

抵抗スポット溶接の原理と適用

Theory and Application of Resistance Spot Welding

池田倫正 JFEスチール (株) スチール研究所 主任研究員 Rinsei Ikeda

し はじめに

抵抗溶接は、溶接部に直接高電流を流しその電流による抵 抗発熱を利用して温度を上昇させて溶接する方法であり、継 手形式により重ね抵抗溶接と突合せ抵抗溶接とに分けられ る。重ね抵抗溶接には、抵抗スポット溶接、プロジェクショ ン溶接、シーム溶接などが、突合せ抵抗溶接には、アップセッ ト溶接、フラッシュ溶接、バットシーム溶接などが挙げられ る。これらの中で最も広く使用される溶接方法が、薄板の重 ね溶接に用いられる抵抗スポット溶接である。

抵抗スポット溶接は、1920年頃から工業的適用が進んでき た溶接技術であり、自動車産業の拡大とともに発展してきた といえる。自動車の車体は主に薄板をプレス加工した部材を 溶接・接合することによって組み立てられ、その工程では、 抵抗溶接、アーク溶接、レーザ溶接、ブレージング、摩擦撹拌 点接合、接着、機械的接合など実にさまざまな溶接・接合方 法が適用されている。しかし、これらの中で抵抗スポット溶 接は低コストかつ高能率であることから最も自動車の大量生 産に適した溶接方法であるとされる。図1¹⁰に示すように、近



年の欧州車ではレーザ溶接あるいは接着の適用箇所が拡大 する傾向にあるものの、依然として主要な溶接方法として位 置付けられており、現在でも自動車車体1台当たり3000 ~ 5000点もの抵抗スポット溶接が適用されている。

一方、自動車車体に用いられる材料としては、車体の軽量 化(燃費低減)、高強度化(衝突安全性向上)を目的に、高張 力鋼、アルミニウム合金、樹脂など種々の材料がこれまで検 討されてきた。しかし、コストパフォーマンスの観点からは 依然として鋼が主要材料とされ、最近では、ボデー用材料と して980MPa級鋼板の実適用も進んでおり、溶接対象となる 自動車用高張力鋼板は今後さらに高強度化する傾向にある。 この高張力鋼板の抵抗スポット溶接においては、適正溶接条 件範囲および継手強度の安定確保が重要なポイントであり、 より有効に高張力鋼板を適用していくためには、より安定し た溶接施工方法の検討も重要となる。

そこで、本稿では、まず、薄鋼板の抵抗スポット溶接にお ける溶接プロセスの基本原理および溶接性について述べ、さ らに、高張力鋼板に対する抵抗スポット溶接特性および溶接 施工技術について紹介する。

(2) 抵抗スポット溶接の基本原理

抵抗発熱は、電流が流れる部分の固有抵抗が大きいほど、 また電流密度が高くなるほど増加するが、抵抗スポット溶接 はこの抵抗発熱を利用して点溶接する方法である。図2に抵 抗スポット溶接の溶融部形成過程の模式図を示す。二つの電 極により二枚重ねの鋼板を両側から加圧し、高電流を短時間 流すことにより、鋼板間に溶融部(ナゲット)を形成させる。 溶接条件の内、加圧力、電流、通電時間が抵抗スポット溶接 の三大要素とされ²⁰、溶接現象に大きな影響を及ぼす。加圧 力を高く設定し過ぎると、板一板間の接触面積は拡大し電流 密度が低下するため溶融部は形成され難くなる。逆に、低く 設定し過ぎると、接触面積は狭くなり電流密度は高く維持されて溶融し易くなるが、溶融金属が過剰に形成されて周辺に 飛散する「散り」現象が発生し易くなる。また、電流および通 電時間は、高くし過ぎると発熱量が過大になり散りが発生、 低くし過ぎると溶融部形成不足となる。そのため、薄鋼板の 二枚重ね溶接の場合、鋼種、板厚、板組みによって変化する が、おおよそ加圧力:2kN ~ 5kN、電流:6kA ~ 11kA、通 電時間:0.2s ~ 0.6sに設定される場合が多い。

また、図2からもわかるように、ナゲット形成を制御する 上で溶接電極も重要な役割を果たしている。まず、溶接電極 には、数kAとなる高電流を流しても電極自体が溶けないこ と、鋼板で生じる発熱を板表面から抜熱し板表面を溶かさな いことが求められる。さらに、通電経路を被溶接部となる鋼 板において狭く制限することで、電流密度を高めるという重 要な役割がある。このため、電極材料には熱伝導率が大きく 高温強度の高い銅合金 (クロム銅、ジルコニウム銅、アルミ ナ分散強化銅など: JIS C 9304参照) が、電極形状としては 先端が細くなる形状 (ドームラジアス形、ポイント形など: JIS Z 3234参照) が一般に推奨されている。 電極の材質およ び形状はナゲット形成に大きく影響するので、選定した電極 にあわせて溶接条件を設定することも必要となる。なお、電 極内には、図3のように水冷パイプが通されて冷却されてお り、溶接部で発生した熱による電極温度の上昇が抑制されて いる。特に、連続して溶接を行う連続打点溶接時においては、 電極温度が上昇し易くなるため、その温度上昇抑制のために 非常に重要である。

このように、抵抗スポット溶接におけるナゲット形成は、 溶接条件を最適に設定し被溶接部である鋼板中の発熱と電極



図2 抵抗スポット溶接における溶融部形成過程の模式図

による抜熱をバランスよく制御することによってはじめて実 現可能となる。しかし、より正確にナゲット形成過程を理解 するためには、通電中に複雑に変化する溶接部における温度 分布、熱膨張、変形なども把握する必要がある。温度上昇は 材料の固有抵抗を増加させ、熱膨張あるいは変形は電極 – 鋼 板間、鋼板 – 鋼板間の通電面積を増減させ、通電中の発熱状 態に大きな影響を及ぼす。中でも、通電面積は電流密度を左 右する重要な項目であるが、その変化は非常に複雑な挙動を 示すため、各溶接条件の変化がナゲット形成に及ぼす影響を 正確に知ることは困難である。

このため、より正確にナゲット形成過程を理解するため数 値シミュレーションによる溶接現象解析の取組みが行われて いる。取組み初期の研究³⁾では、溶接部における温度場およ び電場のみを考慮した計算であったが、最近の研究⁴⁺⁶⁾では、 接触抵抗、変形、相変態、溶接機特性などが考慮された数値 シミュレーションモデルが提案されている。中には、ソフト ウェアとして市販されるものもあり、溶接前の板間隙間、電 極の軸ずれなどがナゲット形成に及ぼす影響についても推定 可能とされている。図4は、シミュレーションソフトウェア Sorpasで計算された溶接部における電流密度および温度分 布の計算例である。通電中に電流密度、温度分布などの変化 を知ることができ、ナゲット形成過程への影響を理解するこ とができる。

3 抵抗スポット溶接性の評価

抵抗スポット溶接における適正条件範囲は、溶接電流 と通電時間の関係図によって得られるウェルドローブ (Weldability Lobe) によって与えられ、溶接性の指標とされ る。適正範囲は必要な下限ナゲット径 (一般的には $4\sqrt{t}$ 、tは



図3 抵抗スポット溶接電極の内部構造

板厚)が得られる条件を下限とし、散り発生開始電流を上限 としている。通電時間を固定し、溶接電流とナゲット径の関 係図から得られる下限ナゲット径から散り発生開始電流まで の適正電流範囲によっても溶接性は比較される。

図5⁷¹は表面処理鋼板の適正電流範囲を比較したものであ る。同種の表面処理鋼板であればめっき目付量の増加にとも ない最小ナゲット径および散り発生電流は増加する傾向に なっており、裸鋼板と比較すると、表面処理鋼板では適正電 流範囲が高電流側にシフトし狭くなる傾向になっている。表 面処理鋼板では、通電中に板一板間に存在するめっき層が 溶融することにより通電面積が拡大し、裸鋼板と比較してナ ゲット形成に必要な溶接電流が増加するためである。さら に、表面処理鋼板では通電面積がより広い状態から溶融開始 することになることから、ナゲット径の成長速度が速くな り、ナゲット形成から散り発生までが早くなるためである。 また、純亜鉛めっき鋼板よりも合金亜鉛めっき鋼板の適正電 流範囲が低電流側にシフトしているのは、鉄亜鉛合金の融点 が800℃程度と純亜鉛よりも高く、通電中のめっき溶融開始 が遅くなることに起因している。

抵抗スポット溶接では、適正条件範囲に加え、電極寿命に よっても溶接性が比較され、表面処理鋼板の溶接性における 課題となっている。電極寿命は、新しい電極を用いて抵抗ス ポット溶接を実施し、何打点まで連続して溶接できるかとい う連続打点数で評価する。図6に亜鉛めっき鋼板およびアル



図4 抵抗スポット溶接部断面における電流密度および温度分布の数値シミュレーション例



図5 めっき鋼板の適正溶接電流範囲



図6 連続打点溶接性に及ぼすめっき目付量の影響

ミめっき鋼板の目付量と連続打点数(電極寿命)との関係を 示す。目付量の増加とともに連続打点数は低下している。

亜鉛めっき鋼板の場合、溶接中にめっきの亜鉛と電極の銅 が合金化するため、電極先端部に脆い銅亜鉛合金層を形成す る。この合金層が割れ、はく離することにより電極先端が損 耗、拡大し、電流密度が低減することによってナゲットが形 成されなくなる。このため電極寿命が劣化する。アルミめっ き鋼板の場合は、銅亜鉛合金よりもさらに脆い胴アルミ合金 が形成されるため、さらに電極寿命は劣化している。

4、溶接継手強度の評価

本章では、得られた抵抗スポット溶接継手特性に関して述 べる。

まず、断面マクロ組織であるが、一例として、図7に板厚 1.6mmの440MPa級鋼板の溶接部断面マクロ写真を示す。ナ ゲット部は電極により冷却されるため柱状晶となり、ナゲッ ト中央が最終凝固部となっている。熱影響部(HAZ)におけ る鋼板合わせ面は圧接状態になっておりコロナボンドと呼ば れる領域であり、一定の接合強度を有するが、ナゲットのよ うな溶融凝固部と比較するとその強度は低く、継手引張試験 においては最初に開口する部分となる。また、銅電極によっ て急速冷却されるため、ナゲットおよびHAZはマルテンサ イト主体組織となり硬化しており、電極の圧痕として溶接部 表面にはインデンテーション、板一板間にはシートセパレー ション(母材間すき間)が生じるなどの特徴もみられる。

この溶接部に対する継手強度評価方法の代表的なものと して、引張せん断試験 (JIS Z 3136) と十字引張試験 (JIS Z 3137) がある。溶接継手強度についてはこれまで多くの検討 がなされている⁸⁻¹³⁾。ここでは、引張強度270 ~ 1370MPaの 範囲の薄鋼板を対象として、鋼板成分、板厚、ナゲット径な どをパラメータにした継手強度推定式について示す。

図813)に、板厚1.2mm鋼板を用いて作製した溶接継手の引



図7 抵抗スポット溶接部断面マクロ写真と部位名称

張せん断強さと母材引張強さとの関係を示す。継手の引張せん断強さは、母材引張強さの増加とともにほぼ直線的に増加 することがわかる。なお、破断形態は、引張強さによらず全 て母材破断である。引張せん断強さの推定式については、多 くの推定式が提案されており、Heuschkel[®]、Sawill[®] および 田中ら¹⁰の式が知られている。

$$TSS = 36.4 \times t^{1.42} \times TS^{0.84} \dots (2)^{10}$$

ここで、F:補正係数、t:板厚 (mm)、TS:母材の引張強さ (MPa)、ND:ナゲット径 (mm) である。また、樺澤ら¹²⁾は、 継手強度の推定精度を高めるために鋼板の伸びEL(%)を考 慮した推定式を提案しているが、これらの推定式は、いずれ も母材破断を前提としたものである。

$$TSS(N) = 2.05 \times t \times TS \times (1 + 0.0059EL) \times (ND + 2.09)$$
......(3)

一方、ナゲット径が小さい場合には破断モードは母材破 断から剥離破断に移行する。剥離破断の場合は、ナゲット 部にせん断応力が作用してナゲット中央部で分離するため、 継手強度TSS (N) は下式 (4) で示すようにナゲットの面積 π (ND/2)²とせん断強さτw (MPa) の積で求められる。

$$\Gamma SS (N) = \pi (ND/2)^2 \times \tau w \cdots (4)$$

ここで、ナゲットのせん断強さ τ wは、ナゲットのビッカー ス硬さHvwと引張強さTSwにより、式(5)のように書き換 えられる。



図8 鋼板引張強さと継手の引張せん断強さの関係

ナゲットの硬さHvwを規定する炭素当量式は種々提案され ているが、式(6)が実験値とよく一致する¹³⁾。抵抗スポット 溶接用炭素当量式は、抵抗スポット溶接の冷却速度がアーク 溶接に比べて著しく速いため、Si、Mn、Crなどの焼入れ促進 元素の寄与度が低いのが特徴とされている。

次に、溶接継手の十字引張強さであるが、母材破断する場合には母材引張強さによらずほぼ一定とされる^{10,11)}。図9に、 十字引張強さと板厚の関係を示す。ここで、ナゲット径は $6\sqrt{t (mm)}$ (tは板厚)である。図9より、十字引張強さは、板厚、ナゲット径によって決められ式 (7)¹⁰⁾で表される。

+字引張試験においてはナゲット径が5~6√tと比較的 大きな場合でも、ナゲット内破断が生じることがある。この 場合には、母材破断に比べて継手強度が低くなる。破断形態 は、鋼板の化学成分の影響を受け、炭素量あるいは炭素当量 が大きいほどナゲット内破断になり易くなるが、母材破断と なるための炭素当量式として、田中ら¹⁰⁾ および高橋ら¹¹⁾ に より下式が提案されている。

$$Ceq = C + 2P/3 + 2P < 0.153 \dots (8)^{10}$$

Ceq = C + Si/30 + (Mn + Cr) / 20 + 2P + 3S < 0.248

40 ナゲット径ND=6√t 十字引張強さ (kN/Spot) 30 =0.645 × t × ND^{1.27} 20 10 œ₽ 0 0.0 0.5 2.0 2.5 3.0 1.0 1.5 板厚 t (mm) 鋼板板厚と継手十字引張強さの関係 図9

これらの炭素当量式では適用範囲等の前提条件がそれぞれ異 なるため、C、Si、Mnなどの元素の寄与率に差がみられるが、 破断モードを整理する考え方は同じである。すなわち、ナ ゲット硬さを規定するC、Si、Mnなどの元素とナゲットの最 終凝固面へ偏析元素しやすい元素であるP、Sの重ね合せで 示されており、ナゲットが硬くかつ偏析元素が多い場合にナ ゲット内で破断しやすいという考え方である。破断形態と化 学成分の関係について整理た一例として図10¹⁰を示す。十 分な十字引張強さを確保するためには、母材破断させること が必要であり、そのためには鋼材のC、PおよびSなどの含有 量を上記炭素当量値以下に抑制する必要があるといえる。

<5 高張力鋼板の溶接施工技術

高張力鋼板をより有効に自動車車体に活用するためには、 上述した溶接継手強度に加えて溶接施工性の確保も重要であ る。このため、抵抗スポット溶接システムに関する開発が盛 んに行われた結果、近年、大きな進歩を遂げている。溶接自 動化の象徴である多関節溶接ロボットと溶接コントローラ (溶接電流波形の制御装置)が統合され、ロボット制御盤でロ ボット動作と溶接電流の両方の制御ができるようになり、さ らには、電動サーボガン^{14,15)}の普及により、ガン加圧制御も 含めた統合システムが構築されてきた。これにより、打点軌 道最適化による打点効率向上、溶接点毎の加圧力変更による 溶接品質向上、など生産効率向上の取組みが実用化されてい る。

一方、過去には、通電中の加圧力、溶接電流の制御という 観点で、アルミニウム合金溶接で鍛圧のために通電中の加圧 力増加を検討した例¹⁶、散り防止のために通電中に加圧力を 増加させた例¹⁷、あるいは、テンパー通電(焼き戻し通電)に



図10 十字引張試験での破断モードと鋼板組成の関係

よりナゲット硬さ低減を検討した例¹⁸⁾ などがあったが、最近 では、より高度な施工法として、通電中の溶融部制御(溶融 部の形成位置、形状など)についての取組みも行われている。 サーボガンでの加圧における動作応答性および多段加圧性の 向上により、溶接電流と加圧力をかなり高精度に制御するこ とが可能になったためである。これにより、高張力鋼板用の 新たな抵抗スポット溶接技術¹⁹⁻²²⁾も開発されるに至ってい る。ここでは、3枚重ね板組みの高板厚比化を可能にする溶 接方法^{19,20)}、および高強度鋼板の継手強度向上のための溶接 方法^{21,22)}について紹介する。

5.1 高板厚比3枚重ねスポット溶接

自動車車体のセンターピラー部材の溶接では、図11¹⁹に 示すように、外板 (薄板)、補強部材 (厚板) および内板 (厚板) の三枚重ね溶接となり、このような薄板-厚板-厚板の板組 みでは、板厚比 (=板組みの総板厚/板組みの中で外側に配 置された最も薄い板の板厚) が大きい場合、薄板-厚板間で の安定したナゲット形成が困難となる。そのため、板厚比は 通常4~5程度以下に制限されていることが多い。以下、板 厚0.7mmの軟鋼および板厚2.3mmの780MPa級ハイテンを 用い、高板厚比の三枚重ね板組みとして、0.7mm+2.3mm+ 2.3mmの板組み (板厚比7.6) について検討した例を述べる。 鋼板はすべて、目付量45g/m²、両面めっきの合金化溶融亜鉛 めっき鋼板である。

図12¹⁹は、4cycles (50Hz)通電した後の溶接部断面マク ロをである。加圧力4.90kNと1.96kNのいずれの加圧力にお いても、通電初期に電流密度が高くなる領域である電極直下 の鋼板部分で発熱が生じているが、4.90kNでは、溶接電流を 11.0kAまで増加させてもナゲットは形成されていない。一 方、1.96kNでは、溶接電流9.3kAで薄板-厚板間にナゲット



図11 センターピラー部材における三枚重ね溶接箇所および高板厚
 比板組み (0.7mmt + 2.3mmt + 2.3mmt)の溶接部断面マクロ

が確認されており、1.96kN 設定で長時間通電させた場合、加 圧力不足のため厚板-厚板間で十分なナゲットを得ることは できないが、薄板-厚板間でのナゲット形成という観点では 低加圧力設定が非常に有効であることが理解される。図13²⁰⁾ は、薄板-厚板間でのナゲット形成現象と加圧力の関係につ いて数値シミュレーション解析を行った結果である。溶接電 流9.5kAでの加圧力4.90kNと1.96kNの溶接部断面温度分布 変化を比較しているが、1.96kNの場合には、通電3cyclesで 既に薄板-厚板間での発熱が生じ、通電4cyclesでは4.90kN と比較して薄板側のシートセパレーションが顕著になり、板



図12 薄板-厚板間の溶融部形成に及ぼす加圧力の影響 (板組み:0.7mmt+2.3mmt+2.3mmt、板厚比7.6)



 図13 数値シミュレーションによる薄板-厚板間溶融部 形成に及ぼす加圧力の影響 (板組み:0.7mmt+2.3mmt+2.3mmt、板厚比7.6)

板間の通電面積も大きく減少していると推定される。

上記を基に提案された加圧力制御を利用した「2段加圧・2 段通電|の三枚重ね溶接プロセスの模式図が図14¹⁹⁾である。 一段目は、低加圧力・短時間通電・高電流とすることで薄板 - 厚板間を発熱させ、二段目は、高加圧力・長時間通電とす ることで厚板--厚板間を加熱させることで両方の板界面にナ ゲットを形成させている。この溶接プロセスにおける溶融部 形成現象については、高速度ビデオカメラを用いて通電中の 溶融挙動が直接観察されている。その観察結果が図1519で あり、(a) が加圧力一定の溶接、(b) が2段加圧・2段通電の 溶接の場合である。(a) では、通電時間30cyclesで溶接した が、厚板中での発熱が先行しており、8cyclesではやや下側か ら溶融が始まっているが、12cyclesではほぼ中央部に溶融部 が形成されている。また、溶融部はかなり大きくなったにも かかわらず、薄板-厚板間までは溶融部は成長していない。 (b) では、一段目の通電時間を3cycles、二段目の通電時間を 25cyclesとして溶接しており、一段目(通電前期)の低加圧



図14 三枚重ね溶接のための電流・加圧力制御方法および溶接プロ セスの模式図

力・短時間通電・高電流の条件では、2cyclesで溶融が始ま り、3cyclesでは厚板-厚板間での溶融がみられないが、薄板 -厚板間では大きな溶融部が形成されている。2段目(通電 後期)の高加圧力・長時間通電のステージでは、まず薄板-厚板間の溶融部が凝固し、その後、発熱領域が薄板-厚板間 間から厚板-厚板間へと移動していく様子が明瞭に観察され ている。

また、0.7mm+2.3mm+2.3mmの三枚重ね板組み(板厚 比7.6)の2段加圧・2段通電による実際の溶接におけるナゲッ ト形成特性を図16¹⁹⁾に示す。一段目条件は、加圧力0.5kN、 通電時間5cycles、溶接電流9kA、二段目条件は、加圧力 3.0kN、通電時間20cycles、溶接電流6~9kAである。図中に は、第2溶接電流を横軸にとった場合の抵抗スポット溶接特 性および溶接部断面マクロも併記されている。加圧力一定の 溶接では散りの無い条件では薄板-厚板間で4√tのナゲッ







図16 2段加圧・2段通電の溶接による三枚重ね抵抗スポット溶接特性(板組み:0.7mmt+2.3mmt+2.3mmt、板厚比7.6)

ト径が得られない板組みであるが、2段加圧・2段通電の溶 接では薄板-厚板間で十分ナゲット径が得られている。さら に、断面マクロからは、特に、第2電流が6kAおよび7kAと 比較的低い場合に、薄板-厚板間で形成されたナゲットが明 瞭に確認される。その結果、得られた適正電流範囲は2.5kA 程度とかなり広い範囲が確保されており、高板厚比三枚重ね 板組みにおける有効性が明確となっている。

5.2 継手強度向上のためのスポット溶接

高張力鋼板の抵抗スポット溶接においては、炭素当量が増加するために溶接継手特性(引張強度、破断モード)が劣化する傾向¹³⁾にあるとされるが、この問題を解決する溶接技術として図17²¹⁾に示す溶接プロセス「パルス通電法」が開発されている^{21,22)}。ナゲットを形成する本通電後に短時間の冷却および通電を繰り返す溶接方法であり、パルス通電における電流値*Ip*は本通電の電流値*Im*よりも高く設定され、従来より知られるテンパー通電²³⁾と比較して溶接時間の短縮化も可能とされる。図18²¹⁾は板厚1.6mmの1180MPa級鋼の溶接におけるナゲット径と継手十字引張強さの関係を示した図である。ナゲット径を3 $\sqrt{t} \sim 5\sqrt{t}$ (tは板厚)の間で変化させた場合、いずれのナゲット径においてもパルス通電により十字引張強さは上昇しており、特にナゲット径6mm(≒4.5 \sqrt{t})以下では3kN以上向上しておりパルス通電の効果が



図18 十字引張強さに及ぼすパルス通電付加の影響

非常に大きい。十字引張試験後の溶接破断部の断面マクロを 図19に示す。パルス通電により継手強度が大きく向上した ナゲット径3√tおよび4√tの場合は、本通電のみの場合は 破断形態が界面はく離破断あるいは部分プラグ破断であった が、パルス通電によりプラグ破断へと変化していたことが示 されている。

以上の結果より、短時間冷却・短時間通電のパルス通電溶 接を実施することにより、十字引張強さおよび破断形態を大 きく向上させることができ、高張力鋼板の継手強度向上が可 能であるといえる。

6 t

本稿では、薄鋼板の抵抗スポット溶接における溶接プロセ スの基本原理および基本溶接特性の考え方とともに、高張力 鋼板に対する抵抗スポット溶接施工技術について紹介した。

抵抗スポット溶接は実用化以降、約100年が経過しており、 新たな開発の余地が少ない溶接技術として位置付けをされ ることもあるが、今回紹介した溶接技術の他にも、最近、多 くの開発報告がなされている。スポット溶接部品質保証の観 点からは溶接リアルタイム制御技術²⁴⁾、溶接部の非破壊計測 技術²⁵⁾ など、また、溶接施工性の観点からは片側スポット溶 接技術^{26,27)} などの新しい抵抗スポット溶接関連技術が報告さ れており、今後もさらに大きく進歩していくものと期待され る。

参考文献

- 1) 森清和:自動車技術, 61 (2007) 4, 13-17.
- 2)抵抗溶接現象とその応用I,溶接学会抵抗溶接研究員会 編,(1982)



図19 十字引張試験後の破断形態に及ぼすパルス通電付加の影響

- 3) K.Bentley, J.Greenwood, P.Knowlson and R.Baker : British Welding J., 10 (1963), 613.
- 4) U.Dilthey, H.Bohlmann, K.Willms, W.Sudnik, O.Mokrov and R.Kudinov : Proc.7 Int. Symp. JWS, Kobe, (2001)
- 5) H.Murakawa : Transactiobs of JWRI, 32 (2003) 1.
- 6) W.Zhang: Welding in the World, 50 (2006)
- 7) 斉藤亨, 高橋靖雄: 溶接技術, 31 (1983) 3, 27-32.
- 8) J.Heuschkel: Welding J., 31 (1952) 10, 931-943.
- 9) J.M.Sawhill and J.C.Becker : Welding J., 59 (1980) 1, 19-31.
- 10)田中甚吉,樺澤真事,小野守章,長江守康:日本鋼管技報,
 105 (1984), 72-81.
- 11) 高橋靖雄, 戸来稔雄, 坂本徹:材料とプロセス, 60 (1974), 548.
- 12) 樺澤真事, 船川義正, 小川和洋: 溶接学会論文集, 14 (1996) 4, 754-761.
- 13) 小野守章:第184回西山記念技術講座,(2005),136-165.
- 14) 長島伸匡, 山崎貴司: 溶接技術, 48 (2000) 4, 71-75.
- 15) 吹田和嗣, 鈴木清司, 坂本好隆, 柴田洋一:自動車技術,50 (1996) 12, 57-63.
- 16) 奥田滝夫: 溶接技術, 21 (1973) 12, 92-97.
- 17) 長谷川寿男, 古賀信次, 武市正次, 八木栄一, 小池健, 荒
 砂等:川崎重工技報, 152 (2003), 22-27.

- 18) 別所清, 松岡孝, 長谷部茂雄, 保母芳彦, 川井俊彦: 住友 金属, 26 (1974) 2, 182-192.
- 19) 池田倫正, 沖田泰明, 小野守章, 安田功一, 寺崎俊夫: 溶 接学会論文集, 28-1 (2010), 141-148.
- 20) 池田倫正, 沖田泰明, 小野守章, 安田功一: 溶接技術, 55 (2007) 3, 78-82.
- 21) 谷口公一, 沖田泰明, 池田倫正, 遠藤茂: 溶接学会全国大 会講演概要, 87 (2010), 47-48.
- 22) 谷口公一, 貞末照輝, 伊木聡, 池田倫正, 遠藤茂: 溶接学 会全国大会講演概要, 89 (2011), 4-5.
- 23) Mimer, M., Svensson, L.E. and Johansson, R. : Welding in the World, 48 (2004), 14-18.
- 24) 中根豊, 加地伸也, 森田幸弘: 溶接技術, 52 (2004) 3, 93-98.
- 25) 高田一, 北浜正法, 広瀬智行, 池田倫正, 西村恵次:まて りあ, 48 (2009) 2, 79-81.
- 26) H.Nishibata, M.Fukumoto and M.Uchihara : Welding in the World, 53 (2009), 15-22.
- 27) 松下宗生,池田倫正,遠藤茂:溶接学会全国大会講演概要, 88 (2011),71-72.

(2011年10月17日受付)