

抵抗シーム溶接性に及ぼす通電領域の影響

深井 潤*・馬場 俊一郎*・豊増 康昭*・宮武 修*
清水 信義*²・西本 信幸*³・林田 貴裕*⁴

Effect of Electric Current Path Area on Resistance Seam Weldability

Jun FUKAI, Syunichiro BABA, Yasuaki TOYOMASU, Osamu MIYATAKE
Nobuyoshi SHIMIZU, Nobuyuki NISHIMOTO and Takahiro HAYASHIDA

Synopsis : Two-dimensional model describing electric conduction and heat transfer within electrodes and plates during resistance seam welding is developed. The model is numerically solved using a finite element method. The effect of electric current path length on welding phenomena is numerically investigated. The calculation demonstrates that decrease of the current path length on the electrode/plate and plate/plate interfaces shortens the heat affected zone and that it decreases weldable current range.

The effect of tin coating weight on the heat affected zone and weldable current range is experimentally investigated. As a result, the weldable current range and the heat affected-zone length decrease with decreasing the tin coating weight. A comparison between the calculation and the experiment shows that the experimental results can be explained by the change in the current path length. The model also predicts the experimental relation between weldability and dynamic electric resistance measured between the electrodes.

Key words : welding ; modeling ; weldable current range ; current path area ; contact resistance ; finite element method.

1. 緒言

抵抗シーム溶接法を用いた飲料缶，食缶，エアゾール缶などの製造において，従来から，溶接速度の向上，板厚の低減，めっき量の減少が重要な課題となっている。しかし，これらの操作は一般的に溶接性を低下させることが知られている^{1,2)}。この原因を明らかにするために多くの研究がなされ，電極間の静的あるいは動的抵抗が高いほど溶接性は低下することが報告されている³⁻⁶⁾。一方，山本らは，操作条件による通電領域の相違を実験的に観察し，溶接性の相違は通電領域に起因することを指摘している^{7,8)}。また，かれらは2次元非定常伝熱解析を行い，接合面の接触抵抗が接合面での発熱に対して無視できない役割を果たしていることを報告している⁹⁾。しかしながら，通電領域と動的抵抗，溶接可能電流範囲などの関係について定量的な検討はなされていない。

本研究では，2次元電導・伝熱モデルを用いて，溶接中の電場および温度場を数値計算し，接触面の通電開始位置が熱影響部の形状，溶接可能電流範囲および電極間の動的抵抗に及ぼす影響を検討した。また，鋼板表面のすず量を変化させた場合の実験を行い，本モデルによってどの程度

まで実験の傾向を予測できるか検討した。

2. 解析モデル

2次元解析モデルの座標系をFig. 1に示す。図中， Ω および

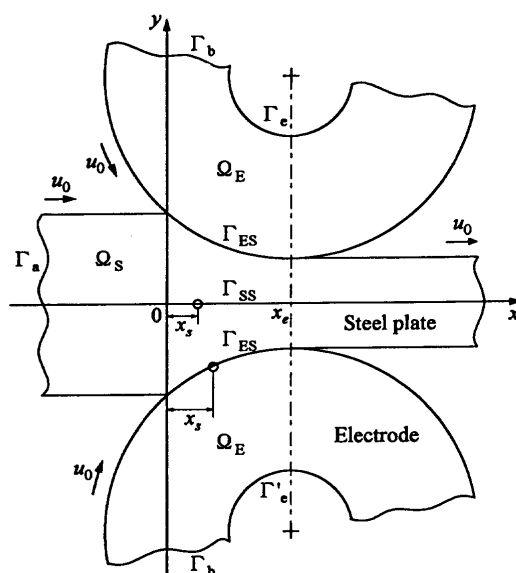


Fig. 1. Modeling of welding section.

平成10年1月5日受付 平成10年3月13日受理 (Received on Jan. 5, 1998; Accepted on Mar. 13, 1998)

- * 九州大学大学院工学研究科 (Graduate School of Engineering, Kyushu University, 6-10-1 Hakozaki Higashi-ku Fukuoka 812-8581)
- * 2 東洋鋼鈑(株)技術研究所 (Technical Research Laboratory, Toyo Kohan Co., Ltd.)
- * 3 東洋鋼鈑(株)表面処理部 (Surface Treatment Department, Toyo Kohan Co., Ltd.)
- * 4 鋼板工業(株)電子材料工場 (Electronic Material Plant, Kohan Kogyo Co., Ltd.)

び Γ はそれぞれ解析領域および境界面を示す。モデル化に際して以下の仮定を用いた。(1)電極に加えられる荷重によって溶接前後で板厚は変化するが、鋼板速度 u_0 は変化しないとした。すなわち、板厚変化による鋼板の質量はx-y面の垂直方向へ移動すると仮定した。(2)溶接区間で加熱された電極は、一周する間に十分冷却される。

電極と鋼板の接触開始位置同士を結んだ線と鋼板接合面の交点を原点とする。電極内の無駄な計算を省くために、中空状の扇形電極を解析領域として与えている。

電場に関する基礎方程式は以下のように与えられる。

$$(\nabla \cdot \sigma_i \nabla V_i) = 0 \text{ in } \Omega_i \quad (i=E, S) \quad (1)$$

ここに、 V は電圧、 σ は導電率である。添え字EおよびSは、それぞれ電極および鋼板であることを示す。電極の中心側境界面(Γ_e および Γ_e')において、電圧は正弦波状に変化するとした。

$$V = (\Delta V/2) \sin(2\pi t/t_p) \text{ on } \Gamma_e \quad (2)$$

$$V = -(\Delta V/2) \sin(2\pi t/t_p) \text{ on } \Gamma_e' \quad (3)$$

ここに、 ΔV は電圧振幅、 t_p は電流周期である。これ以外の表面は、電氣的に絶縁されているとした。接触抵抗を考慮するために、電極-鋼板および鋼板間の各接触面(Γ_{ES} および Γ_{SS})において、微小厚さ δ の領域を考え、導電率を次式で与えた。

$$\sigma_x = 0, \sigma_y = 2\delta/r \text{ on } \Gamma_{ES}, \Gamma_{SS} \quad (4)$$

ここに、 r は接触抵抗の大きさを表す物理量であり、接触抵抗測定装置などで測定される接触抵抗値に接触面積を掛けた値に相当する。

電極からの加圧分布によって接触面には接触抵抗分布が生じ、接触抵抗が無限大からある程度低下した後に電流が流れ始めることが推察できる。しかしながら、付録に示すように、接触抵抗の逆数が線形に変化するとしても、鋼板内の通電領域はほとんど変化しない。そこで、接触抵抗はステップ的に変化するとして、通電開始位置を x_s で記す。

温度場の基礎方程式は、電極の回転および鋼板の移動を考慮して以下のように与えた。

$$(C_p \rho)_i (\partial T_i / \partial t + u \cdot \nabla T_i) = (\nabla \cdot \lambda_i \nabla T_i) + Q_i \text{ in } \Omega_i \quad (i=E, S) \quad (5)$$

ここに、 T は温度、 C_p は比熱、 λ は熱伝導度、 ρ は密度、 u は速度ベクトル、および Q は単位体積当たりの発熱量である。 u は各位置における移動方向を考慮して与えた。また、発熱量は次式により与えられる。

$$Q_i = \sigma_i \{ (\partial V_i / \partial x)^2 + (\partial V_i / \partial y)^2 \} \quad (i=E, S) \quad (6)$$

初期において、電極および鋼板温度は均一温度 T_0 (常温)に保たれているとした。

$$T_S = T_E = T_0 \text{ at } t = 0 \quad (7)$$

境界条件に関して、上記仮定(2)により、電極の端面 Γ_b を一定温度 T_0 で与えた。また、鋼板も同一温度で供給されるとした。

$$T_S = T_E = T_0 \text{ on } \Gamma_a, \Gamma_b \quad (8)$$

電極中心部は通常水冷却されるので、 Γ_e および Γ_e' においてニュートン冷却の境界条件を与えているが、冷却水温度(0-20°C)および熱伝達係数(0-2×10⁴W/(m²·K))が鋼板内温度に影響しない程度に、電極幅(Γ_b の長さ)を大きくして計算を行っている(Fig. 4参照)。また、接触面における伝熱抵抗は考慮していない。

以上の基礎式を、有限要素法を用いて数値計算した。電極および鋼板の導電率、熱伝導度、比熱および密度としては、銅および鉄の物性値を与え、その温度依存性を考慮した。計算初期における電場・温度場は、過渡的な応答を示した後に準定常状態に達する。そこで、準定常状態になった後の各物理量を用いて検討を行った。また、鋼板が受ける熱履歴は、温度分布が準定常になった後、加熱周期2周期分の長さを有する別の領域を、電極前方から鋼板内の速度分布に合わせて移動させながら、最高温度を記憶させることによって求めた。

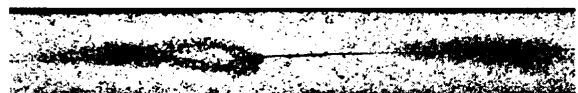
3. 実験

スードロニック社製FBB5600(上電極径=85mm, 下電極径=49mm)を用いて、すずめっき量の異なる鋼板(板厚=0.18mm)を溶接した。溶接条件は、加圧力=450N, オーバラップ量=0.4mm, 溶接速度=70m/minおよび交流周波数=540Hzである。溶接された鋼板断面の熱影響部(HAZ)をFig. 2に示す。いずれも、溶接可能電流範囲の上限付近の結果である。すず量の少ない方のHAZが溶接方向に短くなっている。すず量と溶接電流の下限値(I_{min})および上限値(I_{max})の関係をFig. 3に示す。ここに、 I_{min} はピール試験によって決定し、 I_{max} はスプラッシュの発生状態から目視によ

(a) Tin coating weight=2.8 g/m²



(b) Tin coating weight=0.3 g/m²



Moving direction →

0.4mm

Fig. 2. Heat affected zone.

り決定した。溶接電流はわず量の増加とともに増加し、溶接可能電流範囲($I_{max}-I_{min}$)も増加している。

4. 計算結果

計算領域の要素分割例をFig. 4 に示す。電極径は85mmとして、溶接前後の板厚寸法は実験結果に基づいて、それぞれ0.18mmおよび0.13mmとした。図に示す電極領域の寸法および電極接触前後の板長さであれば、計算領域が結果に影響を与えないことを確認している。

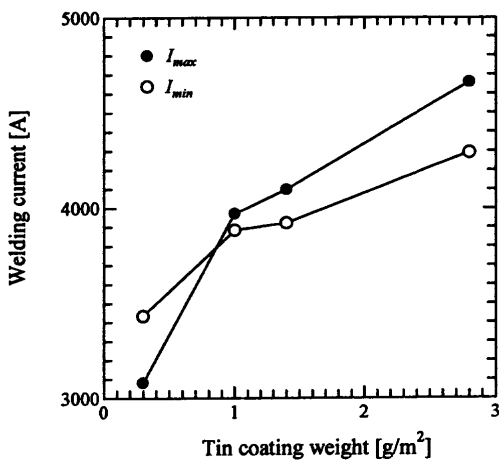


Fig. 3. Relation between tin coating weight and weldable current range.

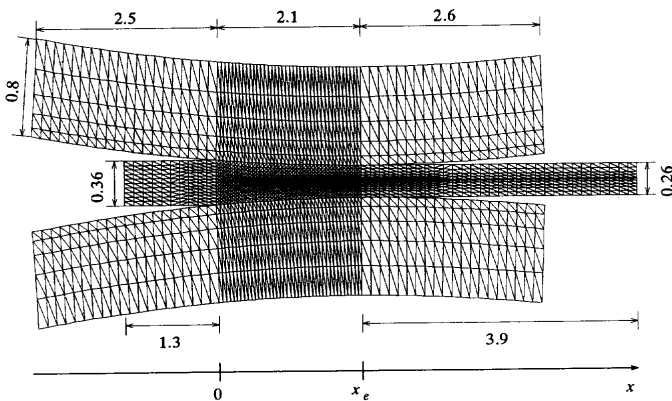


Fig. 4. Computational domain discretized by triangular elements.

計算は、通電開始位置 x_s および通電領域における接触抵抗値 r を変化させて行った。計算条件をTable 1 に示す。ここに、 x_e は電極の中心位置である(Fig. 1 参照)。Case Aは接触面全体で電流が通過し、接触抵抗がない場合である。Case BおよびCは、電極-鋼板面(Γ_{ES})あるいは鋼板間面(Γ_{SS})の通電開始位置を後退させた場合、Case Dは接触面の通電可能領域に有限の接触抵抗を与えた場合である。なお、接触面における r 値が $10^{-12}\Omega\cdot m^2$ 以下であれば、接触抵抗の存在が無視できたので、 $r=0$ における結果は $r=10^{-12}\Omega\cdot m^2$ として計算している。また、Case Dは通電領域における接触抵抗が溶接性に及ぼす影響を検討するための計算であり、溶接性の悪化が動的接触抵抗の増加に起因しているという仮定下におけるものでない。

4.1 発熱領域

電流値がピークに達した時点における温度分布計算例をFig. 5 に示す。図中、○印は通電開始位置である。最高温度が約 $1300^\circ C$ となる条件で比較してある。通電開始位置が後退すれば、鋼板内の電流通過領域が制限されるので、発熱領域は減少する。また、 x_e が大きな方の接触面における通電開始位置付近で、電流集中による発熱が観察される。特に、Case C 1 の場合、鋼板間の通電開始位置付近から温度が急激に上昇している。

Case D 1 では、電極-鋼板面の発熱は鋼板から電極への熱損失を防ぐように作用するので、Case A に比べて厚さ方向の温度分布は緩やかになる。一方、Case D 2 では、接合面の発熱によって中心部温度が上昇し、厚さ方向の温度分布は急激になる。

4.2 熱影響部の形状

Fig. 5 の各条件に対応する最高到達温度分布の計算結果をFig. 6 に示す。著者らが組織粒の観察から鋼板内断面の温度分布を推定した結果、HAZの大部分は約 $1200^\circ C$ 以上に加熱された領域であることがわかった¹⁰⁾。 $1200^\circ C$ の等温線(図中、太線)の形状について検討すれば、通電開始位置の後退とともに、HAZの長さは短くなる傾向にあることが予測される。これは、鋼板内の発熱領域が減少することに起因している。一方、Case D 1 において、接触抵抗はHAZの長さを短くするように作用している。これは、Fig. 5 に示すよう

Table 1. Numerical results.

	Γ_{ES}		Γ_{SS}		$T_{c, max}-T_{c, min}$ [K]	$dT_{c, min}/dI$ [K/A]	$dT_{c, max}/dI$ [K/A]	$I_{max}-I_{min}$ [A]
	x_s/x_e [-]	r [$\Omega\cdot m^2$]	x_s/x_e [-]	r [$\Omega\cdot m^2$]				
Case A	0	0	0	0	142	3.8	4.0	48
Case B1	0.25	0	0	0	291	4.5	5.7	10
Case B2	0.75	0	0	0	731	5.1	11.2	-76
Case C1	0	0	0.25	0	281	4.7	5.9	12
Case C2	0	0	0.75	0	700	5.5	12.3	-64
Case D1	0	10^{-10}	0	0	196	3.2	3.7	43
Case D2	0	0	0	10^{-10}	89	2.8	2.9	91

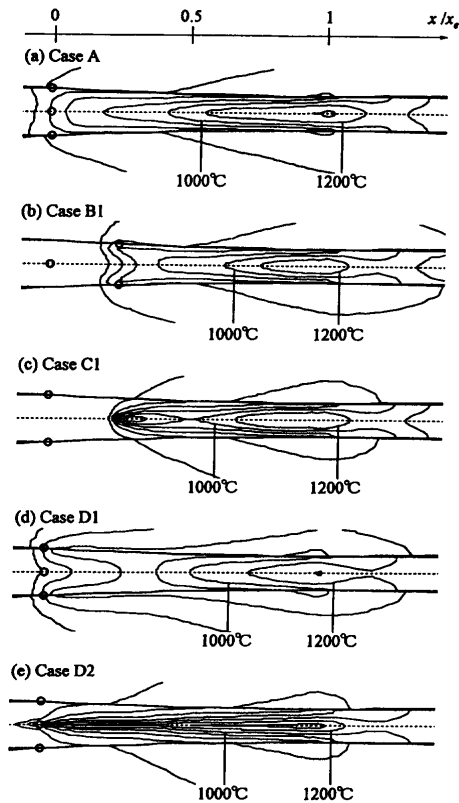


Fig. 5. Calculated transient temperature distribution.

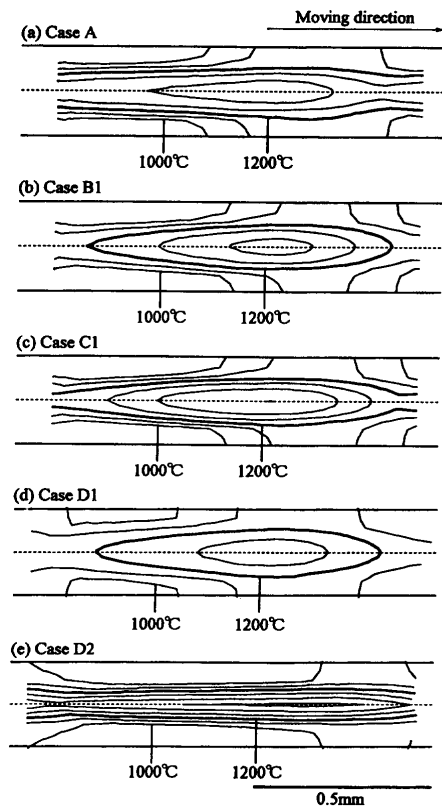


Fig. 6. Calculated reached maximum temperature distribution.

にCase D1の高温領域がCase Aより狭いためである。Case D2において発熱が鋼板間で起こるために、HAZの長さは長くなる。

HAZの長さは、鋼板間面における最高到達温度の温度振幅と関係づけることができる。すなわち、その最大温度 $T_{c,max}$ と最小温度 $T_{c,min}$ の差が大きほど、HAZの長さは短くなる。Table 1に後述で定義される I_{max} における温度振幅($T_{c,max}-T_{c,min}$)を示した。この表からも、HAZの長さは、鋼板間で接触抵抗を与えた場合に長くなり、その他の操作において短くなっている。なお、HAZの厚さについては、Case D2の場合明らかに小さくなったが、それ以外について明瞭な影響は観察されなかった。

4・3 電流値と鋼板間温度の関係

溶接可能電流範囲について考察するために、最高到達温度(Fig. 6)の鋼板間面における最大値($T_{c,max}$)および最小値($T_{c,min}$)に注目した。スプラッシュが鋼板間面付近の溶融によって生じることを考慮すれば、 $T_{c,max}$ が融点以上に達し、ある量の鋼板が溶融する場合の電流値が I_{max} に相当すると考えられる。どの程度の溶融量によってスプラッシュが観察されるかは不明であるので、ここでは溶接可能温度の上限を 1537°C (純鉄の融点)と仮定した。一方、 I_{min} は鋼板間のある程度の面積が圧接されるのに必要な電流である。その正確な温度についても不明であるが、HAZの形成温度に関係づけて下限温度を 1200°C と仮定した。なお、安仲ら⁴⁾は、飲料缶用鋼板の溶接温度は $800-1000^{\circ}\text{C}$ 以上であることを報告している。

各条件における $T_{c,max}$ および $T_{c,min}$ と電流値の関係をFig. 7に示す。なお、電流値には実効値を採用している。仮定した溶接温度領域の上下限を点線で示した。また、Table 1には、 I_{max} における $T_{c,max}$ および $T_{c,min}$ の電流に対する傾き、および $I_{max}-I_{min}$ 値を示した。まず、図より、通電開始位置が後退しても、接触抵抗が存在しても、 $T_{c,min}$ が溶接可能温度領域に達する電流値は減少する。しかし、Case Aを基準とした曲線の傾きは、通電開始位置が後退するほど大きくなり、鋼板間の温度振幅($T_{c,max}-T_{c,min}$)も大きくなる。したがって、通電開始位置が後退するほど、溶接可能電流範囲は減少する。一方、接触抵抗は曲線の傾きを小さくする。Case D1の場合、温度振幅が大きくなるので、 $I_{max}-I_{min}$ は減少する。しかし、Case D2の場合には、温度振幅が小さいので、 $I_{max}-I_{min}$ は大きくなる。

4・4 電極間抵抗の経時変化

電流値と電圧値から求められた電極間抵抗の経時変化をFig. 8に示す。Case Bにおいて通電開始位置が後退するに当たって、電極間抵抗の時間平均値および振幅は増加する。抵抗振幅が大きくなるのは、通電開始位置の後退とともに、発熱領域が狭くなることによって、鋼板内の温度変動が大きくなり、鋼板抵抗の温度依存性の影響が現れるためである。Case Cの結果は示さないが、Case Bの曲線にほぼ一致している。一方、Case Dにおいて、接触抵抗は電極間抵抗の時間平均値を増加させるが、振幅にはほとんど影響を与えない。これは、温度依存性を考慮していない接触

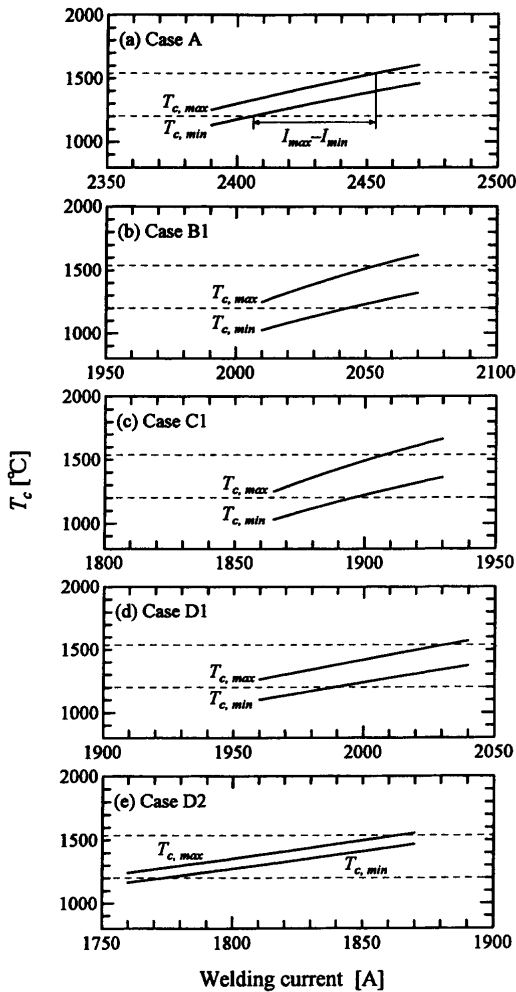


Fig. 7. Relation between welding current and minimum and maximum temperatures along plate/plate interface.

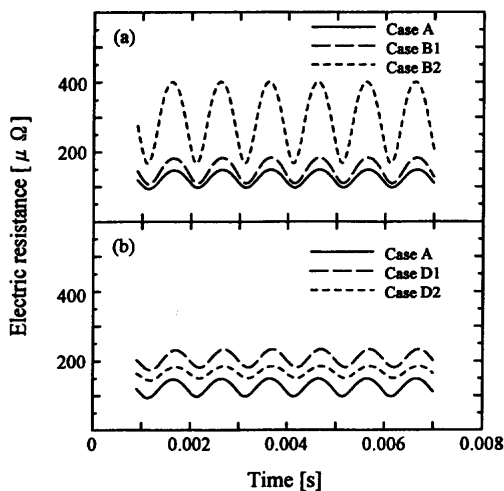


Fig. 8. Transient electric resistance between electrodes.

抵抗が電極間抵抗の増加分に相当しているためである。

5. 考察

Case BおよびCにおいて接触抵抗が存在する計算は行って

いない。しかし、接触抵抗が温度分布等に及ぼす影響は、Case Aを基準としてCase Dで観察される影響と同じであることは容易に予測できる。したがって、通電開始位置が後退するとともに、電極-鋼板間の接触抵抗が増大すれば、HAZはさらに短くなり、溶接可能電流範囲はさらに減少する。また、鋼板内の発熱領域は、通電開始位置が後方に位置する接触面上の通電長さに支配されることを既に報告している¹¹⁾。このことは、Fig. 5のCase B1およびC1において、 $x/x_e < 0.25$ の領域がほとんど発熱していないことからわかる。すなわち、Case B1において鋼板間の無次元通電開始位置(x_s/x_e)あるいはCase C1における電極-鋼板間の無次元通電開始位置が0.25以下であれば、Fig. 5-7の計算結果に大きな変化はない。通電が良好なCase Aのような場合、力学的に考えれば鋼板間の x_s が負になる可能性もある。しかし、このような場合でも、電極-鋼板間の通電開始位置が変化しない限りにおいて計算結果に影響はない。

実験結果と計算結果を定性的に比較すれば、めっき量の減少によるHAZ長さおよび溶接可能電流範囲の減少は、通電開始位置の後退によって説明できることがわかる。また、難溶接材ほど溶接中の電極間抵抗の振幅が大きくなることが報告されており⁵⁾、Fig. 8 (a)に示す結果はこの傾向を定性的に予測している。

通電開始位置と溶接可能電流範囲の関係を考える場合、Fig. 7 (a)-(c)に示すように $T_{c,max}$ および $T_{c,min}$ の電流に対する傾きが重要な因子となる。そこで、 $dT_{c,max}/dI$ および $dT_{c,min}/dI$ に及ぼす通電開始位置の影響について考察する。通電領域が異なっても、電極への熱損失が同程度であるとすれば、発熱領域の平均温度は発熱量に比例する。したがって、電流と発熱量の関係を考察する。単位体積当たりの発熱量 Q は、オームの法則より次式で与えられる。

$$Q = (I/S)^2 / \sigma \dots \dots \dots (9)$$

ここに、 S は通電領域の断面積である。通電領域が狭くなるほど、 S は小さくなる。導電率 σ を一定とすれば、Fig. 9 (a)の点線で示すように、 S が小さなほど同一発熱量における dQ/dI は大きくなる。実際には、鉄の σ は常温から 1000°C 以上で一桁小さくなるので、 I - Q 曲線は実線で示すように高電流側で急激になる。この場合についても、 σ の温度依存性が I - Q 曲線に及ぼす影響は同程度であるので、 S が小さなほど dQ/dI は大きくなる。実際、 1000°C における σ (=一定)を用いて計算を行った結果、 $dT_{c,max}/dI$ は、Case Aにおいて 1.8K/A 、Case B1において 2.3K/A となり、接触抵抗の温度依存性を考慮しない場合でも、 S の小さな方が dT/dI は大きくなる。

一方、接触抵抗を変化させた場合、 S は一定であり、 σ は接触抵抗分だけ減少する。もし、 σ の温度依存性が I - Q 曲線に及ぼす影響が接触抵抗に依らず同程度であれば、 σ が小さなほど同一発熱量における dQ/dI は大きくなる。しかし、接触抵抗には温度依存性を考慮していないので、Fig. 9 (b)に

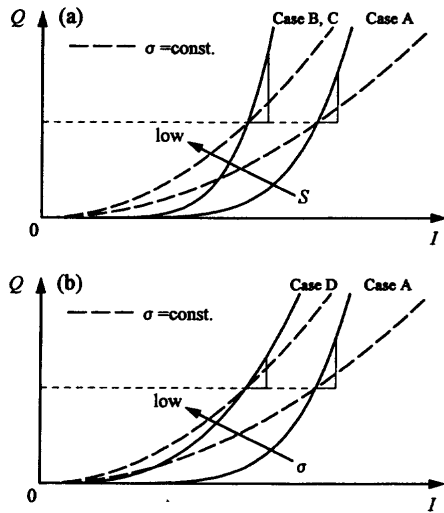


Fig. 9. Relation between current and heat generation.

示すように、 σ が小さなほど σ ＝一定における曲線との差は小さくなるはずである。したがって、同一発熱量における dQ/dI は σ の減少とともに減少する場合が生じる。ここで、Case Aの方が σ の温度依存性の影響を大きく受けているという推察が正しければ、 σ を一定とした場合、Case Aの dQ/dI はCase Dより小さくなるはずである。それを確認するために、1000°Cにおける導電率(＝一定)を用いた計算を行った。その結果、Case D 1における $dT_{c,max}/dI$ は2.3K/Aとなり、Case A($dT_{c,max}/dI=1.8K/A$)より大きくなった。

6. 結言

各接触面の通電長さと同電部の接触抵抗が、熱影響部の形状および溶接電流に及ぼす影響を数値計算によって検討した。缶用抵抗シーム溶接において、溶接性が低下するほど熱影響部の長さが短くなり、電極間抵抗の振幅が大きくなることが報告されているが、この関係は通電領域の相違から説明できることを数値的に示した。

通電領域における接触抵抗値を変化させた計算も行った。鋼板間面は圧接されるので、めつき量が減少しても鋼板間の接触抵抗は大きく変化しないであろう。一方、電極-鋼板間の接触抵抗はめつき量の減少とともに増加する可能性がある。本計算によれば、この接触抵抗の増加は、熱影響部の長さを短くし、溶接可能電流範囲を減少させる方向に作用する。したがって、通電領域における電極-鋼板間の接触抵抗の増加は、溶接性が悪化する一因となり得る。

付 録

電極-鋼板間において接触抵抗が変化する場合を例に説明

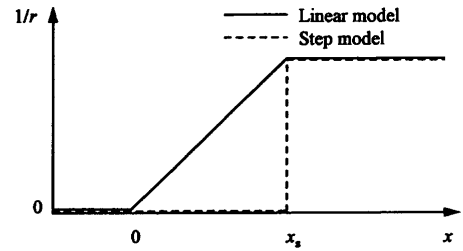


Fig. A1. Modeling of electric contact resistance along interface.

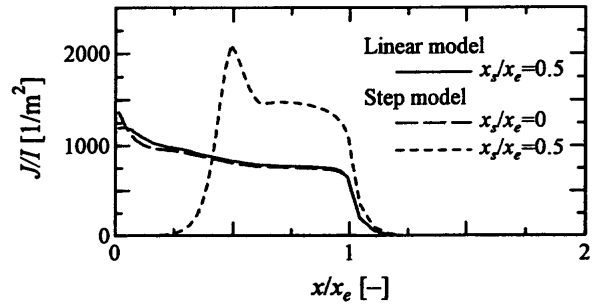


Fig. A2. Transient current density distribution along plate/plate interface.

する。Fig.A1に示すように、 $1/r$ が接触開始位置($x=0$)から x_s まで直線的に変化する場合は線形モデルとする。また、 x_s においてステップ的に変化するモデルをステップモデルとする。

Fig.A2に、鋼板間面における電流密度分布を示す。縦軸は電流値で規格化してある。線形モデルの電流密度は、ステップモデルの $x_s/x_e=0.5$ より $x_s/x_e=0$ に近いことがわかる。これより、接触抵抗の逆数が線形に変化する程度のモデルでは通電開始位置の後退は説明できず、実際の接触抵抗はより急激に変化していることが予測される。以上のことから、本研究ではステップモデルを採用している。

文 献

- 1) 山本利雄, 奥田滝夫: 溶接学会誌, 46 (1977), 534.
- 2) 安仲健二, 藤村 司: 東洋鋼鉄技報, 25 (1982), 9.
- 3) 菊池利裕, 緒方 一, 望月一雄, 森戸延行, 市田俊郎: 材料とプロセス, 4 (1977), 1616.
- 4) 安仲健二, 藤村 司: 東洋鋼鉄技報, 26 (1984), 13.
- 5) M.Ichikawa and T. Saito: 4th International Tinplate Conference, ITRI, Middlesex, (1988), 446.
- 6) 古屋博英, 岩佐浩樹, 渡辺豊文, 渡辺 勉: 材料とプロセス, 2 (1989), 637.
- 7) 山本利雄, 奥田滝夫: 溶接学会誌, 46 (1977), 748.
- 8) 山本利雄, 奥田滝夫: 溶接学会誌, 47 (1978), 709.
- 9) 山本利雄, 奥田滝夫: 溶接学会誌, 47 (1978), 284.
- 10) 清水信義, 林田貴裕, 西本信幸, 深井 潤, 宮武 修: 鉄と鋼, 84 (1998), 249.
- 11) 豊増康昭, 深井 潤, 宮武 修, 清水信義: 第33回日本伝熱シンポジウム, 3 (1996), 767.