

# アーク溶接プロセスシミュレーションモデルの開発

大阪大学

大学院 工学研究科

宮坂 史和

# アーク溶接プロセスシミュレーションモデルの開発

大阪大学大学院 工学研究科  
宮坂 史和

## 0. 緒言

近年コンピュータの演算能力の向上は目覚ましいものがあり、その演算能力の向上に伴い各種現象に対するモデリング技術も飛躍的に発展している。このような背景から、設計から製造にわたる様々な分野で、シミュレーション技術の展開が図られており、開発コストの削減・開発期間の短縮に大きく貢献している。しかしながら溶接分野においては、その現象が非常に複雑であるため、現在のコンピュータの演算レベルでは、時間的なコストも含め、実用に耐えうる精密なモデルシミュレーションは困難な状況にあると言わざるをえない。

しかし、溶接技能者の高齢化及び若年層のものづくり離れによる、高品質・高精度な溶接技能継承の問題や、溶接技術の高度化・溶接構造物の多様化による予備実験等の必要性からモデルシミュレーションによる最適溶接条件の探索・オンライン制御への利用が非常に有効であると考えられる。

以上の様な観点から、これまでに様々な溶接プロセスシミュレーションモデルが開発されている。田中ら<sup>1)</sup>は、アークプラズマから母材溶融金属の対流までを統一的に取り扱ったモデルを提唱している。このモデルは軸対称モデルで、アークプラズマの状態、母材の状態をかなり厳密にモデル化したものとなっている。また、平田ら<sup>2)</sup>は非軸対称で母材の溶融対流現象のモデル化を行っている。このモデルは移動溶接における溶融金属内の対流現象をより正確に表現している。しかしながら上記モデルは、溶接現象をより厳密に表現しようとするため、現在のパソコンレベルでは計算に要する時間が長くなってしまいうという問題があり、一般に利用可能なソフトウェアという観点からは問題が残っているといえる。

また筆者らは、これまでも対流計算を計算から除外することにより、計算時間を大幅に短縮した溶接プロセスモデルの開発を行ってきた<sup>3-7)</sup>。そこで本報告では、本研究で開発しているアーク溶接シミュレーションモデルの概要及び本モデルによる計算結果を示し、各種溶接パラメータの影響について検討した結果を示す。

## 1. 計算モデル

### 1.1 非定常熱伝導モデル

ここでは、溶融形状計算の境界条件を決定するためのベースとなる非定常熱伝導計算について簡単に説明する。

まず(1)式に非定常熱伝導方程式を示す。

非定常熱伝導方程式

$$\rho \frac{\partial H}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( K \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( K \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( K \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (1)$$

$\rho$  : 密度,  $H$  : エンタルピ,  $K$  : 熱伝導率,  $T$  : 温度

この方程式を差分法<sup>8,9)</sup>を用いて解くわけであるが、実際の溶融現象と比較して、いくつかの仮定が必要となる。その仮定を以下に示す。

主な仮定

- 1) 溶融池内においても熱の流れは、熱伝導方程式に従うものとする。
- 2) 溶融潜熱の非線形効果はエンタルピ法で取り扱うものとする。(Fig.1)

以上に示すような仮定及び手法を用いて対象となるワークに対して、熱伝導解析が可能となるわけであるが、実際の溶接では、ビードの垂れ落ち、溶加材の供給等によって熱源付近のワーク形状は刻一刻と変化している。熱伝導モデルは、予めワークの形状が決まっている場合に適用可能である。そのため、実際の溶接に見られる様に、ワークの形状が刻一刻と変化する場合には、熱伝導モデルだけでは不十分である。そこで、続いて溶融形状計算モデルについて説明する。

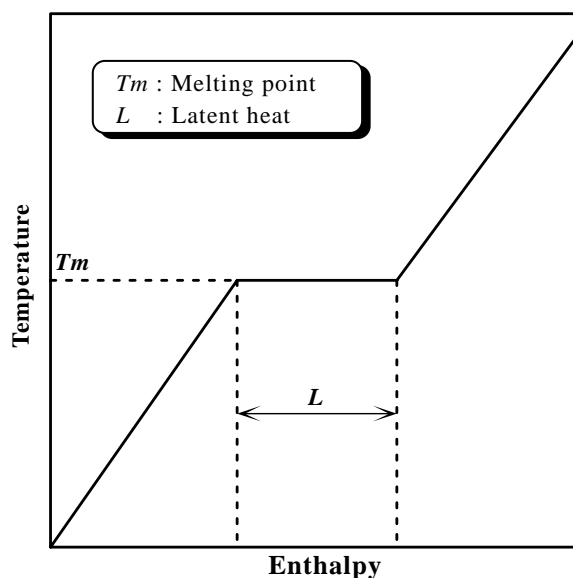


Fig.1 Enthalpy method

## 1.2 溶融形状計算モデル

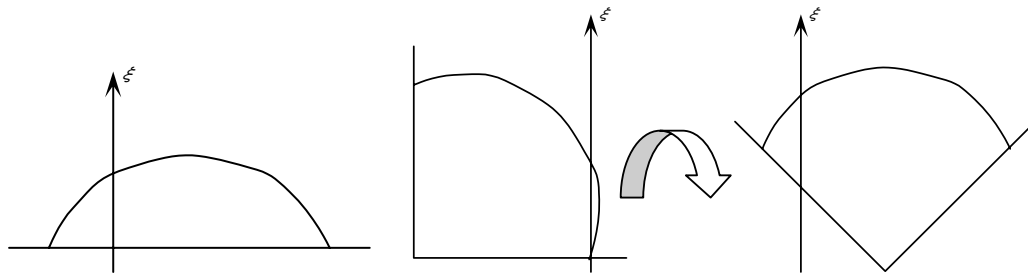
本計算モデルでは、溶融池に作用する力は重力・表面張力のみとし、溶融金属の表面張力および密度は一定であると仮定する。また、本計算モデルでは、溶加材の付加を以下のような仮定の下で行った。

- ① 溶加材の加え方としては、それぞれの時刻における母材の溶融部に溶加材の体積を加える。
- ② 溶融現象に溶加材の付加は影響を及ぼさない。

そして、その基礎式を(2)式に示す。

$$\sigma \left[ \frac{(1 + \xi_y^2)\xi_{xx} + (1 + \xi_x^2)\xi_{yy} - 2\xi_x\xi_y\xi_{xy}}{(1 + \xi_x^2 + \xi_y^2)^{3/2}} \right] = \rho g x \alpha + \rho g y \beta + \rho g \xi \gamma + P_a - \lambda \quad (2)$$

$\sigma$  : 表面張力,  $\xi$  : 表面変位,  $P_a$ :アーク圧力,  
 $\rho$  : 密度,  $g$  : 重力加速度,  $\lambda$  : ラグランジュ乗数  
 $(\alpha, \beta, \gamma)$  : 重力加速度の単位方向ベクトル



(a) Single-valued function      (b) Rotation of an axis to convert double-valued function into single-valued function

Fig.2 Solutions to axis problems of molten pool shape model

この式を熱伝導モデルにより計算された溶融池に適用して差分法を用いて解くわけであるが、本方程式はその表面変位  $\xi$  は変数  $x, y$  に対して一価の関数として定義されている。

このため、Fig.2(a)に示すような溶融池の場合は問題無いが、(b)の左図のような溶融池になると問題を生じる。この問題を解消するためには、(b)の右図に示すようにその表面変位  $\xi$  が可能な限り変数

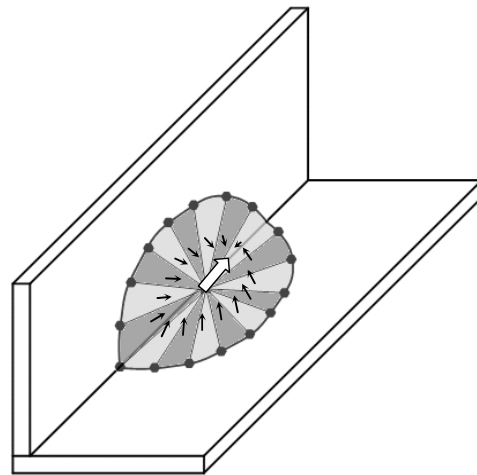


Fig.3 Definition of a direction of molten pool surface

x, y に対して一価の関数となるように  $\xi$  軸を回転する必要がある。しかし、溶接中の溶融池の向きはワーク形状・入熱条件等によって様々に変化するため、計算前にその方向をあらかじめ予測することは困難である。そこで、本計算モデルでは時々刻々変化する溶融池の方向を下記の要領で定義することによって、熱伝導計算モデルから算出される任意の方向を向いた溶融池に(2)を適用することを可能にしている。

溶融池表面方向定義手順 (Fig.3 参照)

- ① 溶融池表面境界の座標群から重心を求める。
- ② 溶融池表面境界座標群の隣接する 2 点と重心の 3 点で構成される三角形の法線ベクトルを求める。
- ③ これらの法線ベクトルの和を溶融池表面方向ベクトルと定義する。

### 1.3 モデルの統合

以上までで、熱伝導計算モデルと溶融形状計算モデルに関してそれぞれ別々に説明をした。ここでは、以上二つのモデルの統合における考え方について述べる。

本計算モデルの計算の流れを以下に説明する。Fig.4 は、溶接線上における縦断面であり、微小時間ステップ間での計算手順を示している。

- (i) トーチ (電極ワイヤ) をある位置に固定する。
- (ii) 非定常熱伝導計算モデルにより、母材をアークで加熱し、その温度場の計算を行う。
- (iii) その微小時間ステップ間で溶融するワイヤ量を母材に投与する。
- (iv) その後、溶融池形状計算モデルを用いて表面ビード形状を計算する。

というものである。ここまで計算が行われると、新たな格子位置にトーチを移動し、同様の方法で目的の位置まで計算が繰り返される。なお本計算で用いた材料物性値を Table1 に示す。

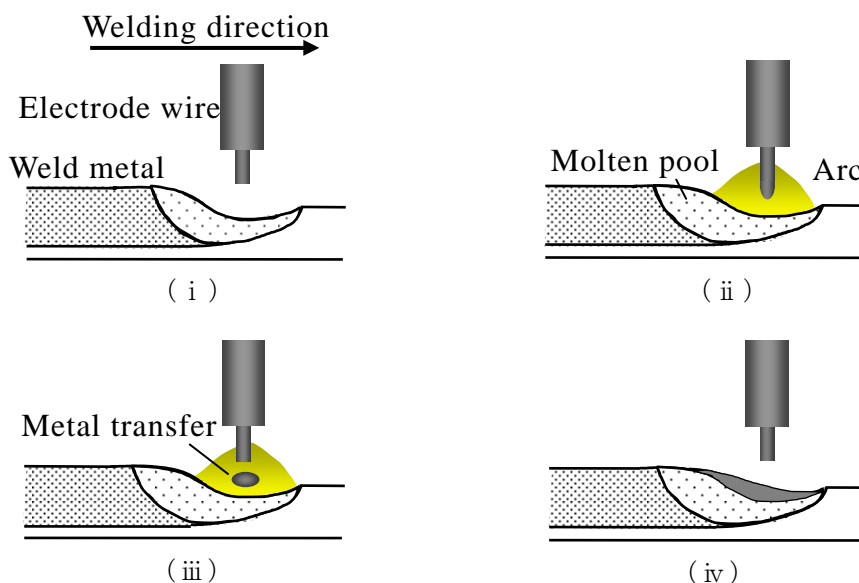


Fig.4 Process of arc welding

Table 1 Physical properties used for calculation

	Mild steel	A1050	A5052
Melting point : $T_m$ [K]	1808	930	922
Latent heat : $L$ [kJ/kg]	$2.72 \times 10^2$	$3.95 \times 10^2$	$3.95 \times 10^2$
Specific heat : $c$ [J/kgK]	830	900	900
Density : $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$273 \leq T < 1808$ $-0.36T + 7.95 \times 10^3$ $1808 \leq T$ 7300	$273 \leq T < 930$ $-1.44 \times 10^{-4}T^2 - 2.79 \times 10^{-2}T + 2705$ $930 \leq T$ 2555	$273 \leq T < 922$ $-1.44 \times 10^{-4}T^2 - 2.79 \times 10^{-2}T + 2680$ $922 \leq T$ 2531
Thermal conductivity : $K$ [J/msK]	$273 \leq T < 1173$ $2.19 \times 10^{-5}T$ $-8.53 \times 10^{-2}T + 97.0$ $1173 \leq T$ 27	$273 \leq T < 671$ 231 $671 \leq T < 930$ $-0.540T + 593$ $930 \leq T$ 91.2	$273 \leq T < 373$ $0.1125T + 121$ $373 \leq T < 573$ $0.05T + 146.35$ $573 \leq T < 673$ 175 $673 \leq T < 773$ $-0.02T + 188.46$ $773 \leq T$ 173
Surface tension : $\sigma$ [N/m]	1.0	0.5	0.5

## 2. 計算結果

### 2.1 MAG 溶接プロセスモデル

Fig.5 に MAG 溶接による水平隅肉溶接の計算例を示す。(a)はアーク圧力を 500Pa とした場合、(b)は 2000Pa とした場合である。この様にアーク圧力を大きく設定することで、熔融金属が熔融池後方に大きく押し出され、非定常的にビード表面形状が変化し、ハンピングビードが形成されていることがわかる。

続いて Fig.6 に、上進及び下進隅肉溶接の計算結果を示す。この図を見ると、上進溶接の場合、重力の影響で溶接進行方向に対して後方に熔融金属が溜まり、Fig.5(b)と同様にビード表面形状が非定常的な変化をしていることがわかる。そして下進溶接

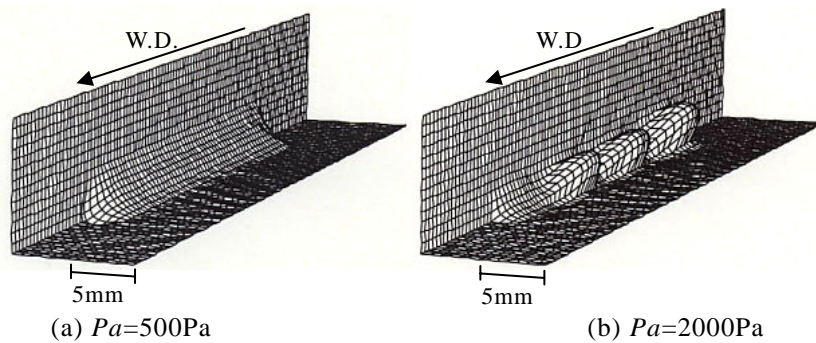
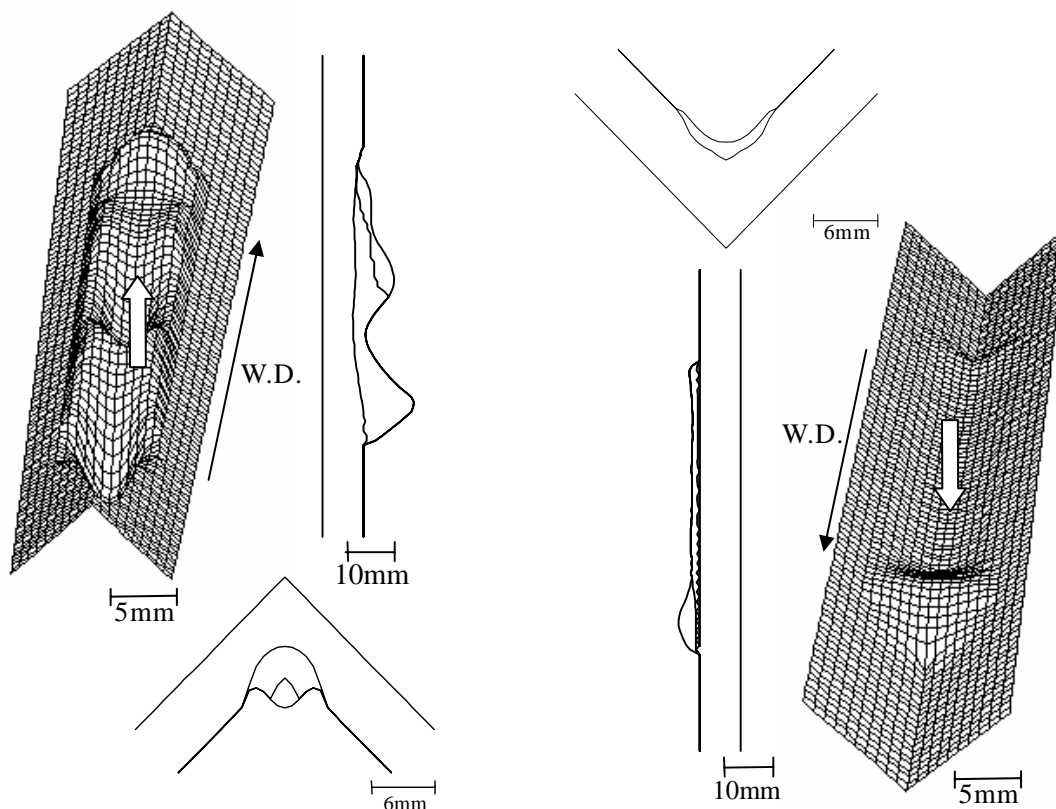


Fig.5 Effect of arc pressure on weld bead profile

(Mild steel,  $I=230A$ ,  $V=25V$ ,  $v=80cm/min$ ,  $R_q=4mm$ ,  $R_p=14mm$ )



(a) Fillet weld in vertical up position (b) Fillet weld in vertical down position

Fig.6 Calculated results in various welding positions

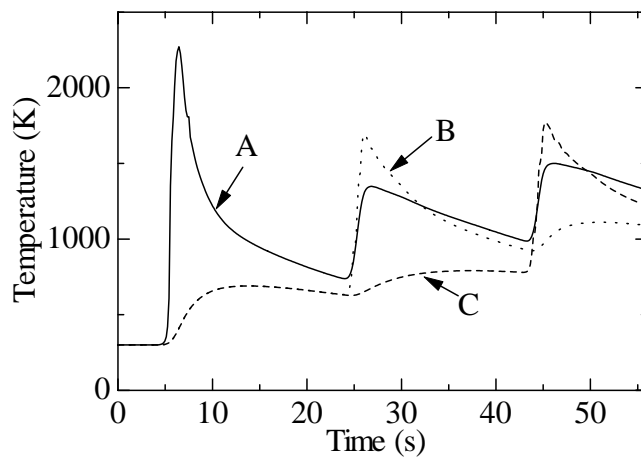
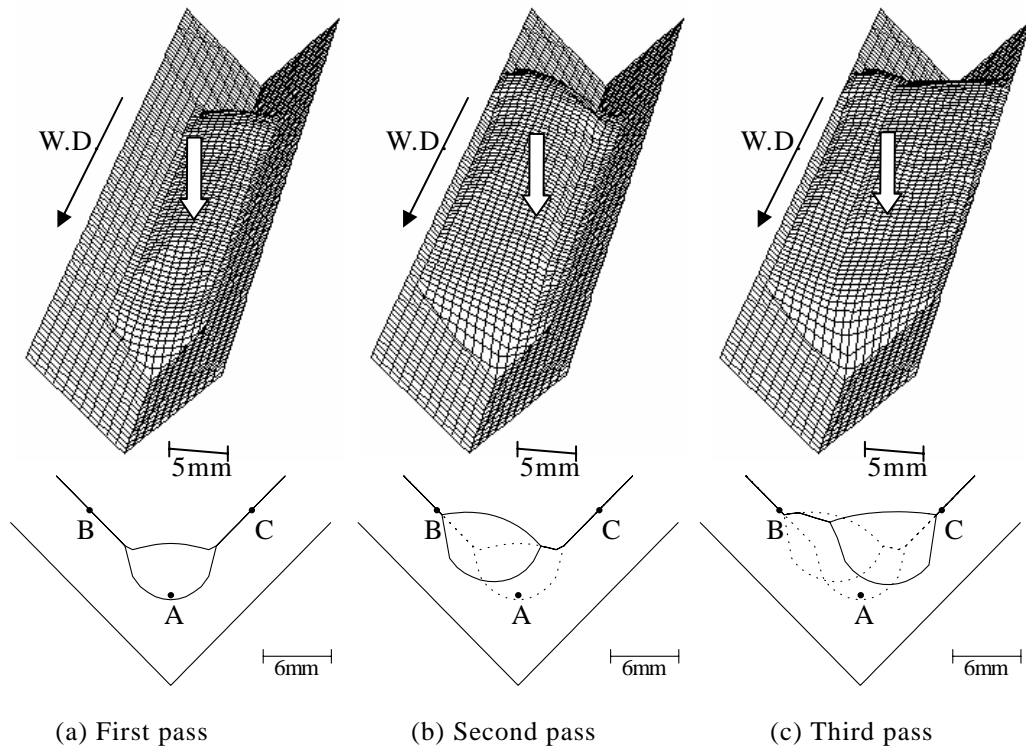
( $I=200A$ ,  $V=30V$ ,  $v=80cm/min$ ,  $Pa=500Pa$ ,  $R_q=4mm$ ,  $R_p=4mm$ )

の場合には、溶接進行方向に対して前方に溶融金属が溜まり、ほとんど肉盛されていないことがわかる。また、両者の溶け込みを比較すると、上進溶接の場合は、入熱位置に溶融金属が少なくなっているため、溶け込み自体が深くなり、逆に下進溶接の場合は入熱位置に溶融金属が溜まるため母材の溶け込みが少なくなっていることがわかる。

次に、多層隅肉溶接の計算例を Fig.7 に示す。左から順に一層目・二層目・三層目となっている。各パス間の冷却時間は  $10[s]$  としている。また(d)は(a), (b), (c)図における点 A, B, C における温度履歴を示している。この温度履歴を見ると、各パスにおける入熱の影響が現れていることがわかる。また、二層目と三層目のビード横断面を比較すると予熱の影響で三層目のビードの方が若干大きくなっていることがわかる。

## 2.2 TIG 溶接プロセスモデル

Fig.8 に本計算モデルによる計算例を示す。この図は、パイプと平板の円周隅肉溶接の様子を示したもので、上から順に溶接開始から  $\pi/2$ ,  $\pi$ ,  $3\pi/2$ ,  $2\pi$  の位置におけるビード外観を表している。また、メッシュの色調は温度分布を示している。この図を見ると、溶接開始から  $\pi/2$  あたりまでは、主にパイプ(外径  $30mm$ )側に主に溶着金属が付着している。本モデルは、熱伝導計算結果による溶融部分に対して表面形状



(d) Temperature history

Fig.7 Calculated example of the three pass welding  
 ( $I=230A$ ,  $V=25V$ ,  $v=40cm/min$ ,  $Pa=500Pa$ ,  $R_p=4mm$ ,  $R_q=4mm$ )

計算を行っており、このことはパイプ側が溶けていることを示している。その後溶接の進行とともに板側が溶けていることがわかる。まず、溶接前半でパイプ側がよく溶ける理由としては、パイプの肉厚が 3mm であるのに対し、板の厚さが 5mm となっているためであると考えられる。また  $\pi$  を過ぎたあたりで今度は板側がよく溶けているが、これは板のサイズが 48mm×48mm と小さいため板の端面からの熱反射の影響が出ているものと考えられる。

続いて Fig.9 に、(a)は軟鋼、(b)は A1050 に対して同条件で溶接を行った場合の計算結果を示す。一番左の図はパイプと板の境界部分における溶接縦断面を現しており、



右の図は溶接開始位置から  $\pi/2$ ,  $\pi$ ,  $3\pi/2$ ,  $2\pi$  の位置における横断面を示している。ただし、縦板として見えているのがパイプで、横板として見えているのが平板である。なお平板の上にパイプを立てる形で計算を行っているので、重力の向きはパイプから板に向かう方向に作用している。縦断面を見ると、アルミニウム合金は軟鋼に比べ熱伝導率が高く密度が低いため、溶接開始直後は溶融池が形成されにくく溶接の進行とともに脚長・ノド厚ともに拡大していく傾向にある。さらに、円周溶接の場合には溶接進行方向とは逆周りの熱の流れの影響が大きく現れるため、その拡大傾向はより顕著になる。そのため、アルミニウム合金の場合、溶接開始から半周を過ぎたあたりで裏波が出てしまっている。また、パイプ表面にアンダーカットが見られる。これは重力の影響によるところもあるが、溶融池が小径円筒曲面上にあるため表面張力の影響によってパイプ側の溶融池がくぼみ易い傾向にあることを示していると考えられる。

次に Fig.10 に A1050 と A5052 の接合を行った場合の計算結果を示す。この図を見ると、板に A5052 を用いた場合は溶接開始直後に形成されるビード断面のサイズが若干大きくパイプを一周する前 ( $3\pi/2$  を過ぎたあたり) に裏波が出ていることがわかる。これは、A5052 は A1050 に比べ低温域で熱伝導率が低く高温域で逆に高くなっていることが影響している。また  $\theta = \pi/2$  の位置における横断面を比較しても、板側 (A5052) の脚長が若干広がっていることわかる。

以上で示した計算結果からもわかるように、アルミニウム合金を溶接する際に一定入熱で溶接を行うと安定したビードを得ることは困難である。そこで、Fig.11 に入熱

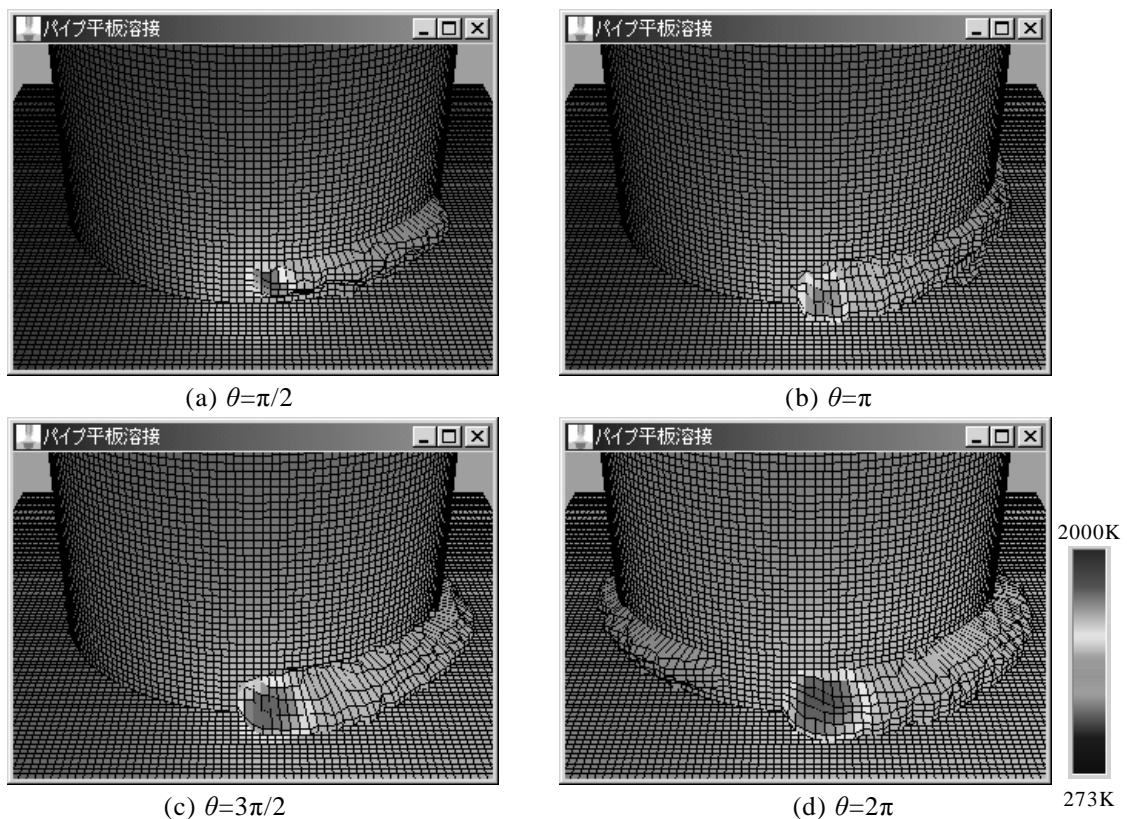


Fig. 8 Example of calculated result  
(Pipe: A1050, Plate: A1050,  $d_{pipe}=30\text{mm}$ ,  $h_{pipe}=3.0\text{mm}$ ,  
 $h_{plate}=5.0\text{mm}$ ,  $q=1500\text{W}$ ,  $v=3.0\text{mm/s}$ ,  $V_f=10\text{mm}^3/\text{s}$ )

を変化させながら溶接を行った場合の計算結果を示す。(a)図は 1800W の一定入熱で溶接を行った場合であるが、この場合溶接開始直後からある程度の大きさのビードが確保されているものの入熱量が大きすぎるため半周を越えたあたりで裏波が出てしまっている。続いて(b)図は 1500W の一定入熱で溶接を行った場合である。(a)図と比較してパイプ一周分裏波が出ることなく溶接可能になってはいるが、溶接開始から 1/4 周あたりまで十分なビードサイズが得られていないことがわかる。そして、(c)図に Fig.12 に示すような入熱パターンで溶接を行った場合の計算結果を示す。この様に入熱を制御することによって溶接開始直後からパイプを一周するまで比較的安定したビードが得られていることがわかる。

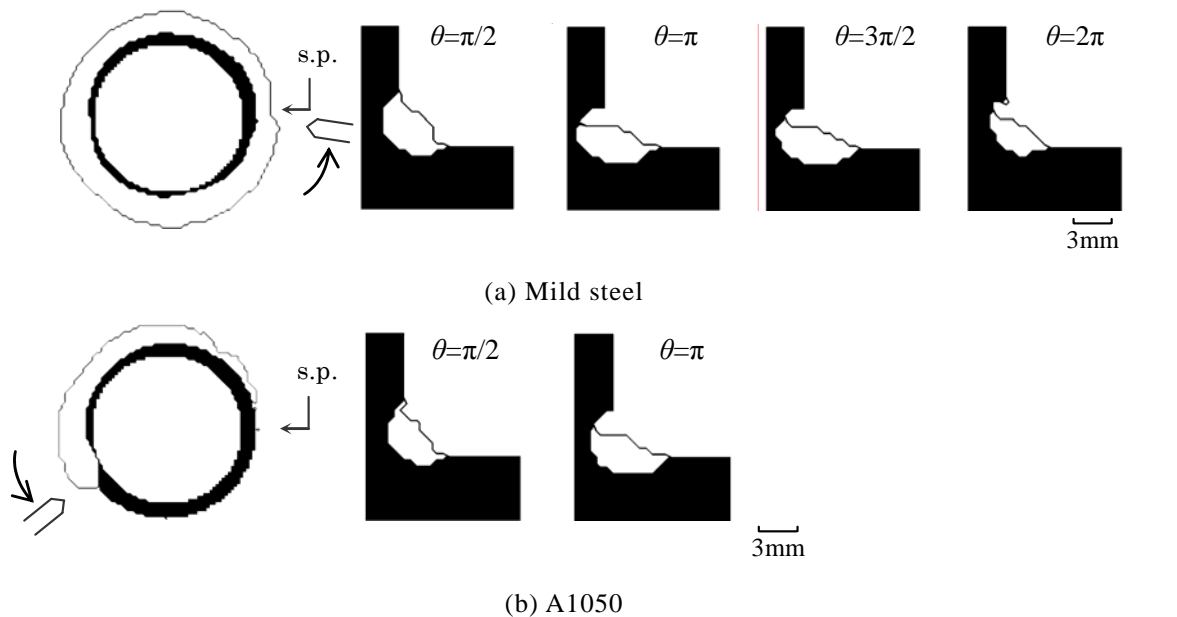


Fig.9 Comparison between mild steel and A1050 weld bead profiles  
 ( $d_{pipe}=30\text{mm}$ ,  $h_{pipe}=3.0\text{mm}$ ,  $h_{plate}=5.0\text{mm}$ ,  $q=1700\text{W}$ ,  $v=3.0\text{mm/s}$ ,  $V_f=10\text{mm}^3/\text{s}$ )

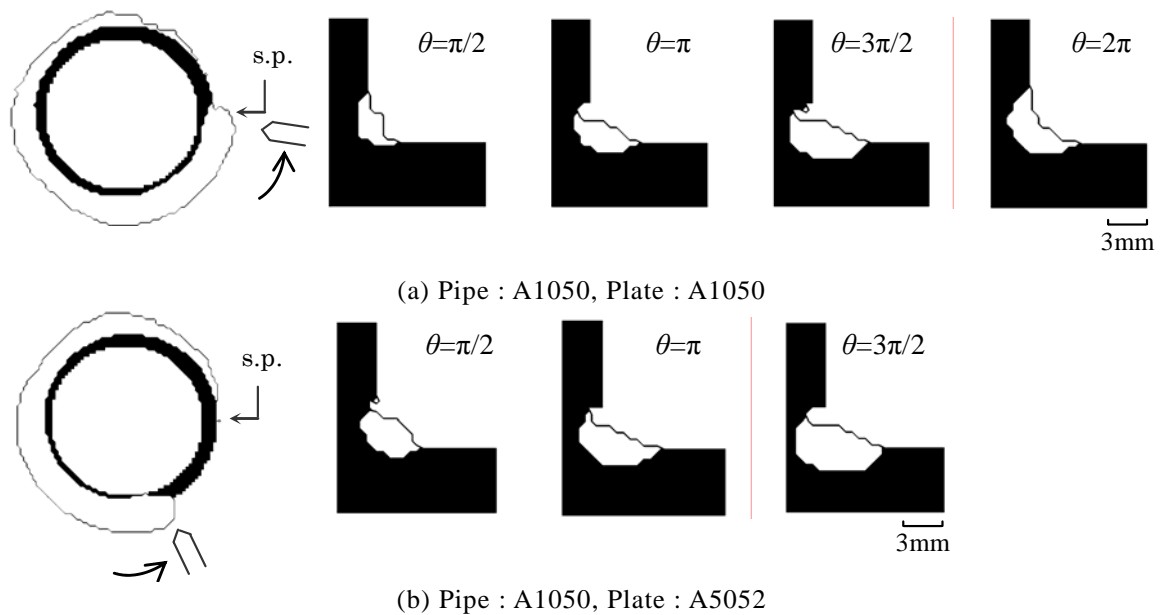
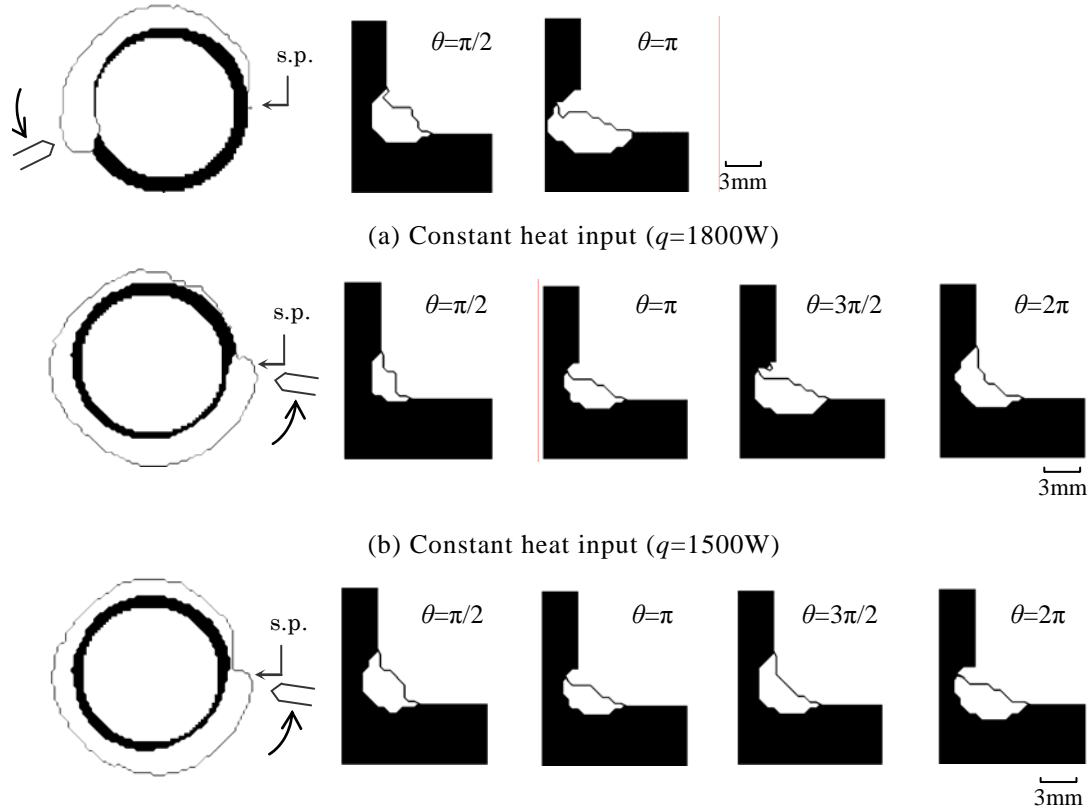


Fig.10 Effect of physical properties on weld bead profile  
 ( $d_{pipe}=30\text{mm}$ ,  $h_{pipe}=3.0\text{mm}$ ,  $h_{plate}=5.0\text{mm}$ ,  $q=1500\text{W}$ ,  $v=3.0\text{mm/s}$ ,  $V_f=10\text{mm}^3/\text{s}$ )

### 3. まとめ

本モデルは、以上に示した計算結果からわかるように、全姿勢溶接に対応している。このことにより、このモデルはパイプの円周溶接のみならず、計算対象となるワークの形状を任意に設定することが可能である。



(c) Controlled heat input pattern (Fig.12)

Fig.11 Effect of heat input on weld bead profile  
(A1050,  $d_{pipe}=30\text{mm}$ ,  $h_{pipe}=3.0\text{mm}$ ,  $h_{plate}=5.0\text{mm}$ ,  $v=3.0\text{mm/s}$ ,  $V_f=10\text{mm}^3/\text{s}$ )

そこで今後は、本モデルの妥当性を実験結果と比較することにより検討するとともに、様々なワーク形状に対するモデルを構築しモデルの汎用性を高めることを目標とする。また、実際の溶接現場でも簡単に利用できるよう、本モデルのソフトウェア化を進めている最中である。

### 4. 謝辞

本研究は経済産業省重要地域技術開発制度の一環として、NEDO から JSUP を通じて委託された「溶接技術の高度化による高効率・高信頼性溶接技術の開発」の成果である。

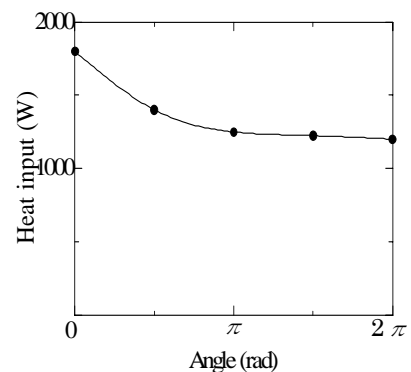


Fig.12 Heat input pattern

## 参考文献

- 1) Tanaka K, Tanaka M, Terasaki H, Usio M and Lowke J, Numerical modeling of arc Plasma and Weld shape in stationary TIG welding, Proc. the 7th International Symposium of Japan Welding Society. 1. (2001)
- 2) Yoshinori HIRATA, Yasuhiro ASAI, Kazuhiro TAKENAKA, Shinji OHGAKI, Fumikazu MIYASAKA, Takayoshi OHJI, 3D-numerical model predicting penetration shape in GTA welding, Material Science Forum, Vols.426-432, pp.4045-4050 (2003)
- 3) Takeshi masutani, Fumikazu Miyasaka, Takayoshi Ohji, Yoshinori Hirata , A mathematical modeling of circumferential GTA welding of pipe, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, Vol.14, No.4, pp.649-653 (1996)
- 4) Tomoyuki YOKOGAWA, Fumikazu MIYASAKA, Takeshi MASUTANI, Takayoshi OHJI, Yoshinori HIRATA , A mathematical modeling of circumferential GTA welding of pipe with single-Vee groove, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, Vol.16, No.3, pp.324-331 (1998)
- 5) Fumikazu MIYASAKA, Tomoyuki YOKOGAWA, Takeshi MASUTANI, Hiroshi, NISHIKAWA, Takayoshi OHJI, Yoshinori HIRATA, Model Analysis of Circumferential GTA Welding of Pipes, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, Vol.16, No.4, pp.471-478 (1998)
- 6) Takayoshi Ohji, Yoko Tsuji, Fumikazu Miyasaka Takeshi Yamamoto, Mathamatical Modeling of Metal Active Gas(MAG) Arc Welding, Journal of Material Science and Technology, Vol.17, No.1, pp.167-168 (2001)
- 7) Yamamoto T, Ohji T, Miyasaka F, Tsuji Y, Mathematical modeling of metal active gas arc welding, Science and Technology of Welding and Joining, Vol.7, No.4, pp.260-264 (2002)
- 8) Gordon D. Smith, Numerical Solution of Partial Differential Equations, Oxford University Press (1965)
- 9) Suhas V. Patankar, NUMERICAL HEAT TRANSFER AND FLUID FLOW, Hemisphere Publishing Corporation (1980)