒であった．

次に，溶接施工過程において，アーク長の変化により溶接温度場が変化する場合における本アルゴリズムの動作性をFig.6-5（ａ）に示すＧＴＡ溶接制御システムを用いて検討する．なお，このシステムは第４章の実験で使用したものと同じであり，溶接部の温度場は放射温度計により計測している．また，ここではFig.6-5（ｂ）に示すように熱源の進行とともに，アーク長が一定の割合で増加する系を対象とした．具体的には，溶接開始部のアーク長（La_s）を１㎜とし，顕著な入熱特性の変化を系に与えることを目的として，終端部のアーク長（La_f）を１２㎜と設定した．

まず，本アルゴリズムの動作性を検討する前に，アーク長変化による入熱特性の変化，すなわち溶接部の温度場に及ぼすアーク長の影響についての予備検討を行なった．ここでは，前例のFig.6-4で取り扱った最適化問題を対象としており，熱源側方２㎜の位置に設定した評価点での温度を１３７３Ｋに制御することを目的とする．熱効率の同定は，最初の第１ブロックにおける熱応答特性を用いて１度だけ行ない，この熱効率を用いて凸計画法によりあらかじめ推定した最適電流条件を修正し，最後まで溶接を行なった．なお，熱効率の初期値は１００％に設定した．このときの実験結果をFig.6-6に，溶接ビードの外観写真をFig.6-7に示す．

Fig.6-6において，（ａ）は得られた最適電流パターンを示しており，（ｂ）において，実線は評価点における温度の計測値であり，破線は要求値を示している．（ｃ）は同定した熱効率の変化を示しており，この場合の熱効率の値は６１％であった．

（ｂ）からわかるように，溶接開始直後は同定した熱効率により修正された最適電流値を出力することで評価点の温度は要求値に到達している．しかし，熱源が進行するにつれて評価点の温度は低下しており，このことはFig.6-7に示す溶接ビードの外観写真からも伺える．これはアーク長が増加するため，溶接部の熱効率は熱源の進行とともに低下する．しかしながら，この実験で用いたアルゴリズムでは溶接開始時に１度だけ熱効率を同定するため，入熱特性が変化する実際の溶接部での熱効率の変化は考慮されていない．このため，母材に投与される入熱量が減少することが主な原因で溶接ビード幅は狭くなり，遂には，母材裏面側のビードが形成できなくなる．

以上の結果より溶接部の温度場が変化する系において，計算モデルによる温度場の最適化制御を行なうためには，溶接施工過程における温度場の変化を考慮して随時，モデルパラメータを修正する必要がある．

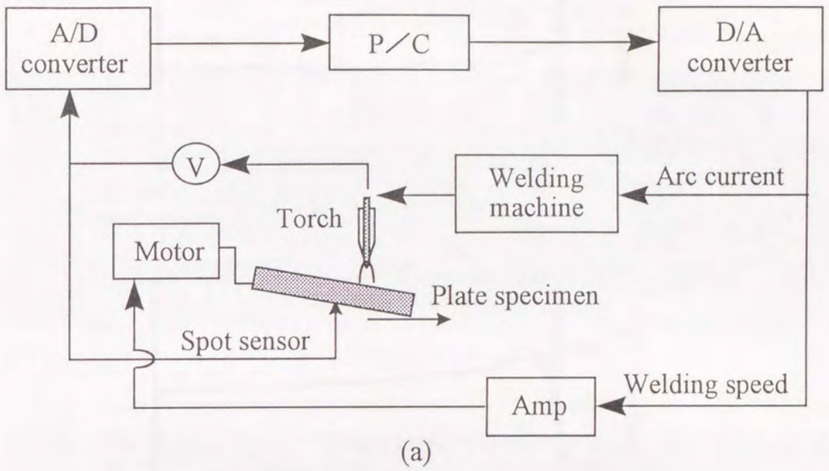
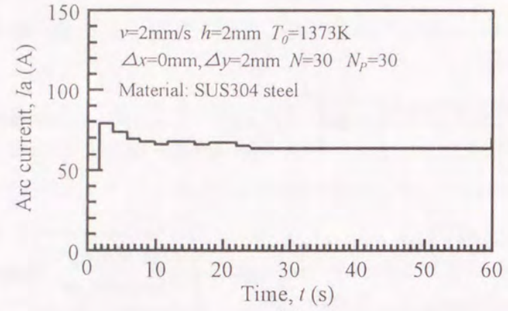
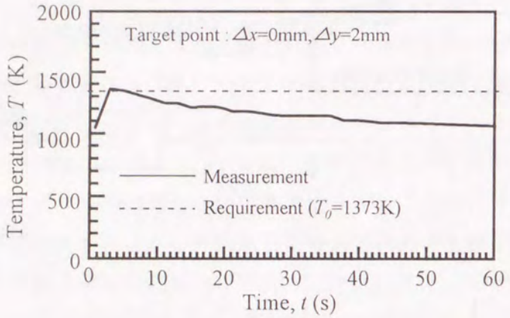


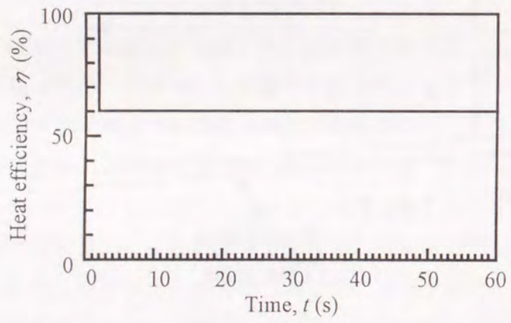
Fig.6-5　Schematic of experimental procedure with change in arc length during GTA welding on thin plate
(a)Automatic control system of GTA welding
(b)Change of arc length in welding



(a)

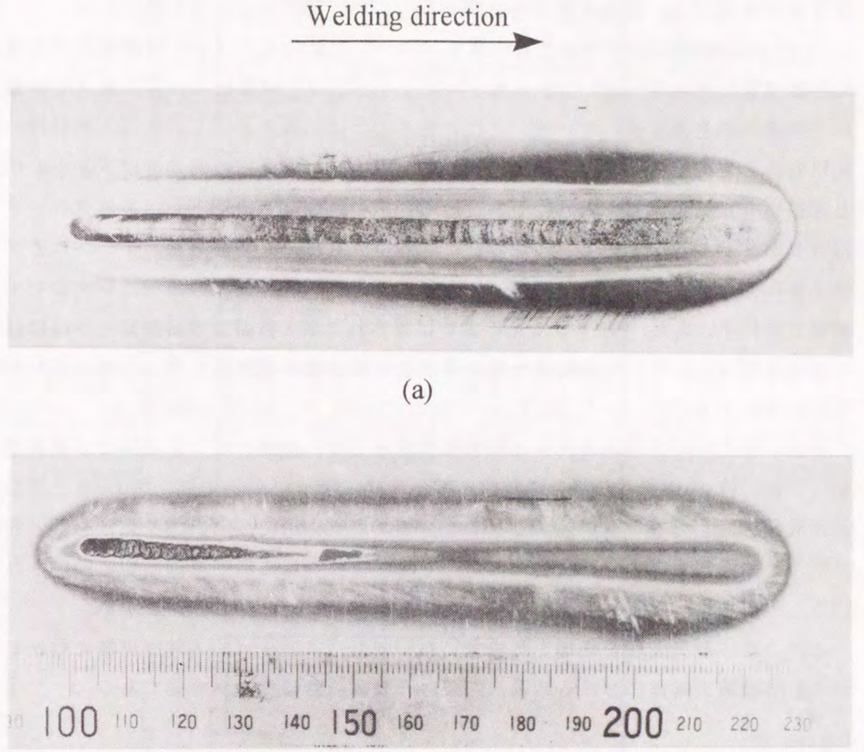


(b)



(c)

Fig.6-6　Influence of change in arc length on temperature field in GTA welding on SUS304 steel plate (La_s=2mm, La_f=12mm)
(a) Modified optimum arc current
(b) Temperature at target point (Δx=0mm, Δy=2mm)
(c) Identified heat efficiency



(a)

(b)

Fig.6-7　Bead appearance under in-process identification of heat efficiency
(a) Top surface　(b) Bottom surface

Fig.6-8 は Fig.6-6 で取り扱った最適化問題に対する制御結果の一例である．なお，ブロック数N_Bを６，１ブロック内の入熱因子数Nを５と同一条件に設定した．また，熱効率の同定には，制御対象である評価点での熱応答特性を利用した．

（ａ）は溶接機に出力された最適電流パターンの変化を，（ｂ）は評価点での温度の計測値を，そして（ｃ）は計算モデルにより各ブロック毎にインプロセスで同定された熱効率の変化を示している．これに見るように，本アルゴリズムは入熱特性の変化に対応して的確に熱効率を同定している．第１ブロックでの熱効率は Fig.6-6（ｃ）と同様に６１％を示しており，その後，熱効率の値は徐々に低下し，最終ブロックでは４９％を示した．そして，同定された熱効率に基づいて最適電流パターンは各ブロック毎に適宜修正され，その結果，（ｂ）に示すように評価点の温度は要求値を十分満足している．また，Fig.6-9 に見るように得られた表・裏面での溶接ビードはほぼ均一な幅を有しており，この結果からも溶接部の温度場の最適化制御が的確に行なわれているといえる．

次に，本アルゴリズムを用いた別の検討例として，対象とする系全体での制御因子数（$N_B \times N$）を増加した場合の結果を Fig.6-10 に示す．ここでは，Fig.6-8 と同じ最適化問題に対してブロック数N_Bを１２，１ブロック内での入熱因子数Nを５と設定した．この場合もアーク長の変化に対して各ブロック毎に熱効率は適切に同定されている．その結果，評価点の温度は十分要求値を満足していることがわかる．

このように制御変数を増加した場合においても，本アルゴリズムは正常に動作しており，溶接施工過程における最適入熱条件の制御に対して十分有効である．

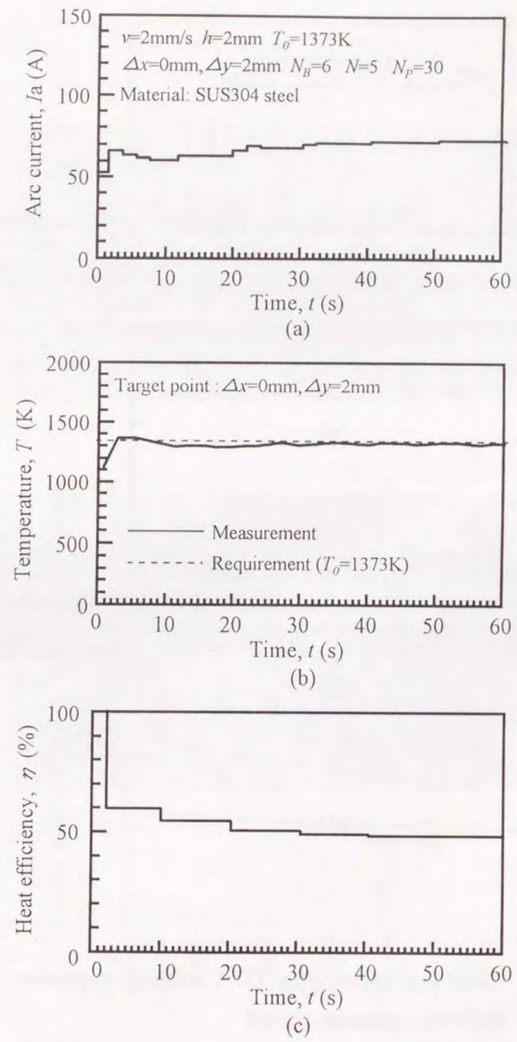
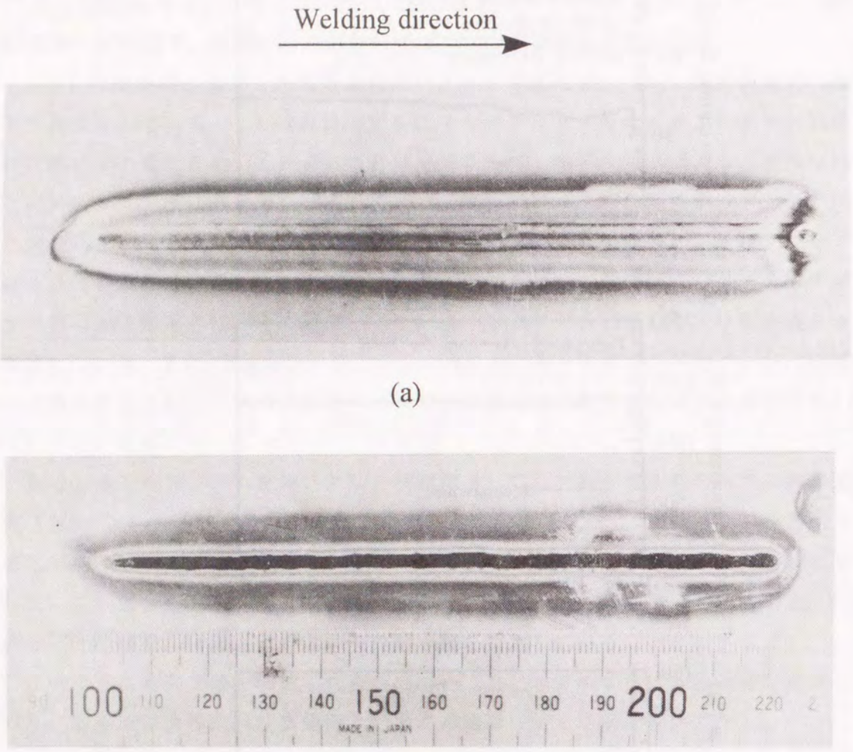


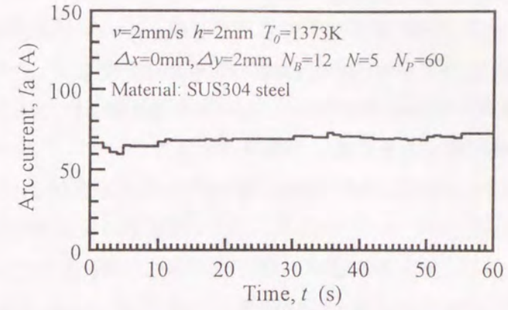
Fig.6-8　Modified optimum arc current and temperature at target point in process of real-time optimum control (La_s =2mm, La_f =12mm)
(a) Modified optimum arc current
(b) Temperature at target point (Δx=0mm, Δy=2mm)
(c) Identified heat efficiency



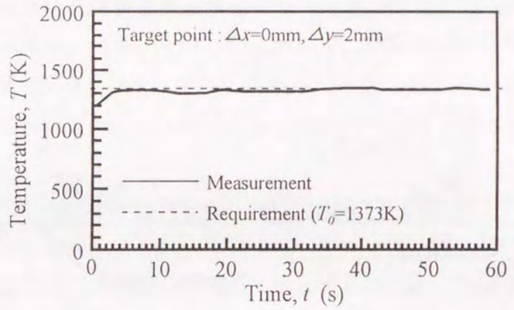
(a)

(b)

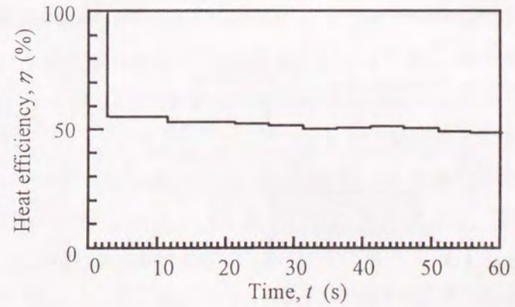
Fig.6-9 Bead appearance after GTA welding in-process of real-time optimum control
(a) Top surface (b) Bottom surface



(a)



(b)



(c)

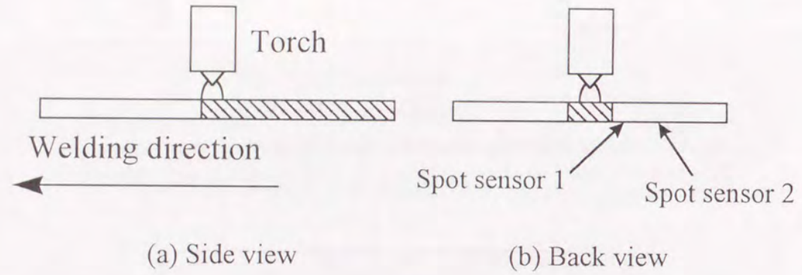
Fig.6-10 Modified optimum arc current and temperature at target point in process of real-time optimum control (La_s =2mm, La_f =12mm)
(a) Modified optimum arc current
(b) Temperature at target point (Δx=0mm, Δy=2mm)
(c) Identified heat efficiency

６．３．２　溶接条件の自動設定・制御の可能性

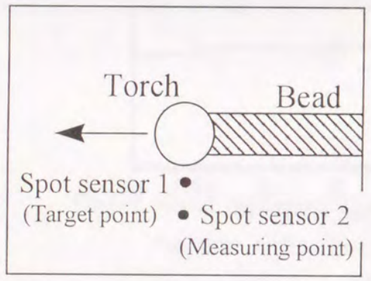
これまでの実験では，母材裏面側に設定した評価点そのものの温度情報を利用し，リアルタイムでの最適入熱条件の自動設定・制御の可能性を示した．しかし，対象とする溶接領域において，制御対象である評価点の温度が計測できない場合や熱応答特性が計測できる領域が制約される場合が考えられる．

そこで，評価点以外の位置における熱応答特性を用いた場合について，前項までに試作・検討してきた最適化アルゴリズムによる入熱制御の可能性を検討する．

評価点と計測点での温度測定が必要となることから，Fig.6-11 に示すように，本実験では２台の放射温度計を母材裏面側に配置し，計測点（measuring point）に対して温度計１を，評価点（target point）での計測には温度計２をそれぞれ使用した．



(a) Side view　　(b) Back view



(c) Top view

Fig.6-11　Schematic of measuring method for temperature at bottom surface by spot sensor in GTA welding on thin plate

まず最初に，計測点を評価点と同じ位置に設定し，本アルゴリズムの動作性を検討した結果を Fig.6-12 に示す．ここで取り扱う最適化問題は，これまでと同様，アーク長が１㎜から１２㎜へと増加するもとで，熱源側方２㎜の評価点の温度を要求値１３７３Ｋに一致させるための入熱条件を設定することである．溶接速度は２㎜/s とし，またブロック数N_Bを６，１ブロック内の入熱因子数Nを５と設定した．

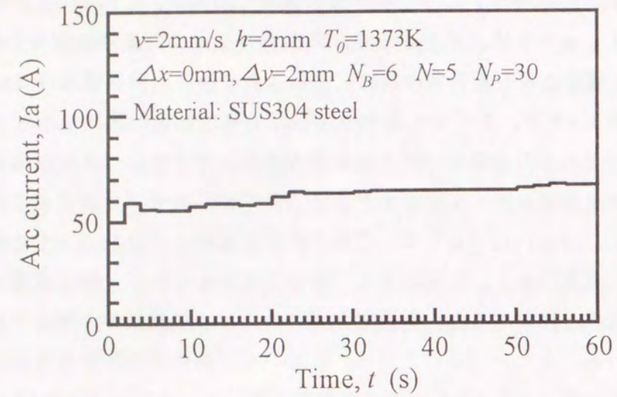
（ａ）は修正された最適電流パターンの変化を示しており，（ｂ）は温度計１による計測点での温度情報を用いて計算モデルにより同定した各ブロック毎の熱効率の変化を示している．（ｃ），（ｄ）は，それぞれ評価点および計測点（この例では評価点と同じ）での温度であり，破線はともに要求値を示している．同じ最適化問題である Fig.6-8 の結果と比較すると，最適電流パターンおよび熱効率の値についてほぼ同じ値を示している．また，（ｃ）と（ｄ）において，熱効率の同定直後から評価点の温度はともに要求値（１３７３Ｋ）をほぼ満足している．さらに Fig.6-13 に示すように，得られた表・裏面の溶接ビード幅は全長にわたりほぼ均一である．

次に，評価点と異なる位置に計測点を設定した場合における本アルゴリズムの動作性について検討する．なお，計測点の設定位置に関しては，第４章で述べたように，計算モデルにより溶接部の熱効率を精度よく推定するために，熱源側方での温度情報の利用が望ましいことから，本実験においても計測点を熱源側方に設定する．

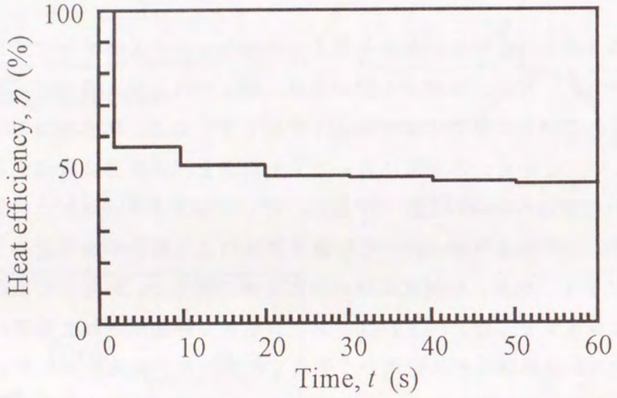
まず，熱源から側方へ３㎜の位置（評価点に対して側方へ１㎜離れた位置）に計測点を設定し，そこでの温度情報を用いて計算モデルにより熱効率を同定した．その結果を Fig.6-14 に示す．なお，放射温度計の測定範囲の関係上，あらかじめ設定する熱効率の初期値は８５％とした．（ａ）はインプロセスで最適化された電流パターンを示しており，（ｂ）は計算モデルを用いて同定した熱効率の変化を示している．また，（ｃ），（ｄ）はそれぞれ評価点および計測点での温度の実測値である．なお，（ｃ）中の破線は評価点に対する要求温度を意味しており，また，（ｄ）中の破線は計算モデルにより求めた計測点での要求値である．つまり，評価点の温度が要求値を満足するときの計測点に対する要求温度を意味する．

（ｂ）に示すように，溶接過程においてアーク長変化により母材へ投与される入熱量が変化した場合においても，本アルゴリズムによれば，評価点と異なる計測点の温度情報から的確に熱効率を同定しており，その熱効率は Fig.6-12（ｂ）に示した値と同じ傾向を示している．

これらの結果から，本アルゴリズムでは評価点以外の位置での熱応答特性を利用した熱効率のインプロセス同定が可能であることがわかる．

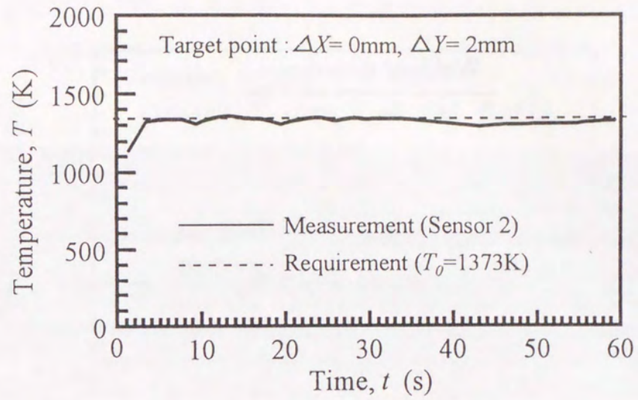


(a)

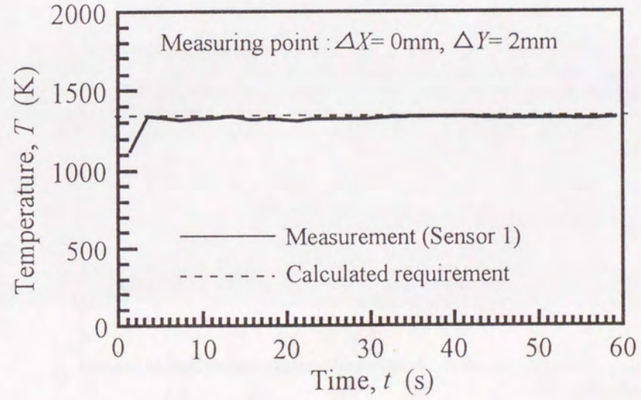


(b)

Fig.6-12 Controlled temperature in process of real-time identification of heat efficiency by thermal response (La_s =2mm, La_f =12mm)
(a) Modified optimum arc current
(b) Identified heat efficiency

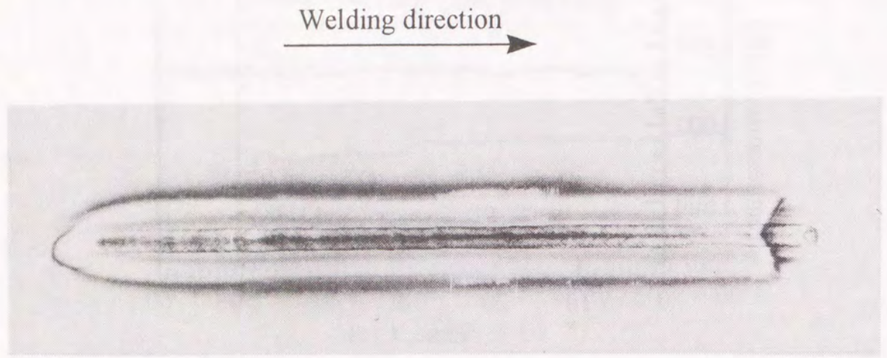


(c)

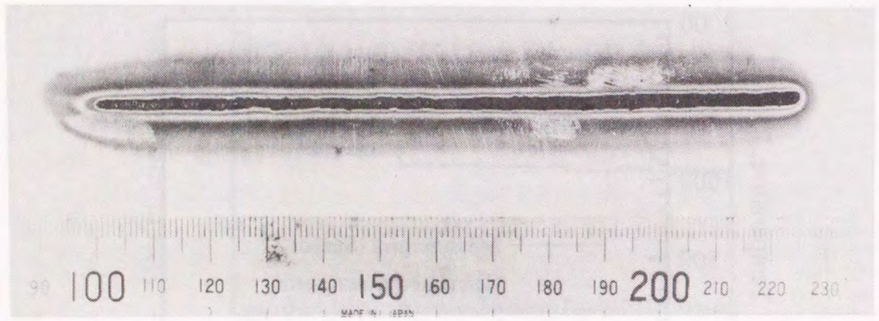


(d)

Fig.6-12 Continued
(c) Temperature at target point (Δx=0mm, Δy=2mm)
(d) Temperature at measuring point (Δx=0mm, Δy=2mm)

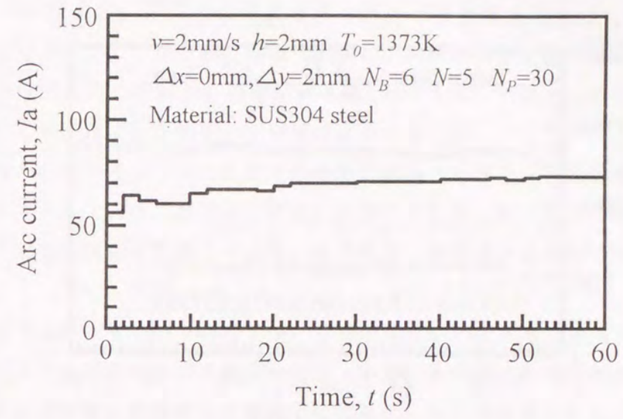


(a)

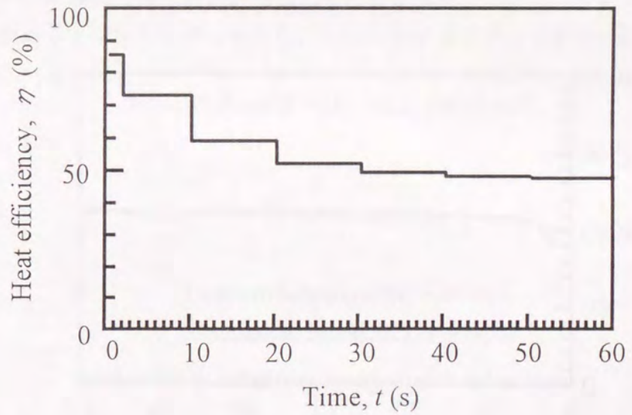


(b)

Fig.6-13 Bead appearance after GTA welding in-process of real-time optimum control
(a) Top surface (b) Bottom surface

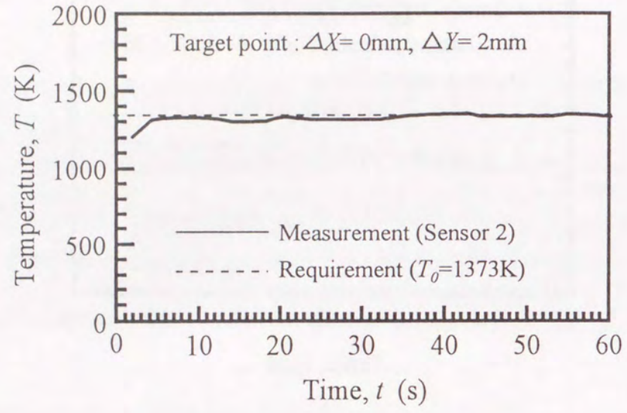


(a)

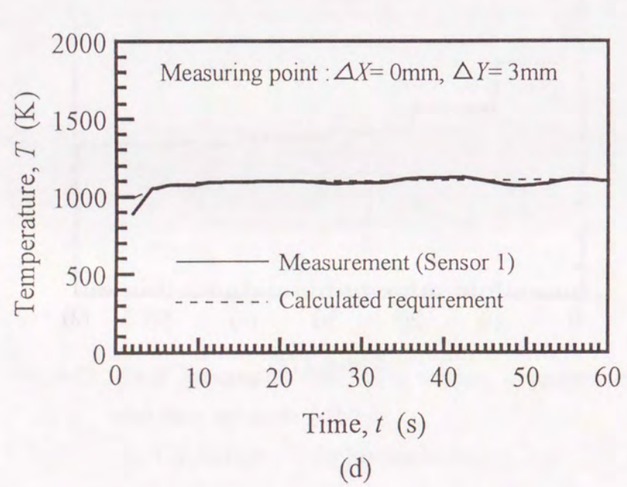


(b)

Fig.6-14 Controlled temperature in process of real-time identification of heat efficiency by thermal response (La_s=2mm, La_f=12mm)
(a) Modified optimum arc current
(b) Identified heat efficiency



(c)



(d)

Fig.6-14　Continued

(c) Temperature at target point (Δx=0mm, Δy=2mm)

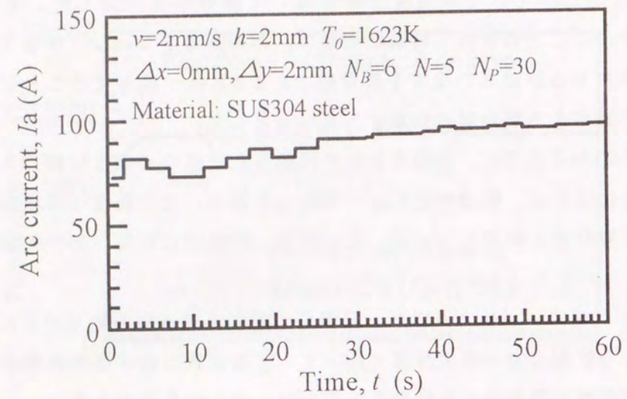
(d) Temperature at measuring point (Δx=0mm, Δy=3mm)

次に，計測点を制御対象の評価点から更に離した場合における本アルゴリズムの動作性を検討した．具体的には，計測点を熱源側方５㎜の位置（評価点に対して３㎜離れた位置）に設定し，そこでの温度情報を用いて熱効率を同定した．その結果をFig.6-15に示す．ここで取り扱う最適化問題は，溶接速度を２㎜/sとするとき，熱源側方２㎜の位置にある評価点の温度を要求値１６２３Kに一致させることである．なお，あらかじめ設定する熱効率の初期値は８５％とした．

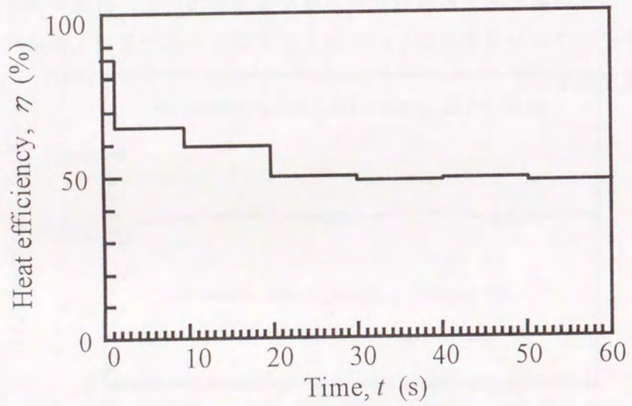
Fig.6-15からわかるように，計測点から更に離れた位置での温度情報であっても，本アルゴリズムによれば，熱効率を的確に同定しており，また最適な溶接電流値をインプロセスで自動設定・制御している．その結果，溶接部の温度制御が的確に行なわれている．

上記のことより本アルゴリズムでは，評価点に対する要求値と約６００K程度の温度差があるような計測点での温度情報であっても，溶接部における熱効率のインプロセス同定および最適入熱条件の自動設定制御に対して十分有用である．

以上の実験的検討結果から，被溶接物に対して与えられた要求温度を確保する最適問題において，制御対象である評価点以外の温度情報を用いて，計算モデルにより溶接部の熱効率をインプロセスで同定し，しかもリアルタイムで最適入熱条件の自動設定・制御が可能である．

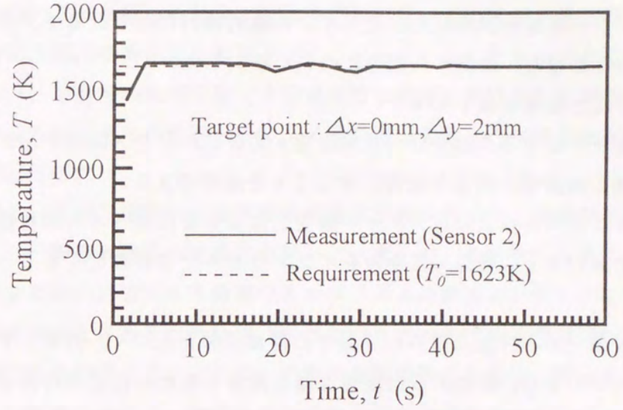


(a)

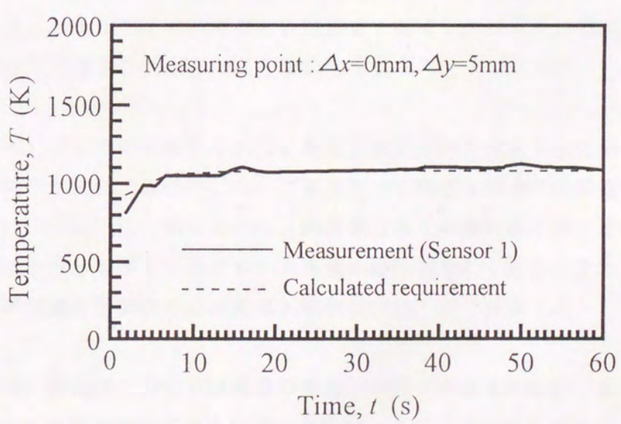


(b)

Fig.6-15 Controlled temperature in process of real-time identification of heat efficiency by thermal response (La_s=2mm, La_f=12mm)
(a) Modified optimum arc current
(b) Identified heat efficiency



(c)



(d)

Fig.6-15 Continued
(c) Temperature at target point (Δx=0mm, Δy=2mm)
(d) Temperature at measuring point (Δx=0mm, Δy=5mm)

6．4 結言

本章では，計算モデルを用いた最適溶接条件の自動設定・制御に関する考え方を述べ，そのアルゴリズムを試作した．そして，実験的検討により計算モデルを用いた最適入熱条件の自動設定・制御の可能性について検討した．

本章で得られた結果を以下に示す．

（1）計算モデルによる入熱条件の自動設定・制御アルゴリズムはインプロセスでの溶接部の温度場の最適化制御に対して十分適用できる．

（2）本アルゴリズムによれば，アーク長変化により溶接部への入熱特性が変化する場合においても，最適入熱条件をインプロセスで自動設定することが可能である．

（3）制御対象である評価点以外の位置での温度情報を用いて，計算モデルをインプロセスで同定し，要求する溶接温度場を確保するために必要な最適入熱条件をリアルタイムで自動設定・制御できる．

第7章 総括

本研究は，アーク溶接を対象に計算モデルを用いて，要求する溶接部を確保するために必要な最適溶接条件を自動設定することを目的としたものである．

具体的には，溶接部の制御問題をその温度場の最適化問題として表現し，計算モデルを用いて最適溶接条件の推定を行い，アーク溶接を最適化制御できるシステムの構築を主な課題とした．

本研究では，まず，溶接部の温度場の最適化問題に対して，非線形計画法を適用することにより，最適入熱条件の推定を試みた．次いで，その推定結果に対する実験的検討により非線形計画法による最適化アルゴリズムの妥当性を明らかにすると共に，推定結果の信頼性を高めるためには，モデルパラメータである熱効率を適切に選定することの必要性を指摘した．さらに，熱効率を溶接施工の過程で修正する目的から，溶接部の熱応答特性を利用した熱効率のインプロセス同定アルゴリズムの提案と，実験的検討の結果からその可能性を示した．そして，これらのアルゴリズムに基づいて，計算モデルによる熱効率の同定手法と非線形計画法による溶接パラメータの最適化を組合せた最適入熱条件のインプロセス自動設定・制御システムを構築した．

以下，本研究で得られた主な結果を要約して述べる．

第1章では，これまでに提案されている最適溶接条件の推定手法に関する研究の現状と課題を明らかにし，本研究において解決すべき課題と溶接部の最適化制御に関する考え方について述べた．具体的には，熱伝導方程式の解析解を用いることにより，アーク溶接における溶接部の温度場が入熱量の線形和として近似できることを利用し，溶接部の制御問題をその温度場の最適入熱設定問題として表現した．

第2章では，溶接部における温度場の最適入熱設定問題のうち，「ある位置における，ある指定した時刻での温度を制御する問題」への凸計画法の適用について検討し，その解法ならびに凸計画法による最適入熱条件の推定を行なった．

・溶接部における温度場の最適入熱問題は，その問題の性質により凸計画問題へと定式化できる．また，Kuhn-Tucker 条件によりこの問題に対する必要十分条件が与えられ，Wolfe の解法の適用によりその最適解を得ることができる．

・凸計画法に基づく最適化アルゴリズムによれば，制御変数である入熱量に関する制約条件の有無にかかわらず，最適解を確保することが可能である．

第３章では，溶接部における温度場の最適入熱設定問題のうち，「ある位置における最高到達温度を制御する問題」を取り上げた．その解法において最急降下法に基づく最適化アルゴリズムの適用とその探索精度について検討し，最適入熱条件の推定を行なった．

・溶接部における温度場の最高到達温度を制御するような最適化問題に対しては，最急降下法を適用することによりその最適入熱パラメータを推定できる．
・第２章で論じた凸計画法による最適解と比較した結果，入熱量に関する制約条件が課せられた場合においても，最急降下法による探索精度は凸計画法を用いた場合と同等であり十分良好である．また，最急降下法に基づく最適化アルゴリズムによれば，制御変数が２０程度まで増加しても最適解の確保が可能である．
・探索精度および回数に及ぼす探索開始時の初期値の影響を検討した結果，探索精度は大きく影響を受けないが，探索回数（時間）は初期値の設定により大きく左右される．具体的には，Rosenthal による準定常状態の入熱量を初期値に用いることにより探索回数が約１／２に削減できる．

なお，本研究では，計算モデルにより溶接部の温度場を推定しているため，温度制御の対象である評価点は任意の位置に設定することができる．また，溶接速度や被溶接物の物性定数による影響，さらに，有限寸法の平板を対象としたビードオンプレート溶接時に生じる試片端部での熱反射の効果なども計算モデルを用いることにより容易に取り扱うことができる．

第４章では，第２章および第３章で得られた凸計画法および最急降下法による最適入熱条件の推定結果に対する実験的検討を行い，溶接部の温度場の最適化問題に対するそれぞれの最適化アルゴリズムの有効性に関する検討を行なった．また，最適入熱条件の推定結果に対する信頼性に及ぼす熱効率の影響についても併せて検討し，さらに，溶接部の熱応答特性を利用した熱効率のインプロセス同定に関する考え方について検討した．そして，ＧＴＡ溶接による実験的検討の結果，溶接部近傍の温度情報を用いて，計算モデルにより熱効率を同定できる可能性を示唆した．

・凸計画法および最急降下法により推定した最適電流値を用いたＧＴＡ溶接によるビードオンプレート実験の結果，与えられた要求値をほぼ満足する溶接部の温度場が得られ，それぞれの最適化アルゴリズムの有効性を確認した．
・推定結果に対する信頼性を向上させるためには，熱効率の値を適切に選定する必要があり，本研究ではその適正値として７０％前後の値を用いている．

・熱源側方での熱応答特性を温度情報として用いることで，計算モデルにより高い精度で溶接施工過程における溶接部の熱効率をインプロセスで同定できる．その結果，非線形計画法による最適入熱条件の推定結果に対する信頼性を向上することが可能となる．

第５章では，最適化アルゴリズムによる溶接部の温度制御問題の応用例として，パイプの円周溶接を取り上げ，その温度場の最適化制御について検討した．まず，熱伝導論的見地からパイプの円周溶接における温度場の推定方法に関する考え方を説明した．そして，凸計画法を用いた最適化アルゴリズムにより得られたパイプの円周溶接における最適入熱条件の推定結果に対する実験的検討を行ない，本最適化アルゴリズムの適用性について検証した．

・本研究で使用する計算モデルにおいては，溶接時にパイプの円周方向に生じる熱流の影響ならびに板厚方向での熱反射の影響を考慮できる．特に，温度場に及ぼす熱流の影響に関して，軟鋼パイプでは左右１次の熱流までを，またアルミニウムのように熱伝導率の大きい材料では左右２次の熱流までを考慮すれば十分である．
・計算モデルと凸計画法を組合せたアルゴリズムによれば，パイプの材質，寸法および溶接速度に関する制約を受けることなく，パイプの円周溶接における温度制御に対して必要な入熱条件を設定することが可能である．
・パイプ全周にわたり均一な溶融ビード幅を確保するための最適入熱パターンとしては，溶接開始直後で大きな値を必要とし，その後は徐々に低下する．そしてパイプの材質や寸法によっては一定電流値の領域を経て，溶接終了部付近では徐々に入熱量を低下させる必要がある．
・軟鋼およびアルミニウムパイプを対象に，最適入熱条件の推定結果を用いて実験的検討を行なった結果，溶接開始直後からパイプ全周にわたり，表・裏面において要求値を満足する均一な幅を有する溶接ビードが確保でき，本最適化アルゴリズムの適用性が確認できた．

第６章では，第４章で述べた熱効率のインプロセス同定手法と非線形計画法による最適入熱条件の推定アルゴリズムとの組合せにより，最適入熱条件の自動設定・制御に関する考え方について述べた．そして，凸計画法を用いた計算モデルによる溶接パラメータの自動設定・制御システムを試作した．さらに，対象とする溶接部の温度場の系に対して入熱特性の変化を与えた場合において，その自動制御システムによる温

度制御の可能性について実験的検討を行ない，計算モデルによる最適溶接条件のインプロセス自動設定・制御の可能性を示した．

- 本システムは，アーク長変動による溶接部の温度変化が生じる場合においても，十分高い精度を確保しながら与えられた要求値を満足する温度制御が可能な入熱条件を自動設定・制御できる．
- 本アルゴリズムによれば，制御対象とする評価点以外の位置における温度情報を用いて熱効率を同定し，要求する溶接部を確保するために必要な最適入熱条件を自動設定・制御することが可能である．

以上のように，本研究で提案した計算モデルによる最適溶接条件の制御アルゴリズムは，研究室レベルにおいては有効である．将来的には，計測手法ならびに演算処理能力の向上により，実際の溶接施工現場へも十分適用できるものになるものと考えられる．

謝　辞

本研究は大阪大学大学院工学研究科教授 黄地尚義博士の御指導と御教示を賜って遂行し得たものであります．黄地尚義教授には，本研究のテーマ設定から論文内容の吟味に至るまで，終始一貫身に余る懇切な御指導を賜りました．ここに謹んで深甚なる謝意を表します．

本論文の校閲の労をお取り頂き，有益な御助言と御討論を賜りました大阪大学大学院工学研究科教授 豊田政男博士，同教授 小林紘二郎博士，同教授 荒井栄司博士に心から感謝の意を表します．

また，本論文に関する研究発表会において，貴重な御助言を賜りました大阪大学大学院工学研究科助教授 平田好則博士に深く感謝いたします．さらに，本論文をまとめるに際して御協力頂きましたバブコック日立㈱ 上田圭司氏に厚く御礼申し上げます．

本研究を遂行するに際して，住友電気工業㈱伊丹研究所所長 野村俊雄氏，同無機材料研究部部長 武田義信氏，同焼結製品事業部焼結部品開発課主席 高ノ由重氏ならびに住友電気工業㈱伊丹研究所の関係各位に御理解ならびに御便宜をはかって頂きました．以上の方々に対して，ここに深く感謝いたします．

また，本研究を含め，企業での研究開発の重要性を御教示頂き，また常日頃から公私に渡りお世話になりました住友電気工業㈱焼結製品事業部焼結部品工場長 林哲也氏に厚く御礼申し上げます．

最後に，勉学に勤しめる環境を与えてくれた両親，特に大学院修了に至るまでの長い間，物心両面で支えてくれた母に感謝の意を表したいと思います．

参考文献

1)S.V.Dubovetskii, G.I.Sergatskii and O.D.Kasatkin : "Optimization of CO_2 Welding Conditions", Automatic Welding,Vol.33,pp22-26 (1980)

2)益本，篠田，高野，吉田："CO_2 I型突合せ一層溶接パラメータ設定プログラム"，溶接学会誌，Vol.48,No. 1,pp17-21 (1979)

3)益本，篠田，高野，夏目："CO_2 V型突合せ一層溶接パラメータ設定プログラム"，溶接学会誌，Vol.48,No. 2,pp100-103 (1979)

4)益本，篠田，高野，鈴木："脚長および溶接速度を与えた場合のCO_2水平すみ肉溶接パラメータ設定プログラム"，溶接学会誌，Vol.48,No. 7,pp532-536 (1979)

5)日本溶接協会 ＷＤＳ委員会;"溶接データシステムに関する講習会テキスト" (1982)

6)朝尾，安藤，楠，中村："実験計画法"，日科技連 (1973)

7)田口："実験計画法 上下"，丸善 (1976)

8)T. Ohji, K. Nishiguchi and Y. Yoshida : "Real Time Optimization of Thin Plate TIG Arc Welding", Technology Rep. Of Osaka Univ., Vol. 36, No. 1830, pp267-273 (1986)

9)T. Ohji, K. Nishiguchi and Y. Kometani : "Optimization of Welding Parameters by Numerical Model", Technology Rep. Of Osaka Univ., Vol. 36, No. 1826, pp47-53 (1986)

10)金，添田，大嶋："ニューラルネットワークモデルによるＴＩＧ溶接溶融池幅と冷却時間の制御"，溶接学会論文集，Vol.14,No. 1,pp92-98 (1996)

11)安藤："移動点熱源による厚い母材の温度上昇の理論式"，溶接学会誌，Vol.50,No. 7,pp695-701 (1981)

12)佐藤，向井，豊田："溶接工学"，理工学社 (1984)

13)渡辺，佐藤："溶接力学とその応用"，朝倉書店 (1974)

14)J. Kowalik and M. R. Osborne（山本，小山共訳）："Methods for Constrained Optimization Problems"，培風館 (1978)

15)H. Carlslaw and J. C. Jaegar : "Conduction of Heat in Solids", 2nd Ed., Chap. XIV, Oxford Univ. Press (1959)

16)一色："伝熱工学"，森北出版 (1971)

17)溶接学会編："溶接工学の基礎"，丸善 (1984)

18)M.S.Bazaraa and C.M.Shetty : "Nonlinear Programming", John Willy & Sons (1979)

19)今野，山下："非線形計画法"，日科技連 (1978)

20)相良："数理計画法入門"，森北出版 (1976)

21)志水："システム制御と数理計画法－システム最適化の数学的手法"，コロナ社 (1974)

22)刀根："電子計算機のための数理計画法"，日科技連 (1969)

23)L.C.W.Dixon （松原訳）："非線形最適化計算法"，培風館 (1974)

24)Wolfe,P., The Simplex Method for Quadratic Programming" ,Economotrica, Vol.27,No. 3, pp.382-398, (1959)

25)日本金属学会編："金属データブック"，丸善 (1974)

26)D.Rosenthal : "Mathematical Theory of Heat Diffusion During Welding and Cutting", Welding Journal, Vol.20, pp220-234 (1941)

27)黄地："溶接部の放射温度計測"，溶接学会誌，Vol.61,No. 2,pp92-97 (1992)

28)森安，平本，大峯，黄地："赤外線放射計測によるアーク溶接部の温度測定"，溶接学会 アーク物理委員会資料, 87-653 (1987)

29)西口，黄地，吉田，桑田，森安，平本，大峯："赤外線放射計測によるアーク溶接部の温度測定（第２報）"，溶接学会 アーク物理委員会資料, 88-674 (1988)

30)黄地："溶接・接合プロセスの基礎"，産報出版 (1996)

31)岡田："アルミニウムなどの溶接における不定常熱伝導部分の溶接条件の検討"，溶接学会 アーク物理委員会資料, 75-284 (1975)

32)菊島，勝谷："熱伝導解析に基づく溶接パラメータ設定システムの開発"，軽金属溶接，Vol.25,No. 2,pp54-60 (1987)

本論文に関する発表論文

研究論文

1. “最適入熱条件推定のアルゴリズム”，溶接学会論文集，Vol.8，No.1，pp.48-53 (1990)
2. “アーク溶接の最適入熱制御”，溶接学会論文集，Vol.8，No.2 pp.167-173 (1990)
3. “パイプの円周溶接における最適入熱制御に関する研究”，溶接学会論文集，Vol.15，No.3 pp.494-501 (1997)
4. “Optimum Heat Input Control in Arc Welding on Steel and Aluminum Pipe”, Materials Transactions, Japan Institute of Metals, Vol.39, No.3, pp.413-419 (1998)
5. “Optimizing Algorithm Based on Convex Programming Method for Optimum Heat Input Control in Arc Welding”, Materials Transactions, Japan Institute of Metals, Vol.39, No.3, pp.420-426 (1998)
6. “ Algorithm Based on Non-Linear Programming Method for Optimum Heat Input Control in Arc Welding ”, Science and Technology of Welding and Joining, Vol.3, No.2 (1998)
7. “In-Process Heat Input Control in Arc Welding”, Science and Technology of Welding and Joining（投稿中）

学術講演会での発表論文

1. “計算モデルによるアーク溶接の最適制御に関する研究”，溶接学会全国大会講演概要集，No.41，pp.190 (1987)
2. “計算モデルによるアーク溶接の最適制御に関する研究Ⅱ”，溶接学会全国大会講演概要集，No.43，pp.140 (1988)
3. “計算モデルによるアーク溶接の最適制御”，溶接学会，溶接アーク物理研究委員会資料，87-237 (1987)
4. “最適入熱条件設定のアルゴリズム”，溶接学会，溶接アーク物理研究委員会資料，88-699 (1988)

5. “アルミニウム合金製パイプの円周溶接における最適入熱制御”，日本軽金属学会第９３回秋期大会講演概要集，No.146，pp.291 (1997)
6. “A Method for Optimizing Heat Input in Arc Welding”，IIW Doc.212-909-97 (1997)
7. “アーク溶接の最適化制御に関する研究（第１報）”，日本金属学会春期（第１２２回）大会講演概要集，No.219 (1998)

本論文以外の発表論文

研究論文

1. “Al-Fe-X Alloys Consolidated by Powder Forging without Lateral Flow”, Advanced Powder Metallurgy, Vol. 2, pp.339-353, (1992)
2. “ Wear Property of Powder Forged Aluminum Alloy”, Advanced Powder Metallurgy, Vol. 6, pp.178-181, (1993)
3. “Lubrication Pump Made of Rapidly Solidified Aluminum Alloy for High Performance Engine”, Society of Automotive Engineering Technical Paper (No. SAE-960281), pp.9-15, (1996)
4. “Friction and Wear Properties of Integrated Composite Copper-Based Friction Materials”, Society of Automotive Engineering Technical Paper (No. SAE-970979), pp.11-17, (1997)
5. “トロコイド曲線を用いた高効率オイルポンプロータの用途開発”, 住友電気, No. 146, pp.82-86, (1995)
6. “Applications for High Efficiency Oil Pump Rotor Sets Utilizing Trochoidal Curve”, No. 40, pp.99-104, (1995)
7. “直接窒化反応法を用いたAl/AlN複合焼結合金の開発”, SEIテクニカルレビュー, No. 152, pp.145-152, (1998)

学術講演会での発表論文

1. “Ａｌ－８％Ｆｅ粉末鍛造合金の機械的特性”, 日本軽金属学会第８３回秋期大会講演概要集, pp.7, (1992)
2. “粉末鍛造アルミニウム合金の摩耗摺動特性”, 日本軽金属学会第８４回春期大会講演概要集, pp.221, (1993)
3. “粉末鍛造法およびスプレイフォーミング法により作製したＡｌ－８mass%Ｆｅ合金の特性”, 日本軽金属学会第８７回秋期大会講演概要集, pp.225, (1994)
4. “ＡｌＮ分散型粉末アルミニウム合金の特性”, 日本軽金属学会第８８回春期大会講演概要集, pp.85, (1995)

5. “Ａｌ－Ｓｉ系粉末合金の減衰特性”, 日本軽金属学会第９３回秋期大会講演概要集, pp.167, (1997)
6. “アルミ合金粉末の窒化現象に関する研究（第１報）”, 日本金属学会秋季講演概要集, (475), pp.273, (1996)
7. “アルミ合金粉末の窒化現象に関する研究（第２報）”, 日本金属学会秋季講演概要集, (476), pp.273, (1996)
8. “アルミ合金粉末の窒化現象に関する研究（第３報）”, 日本金属学会秋季講演概要集, (583).pp.318, (1997)
9. “アルミ合金粉末の窒化現象に関する研究（第４報）”, 日本金属学会秋季講演概要集, (584), pp.318, (1997)
10. “アルミ合金粉末の窒化現象に関する研究（第５報）”, 日本金属学会春季講演概要集, (585)
11. “粉末鍛造アルミニウム合金の摩擦摺動特性”, 平成５年秋季粉体粉末冶金協会講演概要集, pp.185, (1993)
12. “Ａｌ－８％Ｆｅ粉末鍛造体の機械的特性”, 平成５年春季粉体粉末冶金協会講演概要集, pp.32, (1993)
13. “粉末鍛造法およびスプレーフォーミング法により作製したＡｌ－８mass%Ｆｅ合金の機械的特性”, 平成６年春季粉体粉末冶金協会講演概要集, pp.261, (1994)
14. “ＡｌＮ分散型粉末アルミニウム合金の特性（第１報）”, 平成７年秋季粉体粉末冶金協会講演概要集, pp.23, (1995)
15. “Ａｌ-ＡｌＮ複合焼結材の機械的および摩擦摺動特性”, 平成９年秋季粉体粉末冶金協会講演概要集, pp.114, (1997)
16. “青銅－Ｆｅ基金属間化合物のＭＧ処理粉末焼結体の摩擦摺動特性”, 平成９年秋季粉体粉末冶金協会講演概要集, pp.80, (1997)

