

飲料缶の抵抗シーム溶接性に及ぼす 差厚薄スズめっきの影響

清水 信義*・西本 信幸*・森田 俊一*²・深井 潤*³
馬場 俊一郎*³・宮武 修*³

Effect of Differential Tin Coatings on Resistance Seam Weldability of Low Tin-coated Steel for Beverage Cans

Nobuyoshi SHIMIZU, Nobuyuki NISHIMOTO, Shun-ichi MORITA, Jun FUKAI, Shunichiro BABA and Osamu MIYATAKE

Synopsis : Under the intense competition among many packages, the welded can such as beverage can, food can and aerosol can occupies a dominant position owing to the rational manufacturing process of resistance seam welding. However, the seam welding process itself is further needed to increase the welding speed to improve the productivity without increasing the steel thickness and also the coating weight. To overcome this subject, the authors investigated the effect of main parameters on weldability and established two-dimensional model for calculation in the former reports. As a result, it was exemplified the importance of the current path length during welding at the interfaces.

The above result reminds us that the actual welding machine has a pair of different size electrode, therefore the current path length is considered to be different. The differentially coated tinplate sheet was prepared to change the current path length at the interfaces. Incidentally, tin free steel was prepared to change the current path lengths at the interfaces by pre-pressing of welding part. The same model was applied to compare the calculation results of the differentially coated tinplate with that of equally coated one. Finally, the calculation proved the results that the heat balance between two interfaces is very important and the weldability can be improved by the balance of current path lengths by decreasing the tin coating weight of upper side.

Key words: welding; resistance seam welding; weldability; weldable current range; modeling; finite element method; differential coating; pre-pressing; heat affected zone; contact resistance; contact length; current path area.

1. 緒論

金属缶の分野において、鋼板を使用した飲料缶、食缶、エアゾール缶などの溶接缶の占める割合は高く、その製缶方法として、抵抗シーム溶接法が広く用いられている。抵抗シーム溶接法では、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¹⁻³⁾。しかし、これらの操作は常に溶接性を低下させることが知られている。この原因を明らかにするために、溶接現象を定量的に評価することが重要と考えられ、前報において、溶接時の接触抵抗および接触長さの影響を実験的に検討するとともに有限要素法による伝熱解析を行った⁴⁻⁶⁾。その結果、材料-電極間および材料-材料間の通電長さが溶接性に与える影響が顕著であることが明らかになった。

実際の飲料缶用溶接機では上下の電極ディスク径が異なることから、材料-電極間の通電長さが上下で異なることが予想される。そこで、材料の表裏面のスズめっき量を変えた差厚めっき試料を作製し、溶接性との関連を調べた。同時に、難溶接材のクロムめっき鋼板を作製し、溶接予定部の前加圧処理を施し、材料-上下電極間の通電長さを変

化させて、溶接性との関連を調べた。また、前報で示した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、等厚めっきの例と比較しながら、熱影響部の形状に及ぼす通電長さの影響について検討した。

2. 実験方法

2.1 供試材および溶接条件

差厚めっきの溶接性への影響を明らかにするため、以下の2通りの実験をした。

実験1: 板厚0.18mmの冷延鋼板を脱脂、酸洗後、スズめっき・溶融処理を施し、さらに重クロム酸ナトリウム溶液中で陰極処理を施した。缶の内面側(下電極側)のスズめっき量 CL を 1400 mg/m^2 に固定し、外面側(上電極側)のスズ量 CU を300, 600, 1000, 1400 mg/m^2 (外面/内面のスズ量比 CL/CU で、それぞれ0.21, 0.43, 0.71, 1.0)の4水準に変化させた。スズは加熱により鋼と合金化するため、溶接試験に先立ち、塗装を想定した $210^\circ\text{C}\times 15\text{ min}$ の加熱を施した後、スリッターで $165.7\text{ mm}\times 135\text{ mm}$ のブランクサイズにカットした。

平成12年1月24日受付 平成12年5月19日受理 (Received on Jan. 24, 2000; Accepted on May 19, 2000)

* 東洋鋼板(株)表面処理部 (Surface Treatment Department, Toyo Kohan Co., Ltd., 1302 Higashitoyoi Kudamatsu 744-8611)

*2 東洋鋼板(株)技術部 (Technical Department, Toyo Kohan Co., Ltd.)

*3 九州大学大学院工学研究科 (Graduate School of Engineering, Kyushu University)

実験2：板厚0.18mmの冷延鋼板を脱脂，酸洗後，クロム酸溶液中で鋼板の両面にクロムめっきをして，TFSを作製した。実験1と同様に加熱を施した後，TFSの溶接ブランク片側の溶接予定部を加圧ロール間に通過させて，幅0.6~0.8mm，荷重1000Nで予備加圧処理を施し，TFSの表面皮膜を破壊した。実験2においては市販の銅ワイヤーおよび厚さ約1μmのスズめっきを施した銅ワイヤーの2種類のワイヤーを使用した。

溶接条件は，溶接速度70および35m/min，オーバーラップ0.4mm，加圧力450N，周波数540Hzである。また，上下のディスク状電極の直径はそれぞれ85，49mmである。本実験では溶接電流を約60Aずつ増加させて，各電流ごとに溶接缶を採取した。

2.2 溶接性の評価

溶接性は，溶接可能電流範囲（Weldable Current Range, 以下WCRと略す）によって決定される。WCRの下限電流 I_{min} はTearテストと呼ばれるピール試験で十分な接合強度が得られる電流とし，上限電流 I_{max} は材料の一部が溶融して，スプラッシュを発生する直前の電流とした。

2.3 断面観察

溶接缶中央部をエポキシ樹脂に埋込み，縦断面が出るように研磨した後，5%ピクリン酸アルコール溶液でエッチングして熱影響部（Heat Affected Zone, HAZ）を光学顕微鏡により観察した。同様に，上限電流で溶接したときの溶接缶中央部をエポキシ樹脂に埋込み後，熱影響部が明瞭に現れた位置での縦断面をバフ研磨により仕上げた。

2.4 接触長さの推定

交流周期に対応して溶接部縦断面の板厚は変化するので，溶接部の断面観察と同じ手法で溶接缶縦断面の顕微鏡写真を撮り，面積計を使用して平均的な溶接後の板厚を求めた。すなわち，2周期分の縦断面を面積計により測定し，得られた面積を長さで割って平均板厚とした。材料-電極間の接触円弧長さ l_c は以下の式により算出した。

$$l_c = D/2 \cdot \theta = D/2 \cdot \cos^{-1}\{(D-2\Delta\delta)/D\} \dots\dots\dots (1)$$

ここに， θ は材料-電極間の接触開始点と電極直下のなす角度， $\Delta\delta$ は溶接前後の鋼板1枚あたりの板厚差， D は上下電極の平均直径を表す。

3. 実験結果と考察

3.1 差厚めっきの溶接性に及ぼす影響

溶接速度 $u=70$ および 35 m/minで溶接した時の溶接上限電流 I_{max} ，溶接下限電流 I_{min} および溶接電流範囲WCRとスズ量比 C_U/C_L との関係をFig. 1~Fig. 4に示した。Fig. 1および

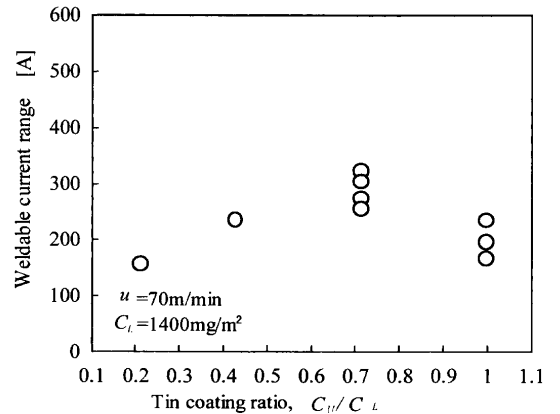


Fig. 2. Effect of tin coating ratio on weldable current range.

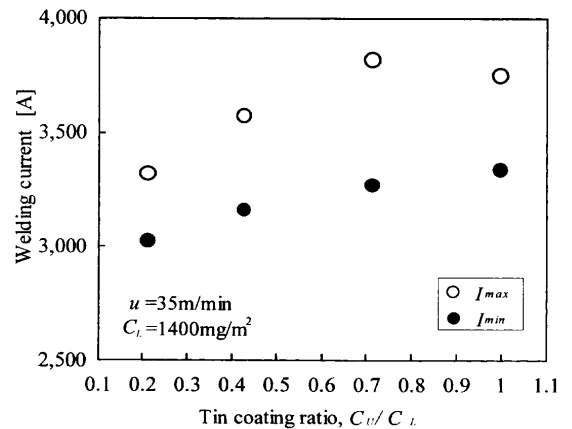


Fig. 3. Relation between welding current and tin coating ratio.

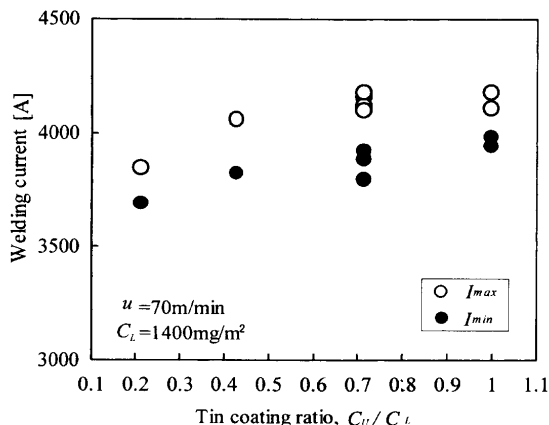


Fig. 1. Relation between welding current and tin coating ratio.

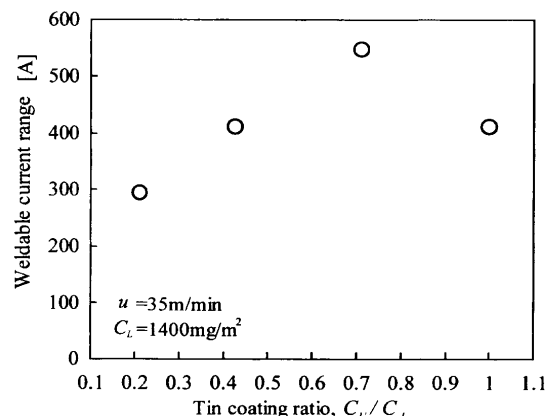


Fig. 4. Effect of tin coating ratio on weldable current range.

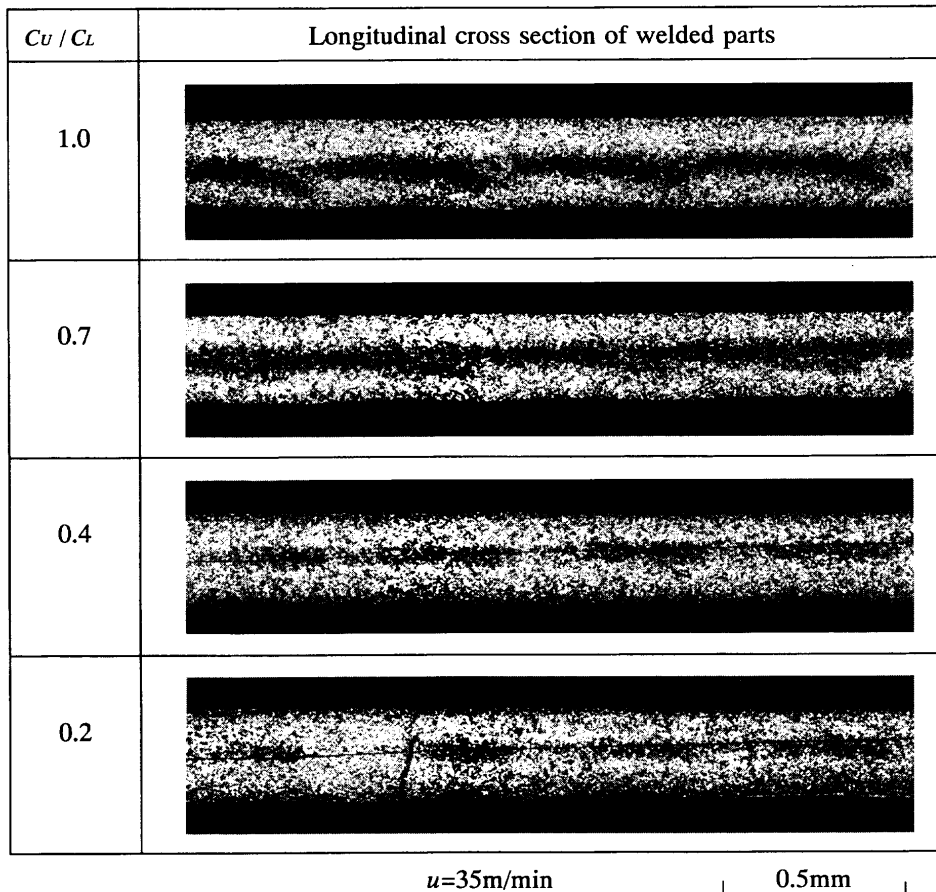


Fig. 5. Longitudinal cross section of welded parts of differentially tin-coated LTS.

び Fig. 3 に示すように、溶接速度によらず、溶接上限電流はスズ量比が0.7~1のとき最大になり、一方、溶接下限電流はスズ量比とともに増加した。その結果、Fig. 2 および Fig. 4 に示すように、 CU を CL に対して僅かに減少させると WCR が広がり、溶接速度によらず、スズ量比が0.7近辺で最大値を示した。スズ量と接触抵抗、 I_{max} における接触長さは前報⁴⁾に示したように相関があり、スズ量の増加に伴って接触抵抗は減少し、接触長さは増加する。したがって、外面側のスズ量を減少させることによる溶接性の改善は、上電極の電極径が下電極より大きいことから理解できるが、一般にスズ量が多いほど溶接性が良好になるという関係からは説明できない。このときの溶接上限電流における溶接部の平行断面写真を Fig. 5 に示す。写真から明らかのように、スズ量比を小さくすると、材料間接触面より缶内面側に偏在傾向のある熱影響部 HAZ (エッチングにより黒く見える部分) が中心方向へ移動し、材料間接触面付近に現れるようになる。このことは、スズ量比を変化させることにより、溶接部の板厚方向の温度分布がより上下対称になったことを示している。

径の異なる上下電極の熱バランスをとる方法として、差厚めっきの他にも台形ワイヤーを用いて上下銅ワイヤーへの伝熱バランスを変える考え方が提案されているが、溶接性の改善効果は実証されていない⁷⁾。

Table 1. Calculated contact length and thickness change obtained from cross-sectional view of welded part.

| No. | Tin coating ratio CU / CL | Steel thickness δ [mm] | Welding speed u [m/min] | Thickness change $\Delta \delta$ [mm] | Contact length l [mm] | I_{max} [A] | I_{min} [A] | WCR [A] |
|-----|--------------------------------|----------------------------------|------------------------------|--|----------------------------|---------------|---------------|-----------|
| 1 | 0.21 | 0.18 | 70 | 0.080 | 1.634 | 3844 | 3688 | 156 |
| 2 | 0.43 | 0.18 | 70 | 0.079 | 1.617 | 4059 | 3824 | 235 |
| 3 | 0.71 | 0.18 | 70 | 0.094 | 1.804 | 4157 | 3883 | 274 |
| 4 | 1.0 | 0.18 | 70 | 0.087 | 1.695 | 4108 | 3942 | 166 |

溶接速度 70 m/min の時の溶接前後の溶接部板厚変化を整理して、Table 1 および Fig. 6 に示す。下電極側のスズ量を $CL=1400 \text{ mg/m}^2$ 一定として、上電極側のスズ量を $CU=300\sim 1400 \text{ mg/m}^2$ の範囲で変化させた時の WCR の値をプロットすると、スズ量比が0.7の時に WCR が最大となった。これらの溶接上限電流の溶接缶縦断面より求めた幾何的接触長さを同時に Fig. 6 に示した。Fig. 6 に示すように、 WCR の最大値で幾何的接触長さが最大になった。

3・2 加圧処理の溶接性に及ぼす影響

Fig. 7 に示した溶接試験結果からわかるように、上電極側に予備加圧処理をした材料 B は、予備加圧処理をしない材料 A に比較して、溶接性はほとんど改善されない。これ

に対して、下電極側に予備加圧処理をした材料Cは、格段に溶接性が改善されている。また、この状態でスズめっき銅ワイヤーを使用すると、さらにWCRは広くなり、TFSでも溶接缶用材料として使用できる程度にまで溶接性が改善される。なお、Fig. 7において、黒丸印は溶接可能電流範囲の平均値を示し、バーは試験結果のばらつき範囲である。Fig. 8に溶接部の平行断面写真を示した。写真から明らかのように、溶接性が最も優れる下電極側予備加圧処理+スズめっき銅ワイヤーの組み合わせは、熱影響部が缶の内面側へ偏在する傾向が少なく、無処理+銅ワイヤーの組み合わせに比べると、板厚方向の温度分布が格段に改善されていることを示している。

4. 解析

山本らは、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¹⁾。深井らは、確かに通電性領域が狭くなるほ

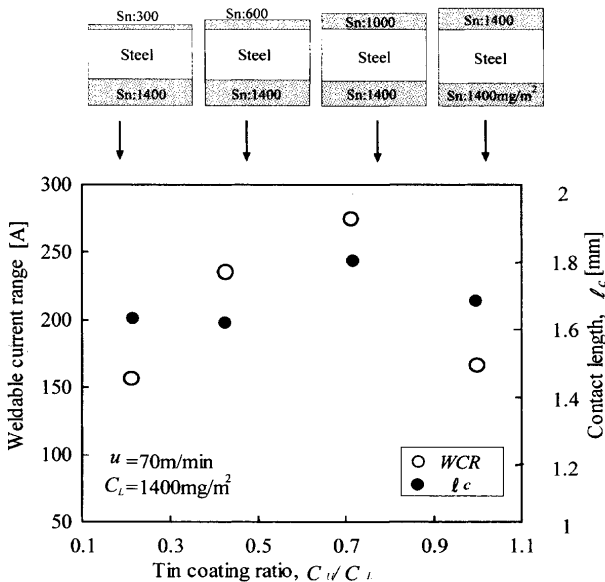


Fig. 6. Weldable current range and contact length as a function of tin coating ratio.

どWCRが減少することを数値計算によって示している⁵⁾。そこで、スズ量比に対してWCRが極大値を有する原因を、通電領域の相違から説明することを試みた。

4.1 解析モデル

既報⁵⁾の2次元解析モデルを用いて、電場および温度場の解析を行った。その概要を以下に示す。Fig. 9に示すように、回転する電極間に鋼板が通過する場合を考え、電極と鋼板を解析領域とする。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し、それぞれの領域に次の電場と熱伝導に関する支配方程式を与えた。

$$\nabla(\sigma \cdot \nabla V) = 0 \dots \dots \dots (2)$$

$$(c_p \rho)(\partial T / \partial t + u \cdot \nabla T) = (\nabla \cdot \lambda \nabla T) + \sigma \{ (\partial V / \partial x)^2 + (\partial V / \partial y)^2 \} \dots (3)$$

ここに、 V は電圧、 σ は導電率、 T は温度、 c_p は比熱、 λ は熱伝導度、 ρ は密度、 u は速度ベクトルである。 u は各位置における移動方向が考慮してある。

電場の境界条件として、電極中心に正弦波状の電圧を与える。また、 x_s を通電開始位置、 x_e を通電終了位置として、

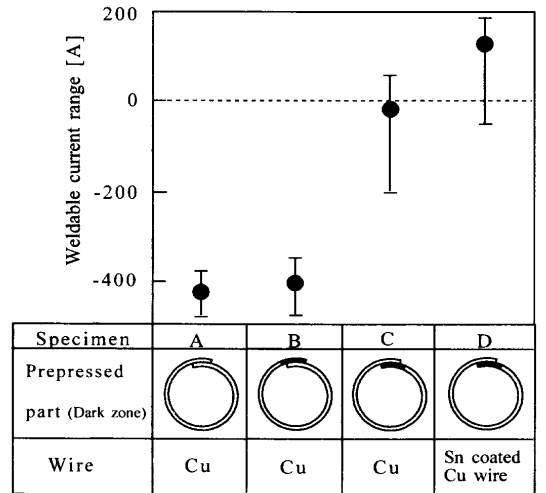


Fig. 7. Effect of pre-pressing on weldable current range of TFS.

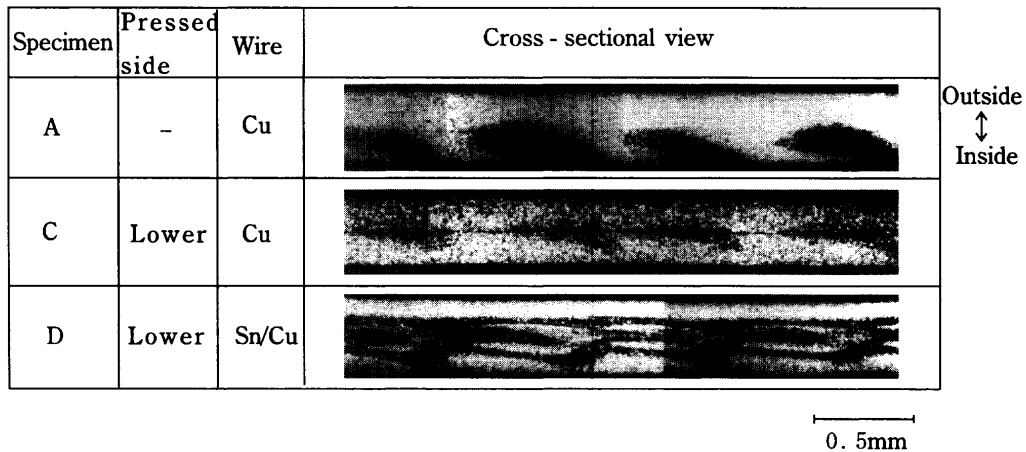


Fig. 8. Longitudinal cross section of welded part of TFS.

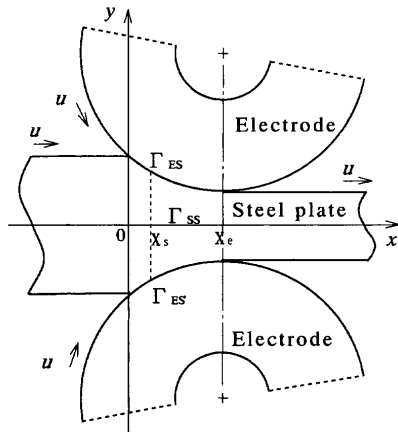


Fig. 9. Two-dimensional model of welding.

各接触面 (Γ_{ES} および Γ_{ES}') において $x_s \sim x_e$ の範囲で電流が通過する。前報のモデルでは接触抵抗を考慮したが、ここでの目的は通電領域の影響を検討することなので、接触抵抗は生じないとした。また、鋼板間面 Γ_{SS} については、 $0 \sim x_s$ の範囲を通電領域とした。

熱伝導の初期条件として各領域が均一温度に保たれている。境界条件として電極中心が水冷されていることを考慮している。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ので、その後の電圧および温度分布を用いて検討した。既報⁵⁾と同様、電極径は85 mmとして、溶接前後の板厚寸法はそれぞれ0.18 mmおよび0.13 mmとした。溶接後の板厚は本実験結果 (Table 1) より大きい、板厚が薄い場合でも、通電開始位置が解析結果に及ぼす定性的な傾向は変わらないと考える。また、溶接後の板厚は電流値に依存するが、ここでは簡単のためその影響は考慮していない。

4.2 解析結果

Table 2に上下接触面 (Γ_{ES} および Γ_{ES}') における通電開始位置 x_s に関する計算条件を示す。各ケースにおいて下電極の通電開始位置を固定させ、上電極の通電開始位置を後退させた。スズ量の減少とともに接触長さは減少すると考えれば、通電開始位置の後退はスズ量の減少に対応している。

ケースJにおける電圧分布、温度分布および溶接時に到達する鋼板内の最高温度 (最高到達温度) を、Fig.10~12に示す。図中、○印は通電開始位置である。Fig.11は、電流値がピークに達した時点での温度分布を示している。Fig.10において、接触長さが短い方の通電開始点付近に電流が集中していることがわかる。この結果、Fig.11に示すように通電開始点付近で急激な温度上昇が見られる。電流の集中は、鋼板の導電率が温度とともに減少するので、温

Table 2. Results of numerical calculations.

| | Γ_{ES} | Γ_{ES}' | $T_{max} - T_{ss, min}$ [K] | I_{max} [A] | I_{min} [A] | WCR $I_{max} - I_{min}$ [A] |
|---------|---------------|----------------|--------------------------------|------------------|------------------|-----------------------------------|
| | x_s/x_e | x_s/x_e | | | | |
| Case I1 | 0 | 0.1 | 213 | 2291 | 2260 | 31 |
| Case I2 | 0.1 | 0.1 | 207 | 2253 | 2224 | 29 |
| Case I3 | 0.2 | 0.1 | 297 | 2149 | 2138 | 11 |
| Case I4 | 0.3 | 0.1 | 338 | 2004 | 2004 | 0 |
| Case J1 | 0 | 0.25 | 321 | 2088 | 2083 | 5 |
| Case J2 | 0.25 | 0.25 | 291 | 2053 | 2043 | 10 |
| Case J3 | 0.5 | 0.25 | 305 | 1672 | 1665 | 7 |
| Case J4 | 0.75 | 0.25 | 841 | 1252 | 1394 | -142 |
| Case K1 | 0 | 0.4 | 319 | 1864 | 1859 | 5 |
| Case K2 | 0.2 | 0.4 | 312 | 1864 | 1858 | 6 |
| Case K3 | 0.4 | 0.4 | 243 | 1837 | 1820 | 17 |
| Case K4 | 0.6 | 0.4 | 445 | 1541 | 1564 | -23 |
| Case L1 | 0 | 0.5 | 333 | 1674 | 1673 | 1 |
| Case L2 | 0.25 | 0.5 | 314 | 1678 | 1673 | 5 |
| Case L3 | 0.5 | 0.5 | 224 | 1652 | 1633 | 19 |
| Case L4 | 0.75 | 0.5 | 840 | 1253 | 1403 | -150 |

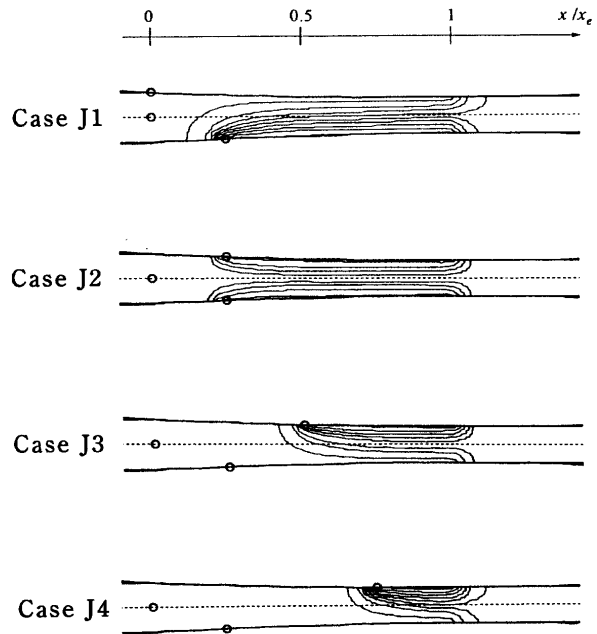


Fig. 10. Calculated voltage distributions (Case J).

度のより低い鋼板前方へ電流が回り込もうとして生じる。Fig.12より、高温部はJ1において下電極側に現れ、J3およびJ4において上電極側に現れる。J2では電流分布は上下対称なので、温度分布も対称となる。Fig.12の最高到達温度は溶接中に鋼板が受けた熱影響を表している。HAZの大部分が1200°C以上であることを考慮すれば⁴⁾、1200°Cの等温線がHAZの形状に対応する。HAZは、J1において下電極側に現れ、J3およびJ4において上電極側に現れている。

前報⁵⁾と同様に、最大到達温度の最高値 (T_{max}) を融点 (1537°C) まで上昇させる電流を最大溶接電流 (I_{max}) とする。また、鋼板間面における最大到達温度の最低値 ($T_{ss, min}$) を接合開始温度 (1200°C と仮定) まで上昇させる電流を最小溶接

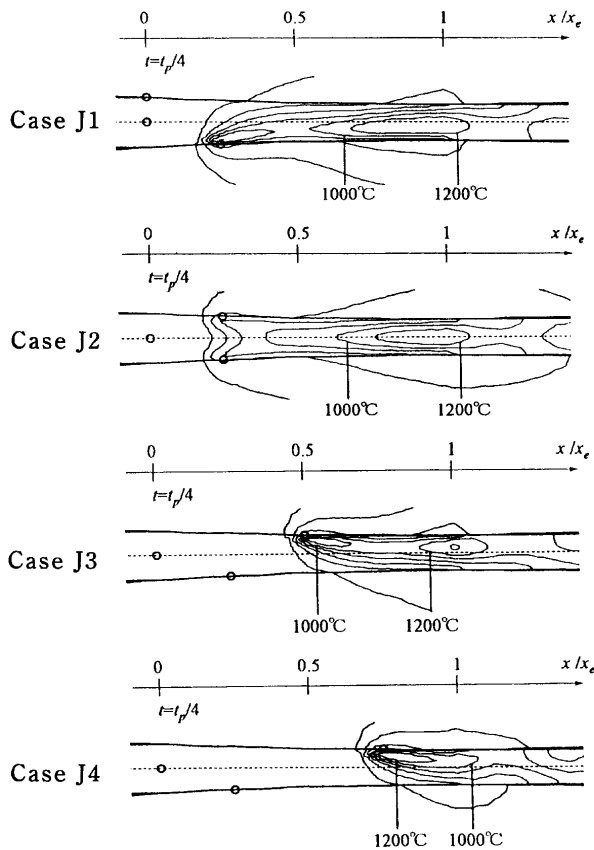


Fig. 11. Calculated transient temperature distributions at peak current (Case J).

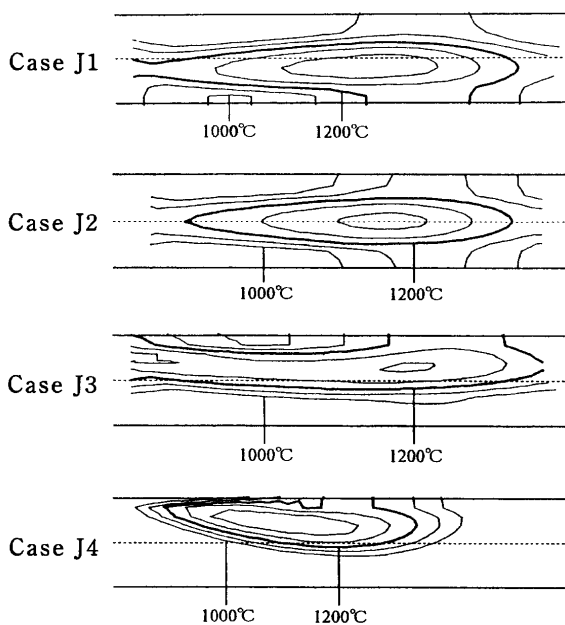


Fig. 12. Calculated peak temperature distributions (Case J).

電流(I_{min})とする。Fig.13に、 T_{max} および $T_{ss,min}$ と実効電流値の関係を示す。図中に示すように、両温度が、接合開始温度(1200°C)以上かつ融点以下に位置する電流範囲を WCR と見なすことができる。Table 2に、各計算条件における $T_{max}-T_{ss,min}$, I_{min} , I_{max} および WCR を示した。上下の通電開始

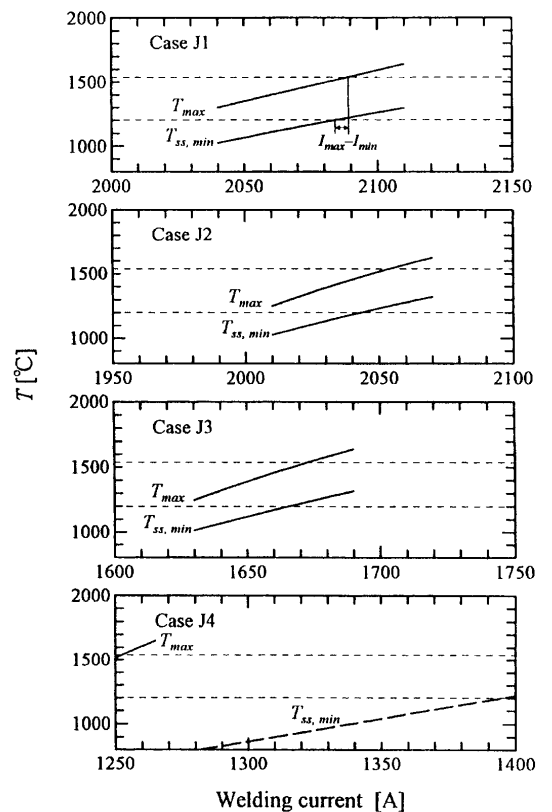


Fig. 13. Relation between welding current and temperature at the plate/plate interface (Case J).

位置が等しい場合、その位置が後退するほど、温度差 $T_{max}-T_{ss,min}$ が増加することによって WCR は減少する。Table 2のケースJの場合、J2で温度差は最小になり、 WCR も極大値を示している。他のケースについても、上下電極の通電開始位置が一致している場合の温度差が最も小さく WCR も極大になる。これは、Fig.12に示したように、HAZが中央部へ移動するためである。

以上の解析結果と差厚めっきの実験結果と比較すれば、下電極の半径が小さいので、スズ量比=1ではFig.11に示すJ1のような通電開始位置の関係にあると考えられる。上電極側のスズ量の減少とともに、J2からJ4のように上電極の通電開始位置が後退すると考えれば、スズ量比に対して WCR が極大値を示すこと、また、スズ量比の減少とともにHAZが上電極側へ移動するという実験結果を説明できる。一方、予備加圧処理は電極との接触状態を改善し、それによって通電開始位置を前進させるであろう。したがって、下電極側に予備加圧した鋼板を通せば上下電極の通電開始位置が近づき、それによって WCR が改善されたと考えられる。

なお、解析における電流値の絶対値は実験結果と定量的に一致していない。これは、3次元的に鋼板内の低温領域へ電流がリークしている可能性があり、本解析ではそれを考慮していないことが大きな原因として挙げられる。

5. 結論

抵抗シーム溶接において、上下電極の電極径が異なるために生じる熱バランスの問題を、材料表裏面のめっき量バランスにより改善する方法を検討した結果、以下のことがわかった。

(1) 小径電極側である下電極側（缶内面側）に対する上電極側（缶外面側）のスズめっき量比を0.7近辺に低減すると、LTSの溶接性は改善される。この理由は、差厚めっき試料により径の異なる上下電極の抵抗バランスがとれる結果、溶接部の熱バランスが良好となるためと推定される。

(2) 溶接部断面熱影響部の観察結果からも、差厚めっきによる熱バランスの改善効果が認められ、上下電極径の相違により偏った熱バランスを差厚めっきにより改善することにより、溶接性が改善されることを示唆している。

(3) 熱影響部の形状を数値計算によって検討した結

果、上下電極-材料間の通電領域の長さ比を変えることにより、発熱領域が接合面に対して非対称になり、熱影響部の形状も非対称となることが示された。

(4) 計算結果から、熱影響部の形状が対称となる表裏面の差厚めっき比のとき、溶接可能電流範囲が最大となることが示された。

文 献

- 1) T.Yamamoto and T.Okuda: *J. Jpn. Weld. Soc.*, **46** (1977), 748.
- 2) K.Yasunaka and T.Fujimura: *Toyo Kohan Tech. Rep.*, **25** (1982), 9.
- 3) M.Ichikawa and T.Saito: 4th Int. Tinplate Conf., ITRI Ltd., Uxbridge, (1988), 446.
- 4) N.Shimizu, T.Hayashida, N.Nishimoto, J.Fukai and O.Miyatake: *Tetsu-to-Hagané*, **84** (1998), 249.
- 5) J.Fukai, S.Baba, Y.Toyomasu, O.Miyatake, N.Shimizu, T.Hayashida and N.Nishimoto: *Tetsu-to-Hagané*, **84** (1998), 429.
- 6) Y.Toyomasu, J.Fukai, O.Miyatake and N.Shimizu: *33th Nihon Denetsu Symposium*, **3** (1996), 767.
- 7) E.Elzinga, J.T.Stevens and G.C.Haastrecht: 6th Int. Tinplate Conf., ITRI Ltd., Uxbridge, (1996), 205.