

高強度冷延鋼板のスポット溶接性

田中 福輝*・野村 伸吾*・小久保一郎*²

Spot Weldability of Cold Rolled High Strength Steel Sheets

Yoshiki TANAKA, Shingo NOMURA, and Ichiro KOKUBO

Synopsis:

The acceptable welding current range for nugget formation and mechanical strength of welded joint have been studied in relation to tensile strength and electrical resistivity of steel sheet, and electrode force in welding.

The lower limit, I_{low} (kA), of welding current for nugget formation and the upper limit, I_{upp} (kA), for avoiding expulsion decrease with the increase in tensile strength of steel sheet, in which the upper limit decreases more remarkably than the lower one. The decreasing tendency is well explained in terms of tensile strength, TS (kgf/mm²), and electrical resistivity, ρ (μ - Ω cm), of steel sheet as in the following:

$$I_{low} = 9.50 - 0.030TS - 0.060\rho$$

$$I_{upp} = 11.27 - 0.032TS - 0.081\rho$$

Tensile shear strength and cross tension strength of welded joint increase with the increase in tensile strength of steel sheet. The increment of cross tension strength is smaller than that in tensile shear strength. Cross tension strength appears to be largely affected by hardness distribution across the heat affected zone, which is influenced by chemical composition of steel sheet.

1. 緒 言

自動車の軽量化が進むにつれて高強度鋼板が強度部材にも使用され始めたため、スポット溶接部には従来にも増して高い信頼性が要求されるようになってきた。このような状況から高強度鋼板の溶接部特性や溶接条件におよぼす母材の引張強さや化学成分の影響について多くの研究¹⁾がなされており、高強度鋼板になると散りが発生し易くなること²⁾³⁾や、引張せん断強さは化学成分の影響を受けにくいと十字引張強さは影響を受けやすいこと^{2)~5)}等が報告されている。しかし、溶接現象の詳細な機構についてはまだ必ずしも明らかにされているとはいえない。

本研究では溶接部の強さにおよぼす母材引張強さ、化学成分や溶接条件の影響、および散り発生限界電流と母材引張強さ、比抵抗との関係について検討を行った。

2. 実 験 方 法

2.1 供試材

供試材の化学成分、機械的性質および比抵抗を Table 1 に示す。A~G は工場生産材であり、A は軟鋼板、B

~F は主として P, Si, Mn による固溶強化型高強度鋼板である。G は高炭素鋼、Hc は Al キルド軟鋼板を実験室で 40% 冷間圧延した加工硬化材であり、この両者は他の材料と比べて強度と比抵抗の比が大きく異なっている。Hc 材に対する比較材として、これを焼鈍した Ha 材を用いた。供試材はすべて 0.8 mm 厚さで、表面粗度 (Ra) は 0.5~1.1 μ であつた。

2.2 溶接方法

溶接機は定置式 50 kVA、ダイレクト通電、サイリスタ制御方式のものを用いた。電極は Cr-Cu, RWMA クラス 2 で先端径 6 mm ϕ -40 R のドーム型のものを用いた。溶接条件のうち、加圧力および溶接電流以外は一定とし、通電時間 12 サイクル (60 Hz)、保持時間 0 サイクル (指示値) とした。上下の電極の当たりを調整するため、試験を行う前に試験に用いる加圧力下で 10 kA, 12 サイクルで 150 点の予打点を行った。供試材は防錆油塗布のまま溶接に供した。JIS Z 3136, 3137 にしたがって引張せん断試験と十字引張試験を実施し、引張速度はすべて 10 mm/min とした。破断後のボタン径は最大径と最小径とを測定しその平均値を求めた。ナゲット径は板厚方向断面をマクロ腐食して観察した。

昭和 56 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 56 年 10 月 23 日受付 (Received Oct. 23, 1981)

* (株)神戸製鋼所加古川製鉄所 (Kakogawa Works, Kobe Steel, Ltd., 1 Kanazawa-cho Kakogawa 675-01)

*² (株)神戸製鋼所加古川製鉄所 工博 (Kakogawa Works, Kobe Steel, Ltd.)

Table 1. Chemical compositions, mechanical properties and electrical resistivity of steels.

Steel	Chemical compositions (wt%)					Mechanical properties			Electrical resistivity ($\mu\Omega\text{-cm}$)
	C	Si	Mn	P	Nb	Y S (kgf/mm^2)	T S (kgf/mm^2)	EI (%)	
A	0.04	0.02	0.28	0.006		21.2	31.3	46.6	13.1
B	0.06	0.02	0.37	0.092		25.4	39.2	39.5	15.1
C	0.04	0.55	0.28	0.006		30.5	42.5	36.7	20.4
D	0.06	1.03	0.39	0.016		33.6	47.4	36.5	28.3
E	0.09	1.44	0.55	0.010	0.052	44.6	56.5	30.5	34.2
F	0.10	0.55	1.61	0.011	0.055	43.5	58.5	27.3	29.0
G	0.62	0.22	0.75	0.010		35.0	52.7	28.8	16.7
H _c	0.05	0.02	0.28	0.014		58.0	60.2	6.8	13.2
H _a	0.05	0.02	0.28	0.014		28.6	32.7	47.0	13.1

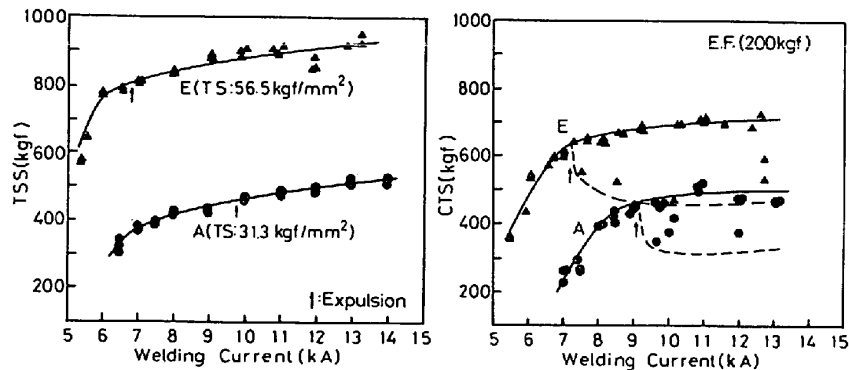


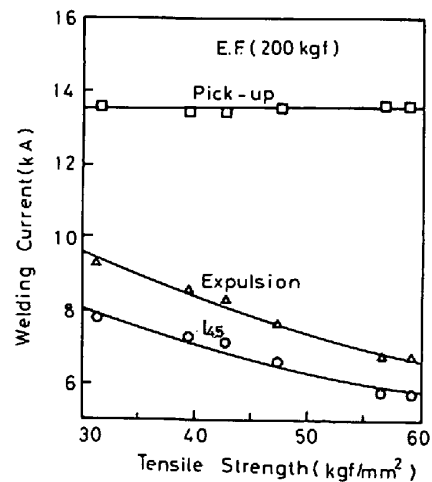
Fig. 1. Effect of welding current on tensile shear strength (TSS) and cross tension strength (CTS). (typical examples)

3. 結 果

3.1 適正溶接条件範囲

一般にスポット溶接の難易は溶接部特性が安定して得られる電流範囲の広さで評価されている。Fig. 1 に一例として軟鋼(A)と 55 kgf/mm² 級高強度鋼(E)についての引張せん断、および十字引張強さと溶接電流の関係を示す。溶接電流を増加するとある電流値でナゲットが生成されはじめるため、引張せん断強さは急激に増加する。その後、電流の増加とともに強さも漸増し、散り発生後もその傾向は変わらずばらつきも少ない。十字引張強さも同様の経過をたどるが、この場合には散りが発生すると強さのばらつきが著しく大きくなる。このような溶接電流と溶接部強さの関係は軟鋼板の場合も高強度鋼板の場合も同様である。

溶接部の強さが電流値によってこのように変化するため、適正溶接部電流の範囲としては通常、十分な強度を保証し得るナゲットが生成される電流値から散りの発生しない最大の電流値までが採用されている。本研究では $5\sqrt{t}$ (t : 板厚) のナゲットが形成される電流値 ($I_{4.5}$) から散り発生限界電流までを適正溶接条件範囲とした。なお参考までに、鋼板の圧痕部分の約 70% に電極の Cu が付着する電流を溶着 (pick-up) 限界電流として求め



$I_{4.5}$: Welding current required to form a nugget of 4.5 mm diameter.

Expulsion: Maximum welding current without expulsion.

Pick-up: Welding current that occurs heavy pick-up.

Fig. 2. Relationship between tensile strength of base metal and limiting currents.

た。

加圧力 200 kgf の場合の溶接条件範囲と母材引張強さの関係を Fig. 2 に示す。溶着限界電流は母材引張強さに関係なく一定であるが、 $I_{4.5}$ および散り発生限界電流は母材引張強さの増加とともに低下しており適正溶接電流の範囲も狭くなっている。母材引張強さの増加により散り発生限界電流が低下することはすでに報告されて

おり²⁾、本研究の場合も同様の結果が得られた。

Fig. 3 に溶接条件範囲と加圧力の関係を示す。図には、代表的な3種の鋼板についての結果を示した。いずれの場合にも加圧力が増加するにつれて $I_{4.5}$ 、散り発生、溶着の各限界電流は高電流側に移行する。このため適正溶接条件範囲も高電流側へ移行するが、 $I_{4.5}$ に比べて散り発生限界電流の変化が大きいため、その範囲は広がっている。この傾向は軟鋼板に比べて高強度鋼板の方が著しい。適正溶接条件範囲の広さを母材強度で整理して Fig. 4 に示す。加圧力の増加とともに範囲は増大し 400 kgf では母材引張強さにかかわらずほぼ一定の値を示す。

3.2 溶接部強さ

適正溶接電流範囲で得られる最大の溶接部強さとして、散り発生直前の電流での強さを求めた。各種鋼板の

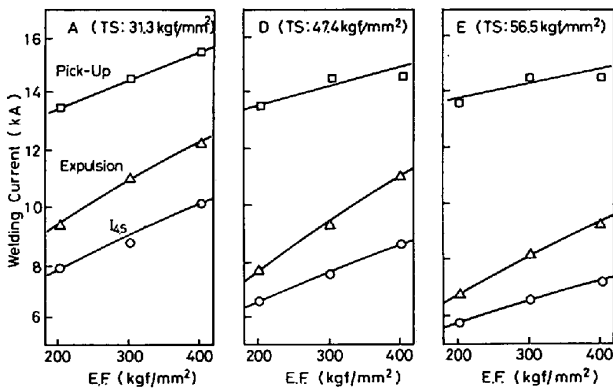


Fig. 3. Effect of electrode force (E.F.) on various limiting currents.

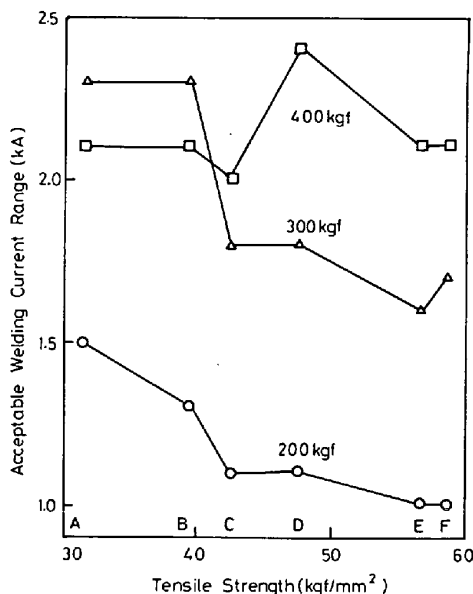


Fig. 4. Relationship between tensile strength of base metal and acceptable welding current range under various electrode force indicated in the figure.

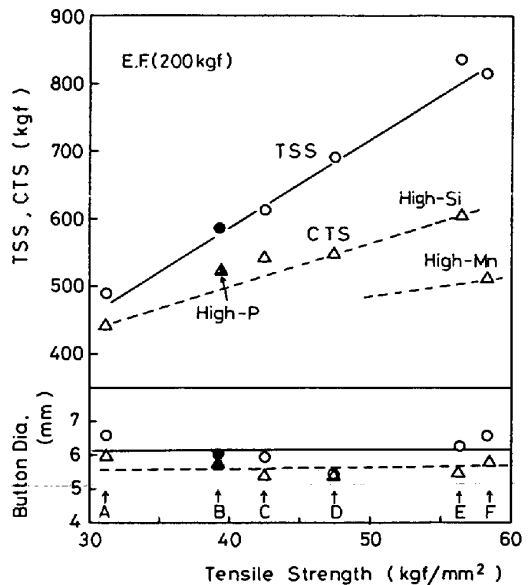


Fig. 5. Effect of tensile strength of base metal on tensile shear strength (TSS), cross tension strength (CTS) and button diameter after fracture.

溶接部強さと母材引張強さの関係を示す。引張せん断強さ (TSS) は母材引張強さの増加とともに増加しており、鋼板の成分による差はあまり見られない。これはすでに報告されている結果³⁾⁴⁾と一致しており、Photo. 1 に示すようにいずれの鋼種についても母材破断が生じていることに関連する。十字引張強さ (CTS) も母材引張強さの増加によつて増加するが、この場合には成分による差が認められ、Si 強化鋼と Mn 強化鋼の差が大きい。なお、破断面のボタン径は母材強さに関係なくほぼ一定である。

Fig. 6 に代表的な3種の鋼板について引張せん断強さ、および十字引張強さと加圧力の関係を示す。いずれの鋼種においても引張せん断強さは加圧力の増加とともに増大しているが、十字引張強さはあまり変化していない。引張せん断強さが加圧力とともに増加するのはナゲット周辺の圧接部の拡大⁶⁾に起因するものと考えられ、ボタン径の増加と対応している。一方十字引張強さはボタン径が増加しているにもかかわらず増大していない。この理由は必ずしも明確になつていないが、Fig. 7 に見られるように加圧力の増加とともにくぼみ深さが増加していることから、ボタン径増大による強度増加の効果が、くぼみ深さによる強度低下効果⁷⁾により相殺されたためと推定される。

4. 考 察

以上の結果から、高強度鋼板のスポット溶接性については適正溶接条件の範囲が狭いこと、および母材の引張

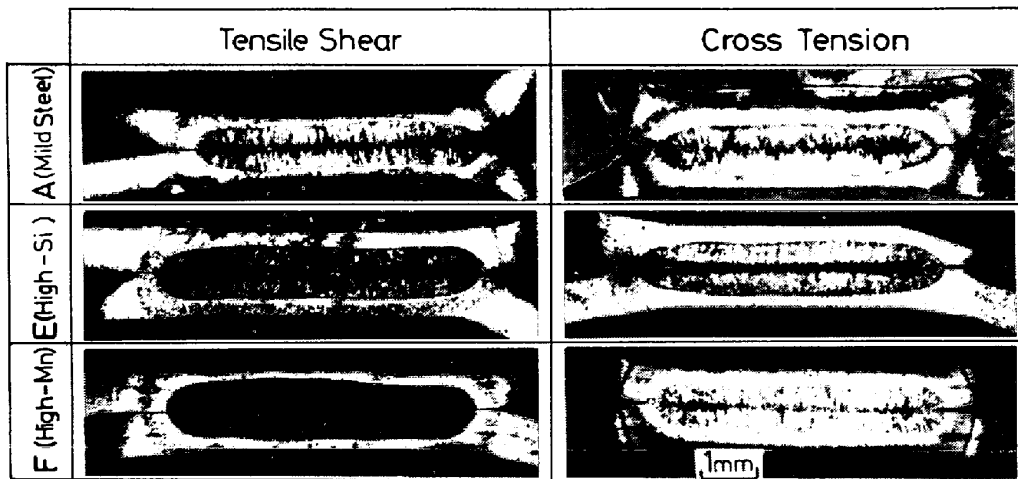


Photo. 1. Cross-sectional view of fractured welded joints.

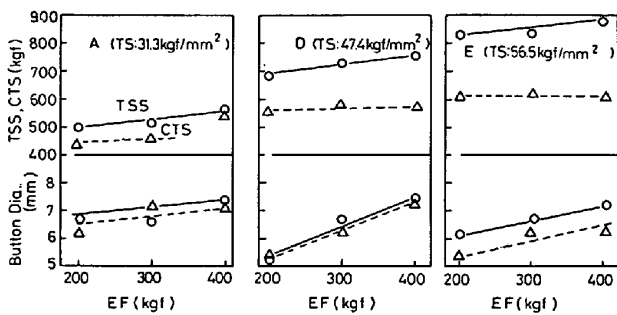


Fig. 6. Effect of electrode force on tensile shear strength (TSS), cross tension strength (CTS) and button diameter after fracture. (typical example)

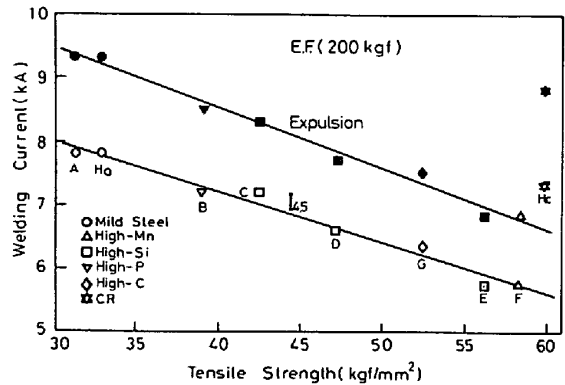


Fig. 8. Relationship between tensile strength of base metal and limiting currents.

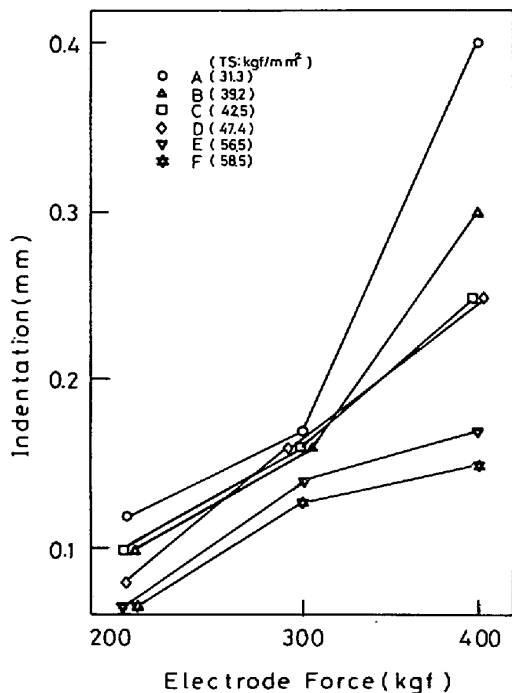


Fig. 7. Relationship between electrode force and indentation of spot welded joints in various steel sheets.

強さの増加にともなう十字引張強さの増加が少ないことが大きな問題と考えられる。ここではこれらの点について考察する。

4.1 溶接条件範囲

3.1 で述べたように適正溶接条件範囲が変化するのは散り発生限界電流の変化が大きいためである。散り発生限界電流が母材引張強さの増加とともに低下することはすでに報告されている²⁾が、最近、山内ら³⁾は母材強さよりも母材の比抵抗で整理できると報告している。散り発生限界電流におよぼすこれらの因子の影響を明確にするために、固溶、析出強化材とは母材強さと比抵抗の比が大きく異なつた高炭素鋼(G)、および加工硬化材(Hc)を加えて調査を行つた。Fig. 8 に加圧力 200 kgf の場合の散り発生限界電流および $I_{4.5}$ と母材強さの関係を示す。通常よく用いられている、固溶、析出強化材では母材強さとよい相関が認められるが、加工硬化材がこの関係から大きく外れている。加工硬化材は実験室ロールで圧延したため、他の材料とはダルの形状等の表面状態が異なつており、この影響も考えられるが、これを焼

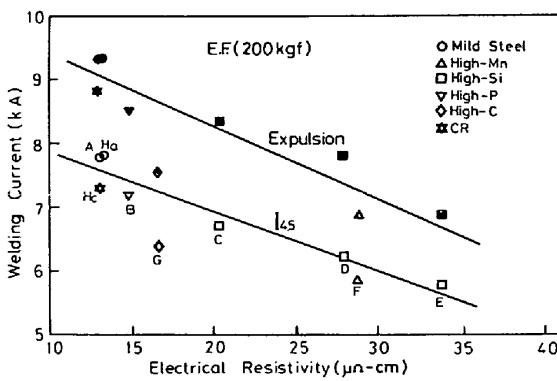


Fig. 9. Relationship between electrical resistivity of steel sheet and limiting currents.

鈍した Ha 材が軟鋼板(A)と同様の挙動を示していることから、表面状態の違いは無視できる。したがって、散り発生限界電流および $I_{4.5}$ の変化は母材引張強さのみでは整理できないことがわかる。Fig. 9 にこれらの限界電流と室温での母材の比抵抗との関係を示す。加工硬化材の相関はよくなっているが、高炭素鋼や P, Mn 系鋼の相関はむしろ悪くなっており、母材の比抵抗のみによつても説明できないことがわかる。そこで、これらの結果から母材引張強さと比抵抗の両者を考慮して回帰分析を行った。結果を次式に示す。

$$I_{4.5} = 9.50 - 0.030 \text{ TS} - 0.060 \rho \quad (\text{相関係数 } 0.93), \dots\dots\dots (1)$$

$$I_{ex} = 11.27 - 0.032 \text{ TS} - 0.081 \rho \quad (\text{相関係数 } 0.92), \dots\dots\dots (2)$$

$I_{4.5}$: 4.5φ のナゲット形成電流(kA),

I_{ex} : 散り発生限界電流(kA),

TS : 母材の引張強さ (kgf/mm²),

ρ : 母材の比抵抗 ($\mu\Omega\text{-cm}$).

また、回帰式によつて求めた値と実測値の関係を Fig. 10 に示す。加工硬化材や高炭素鋼に多少のばらつきは認められるが、相関係数は母材引張強さ (0.73) や比抵抗 (0.87) との単独の場合よりも高い。すなわち散り発生限界電流および $I_{4.5}$ は母材引張強さと比抵抗の両者によつて支配されていることがわかる。母材引張強さがどのような形でナゲット生成や散り発生に影響しているかを調べるため溶接中の電極間抵抗の変化を測定しピーク抵抗⁹⁾を求めた。Fig. 11 に散り発生限界電流とピーク抵抗の関係を示す。これらの間にはよい相関 (相関係数 0.95) があることがわかる。ピーク抵抗 (R_p) は母材の比抵抗および母材強さの関数として表すことができ、次の回帰式で示される。

$$R_p = 77.7 + 0.19 \text{ TS} + 0.25 \rho \quad \dots\dots\dots (3)$$

この式の相関係数は 0.98 であった。一方、ピーク抵抗

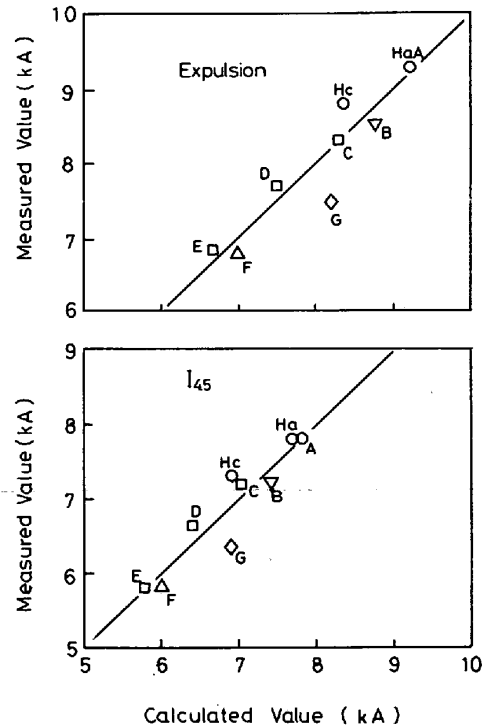


Fig. 10. Relationship between measured and calculated value of limiting currents.

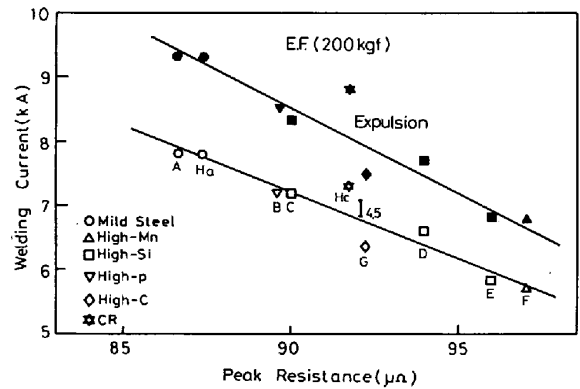


Fig. 11. Relationship between peak resistance and limiting currents.

はナゲット生成直前の抵抗であり、溶接時の比抵抗分布と通電面積の影響を受けている⁹⁾。以上のことから母材引張強さは主として通電面積を変化させることにより、ナゲット形成や散り発生限界電流に影響を与えているものと考えられる。

加圧力の増加により適正溶接条件範囲が高電流側に移行し広くなるのは、板-板間、電極-板間の接触面積が増大したためと推定される。

本研究ではドーム型の電極を用いたが母材引張強さの寄与の程度は電極の形状によつても変化するものと考えられる。

4.2 十字引張強さ

すでに述べたように十字引張強さは鋼板成分によつて

変化する。ここではこの原因を明らかにするために、特に差の大きい Si 系および Mn 系鋼について詳細に調査した。両鋼の十字引張強さの差をより明確にするために適正溶接条件範囲内で溶接電流を変化させてボタン径と十字引張強さの関係を求めた。結果を Fig. 12 に示す。同一ボタン径で比較しても Si 系の方が高い引張強さを示しており 6mmφ のボタン径では約 100 kgf の差が認められる。Photo. 1 には破断後の溶接部断面を示す。Si 系と Mn 系鋼では十字引張での破断の様子が異なっている。Si 系鋼では軟鋼板と同様に熱影響部と母材の境界付近からくびれが起こったのも破断に至っているのに対し、Mn 系鋼ではくびれることなく破断して

る。この変形状態の差は破断せずに残った部分からも明らかに認められる。この原因を明らかにするためにナゲットから母材へかけて硬度分布を測定した。結果を Fig. 13 に示す。図には各種の鋼板についての結果も同時に示したが、Mn 系鋼では熱影響部から母材にかけて急激な硬度低下が起こっている。溶接部断面の顕微鏡組織写真を Photo. 2 に示す。硬度変化と組織の変化にはよい対応がみられ、硬度が急激に低下している鋼種ほど熱影響部と母材の境界付近の 2 相域の幅が狭くなっていることがわかる。したがって、Mn 系鋼では硬い熱影響部と軟かい母材部が近接して存在することになる。以上の事実からこの両鋼種の十字引張強さの違いについて以下のように考察した。

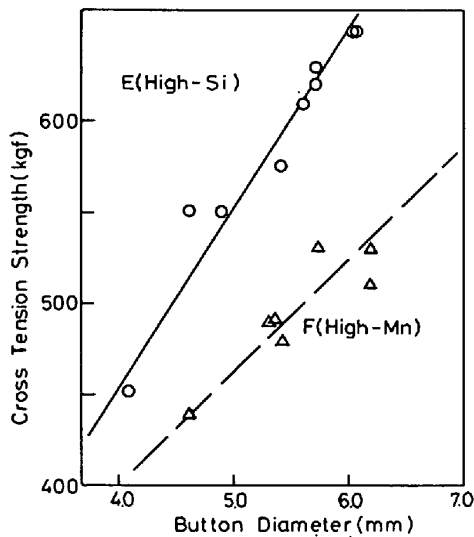


Fig. 12. Relationship between button diameter and cross tension strength of high-Si and high-Mn steel sheets.

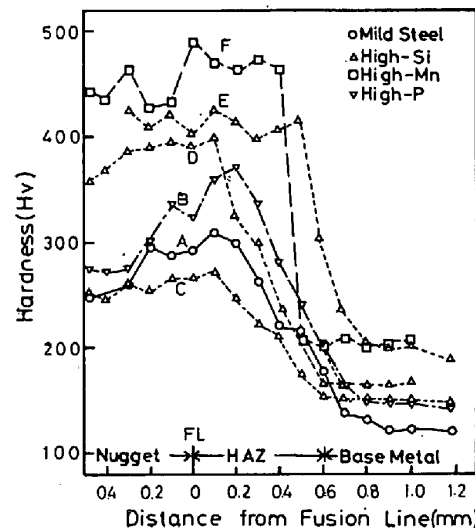


Fig. 13. Hardness change in cross-section of welds.

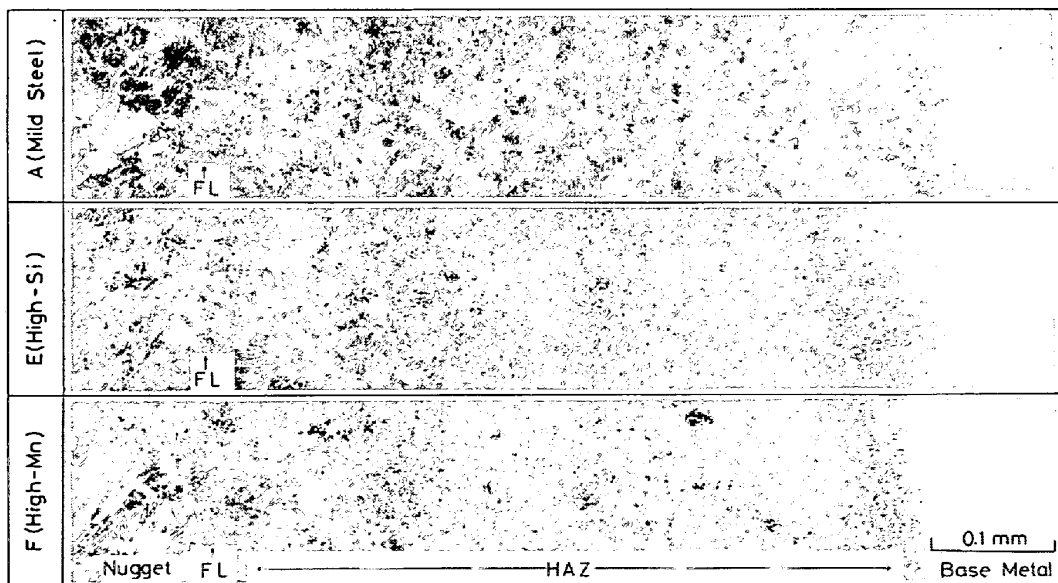


Photo. 2. Cross sectional microstructures of welded joints. (FL means fusion line)

十字引張では鋼板はナゲットから母材へかけて順次低下する大きい応力勾配のもとで変形を受ける。一方、上述のように鋼板の硬度すなわち強度は熱影響部から母材へかけて急激に低下している。このため、熱影響部と母材の境界の軟かい部分に変形が集中しその部分から破断が生じる。

Mn系鋼ではSi系鋼に比べて硬度変化がより急激であるために、変形しない硬い熱影響部に隣接して軟かい母材が存在することになり、その境界の変形の集中する部分ではせん断変形の割合が増加する。その結果、Photo. 1にみられるような、せん断的な破断を示し破断荷重が低下する。Si系鋼では硬度変化がゆるやかであるために、変形が熱影響部から母材へかけてのより広い領域で生じる。したがって、Mn系鋼の場合よりも引張変形の割合が増加し、破断荷重もより高い値を示す。また、破断面もくびれをともなつた通常の引張破断に近いものとなる。

以上、Si系鋼とMn系鋼の十字引張強さについて考察したが、これらは母材近傍で破断が起こっている場合である。十字引張強さが低下する原因としては、これらの他にナゲット内破断があり、これらについては別の機構を考える必要があると思われる。

5. 結 言

0.8 mm厚さの高強度鋼板を用いてスポット溶接における適正溶接条件範囲と溶接部強さにおよぼす母材引張強さ比抵抗および電極加圧力の影響について調査した結果、以下のことが明らかになった。

1) $5\sqrt{t}$ (4.5 mmφ) ナゲット形成限界電流 $I_{4.5}$ (kA) および散り発生限界電流 I_{ex} (kA) は母材の引張強さ TS (kgf/mm²) および常温での比抵抗 ρ (μ -Ωcm) の増加とともに低下し、加圧力の増加とともに増加する。

$I_{4.5}, I_{ex}$ は母材引張強さおよび常温での比抵抗の関数として次式で与えられる。

$$I_{4.5} = 9.50 - 0.030 TS - 0.060 \rho$$

$$I_{ex} = 11.27 - 0.032 TS - 0.081 \rho$$

2) 上記の両限界電流で決まる適正溶接条件範囲の広さは母材の引張強さおよび常温での比抵抗の増加とともに減少し、加圧力の増加とともに増大する。加圧力が400 kgfになると母材引張強さにかかわらず適正範囲の広さは一定となる。

3) 母材の引張強さが増加すると引張せん断強さは増加するが、十字引張強さの増加は少ない。加圧力を増加すると引張せん断強さは増加するが、十字引張強さはほとんど変わらない。

4) Mn系鋼の十字引張強さはSi系鋼に比べて低い。これはMn系鋼では熱影響部から母材へかけて急激に硬度が低下しているため変形が局所に集中し、十字引張の応力下ではSi系鋼に比べせん断変形の成分が増加するためと考えられる。

文 献

- 1) 野村伸吾, 田中福輝, 岩谷二郎: 抵抗溶接研究委員会 RW-192-81
- 2) 高橋靖雄, 戸来稔雄, 坂本 徹: 抵抗溶接研究委員会 RW-78-75
- 3) 山内信幸, 高 隆夫: 抵抗溶接研究委員会 RW-166-79
- 4) 能勢二郎, 田中甚吉, 佐藤之彦, 樺沢真事: 抵抗溶接研究委員会 RW-149-78
- 5) T. E. FINE and R. V. FOSTINI: SAE 790005
- 6) 仲田周次, 佐治重興, 福田収一, 齊藤 亨, 佐藤之彦: 抵抗溶接研究討論会 RWS-54B-81
- 7) 小久保一郎, 野村伸吾, 亀野克己: 神戸製鋼技報, 27 (1977) 2, p. 47
- 8) 西沢敬次: 抵抗溶接研究委員会 RW-99-76
- 9) 佐藤益弘, 小久保一郎, 野村伸吾, 田中福輝: 神戸製鋼技報, 30 (1980) 1, p. 93