

# 自動車用高強度鋼板のスポット溶接性

## Resistance Spot Weldability of High Strength Steel (HSS) Sheets for Automobile

及川初彦<sup>\* (1)</sup> 村山元<sup>\* (2)</sup> 崎山達也<sup>\* (2)</sup> 高橋靖雄<sup>\* (3)</sup>  
 Hatsuhiko OIKAWA Gen MURAYAMA Tatsuya SAKIYAMA Yasuo TAKAHASHI  
 石川忠<sup>\* (4)</sup>  
 Tadashi ISHIKAWA

### 抄 録

自動車部材の継手で高い信頼性を得るため、高強度鋼板のスポット溶接技術を検討した。適正溶接電流範囲は、鋼板の固有抵抗の増加で低電流側に移行し、その幅は加圧力の影響を受けた。溶接部の硬さは、主に鋼板のC量とともに増加した。継手の引張せん断強さ(TSS)は、ナゲット径、板厚、母材の引張強さとともに増加した。また、十字引張強さ(CTS)は、ナゲット径、板厚とともに増加したが、母材の引張強さや炭素当量に対しては、ある値でピークを示した。継手の疲労強度は、板厚とともに増加したが、母材の引張強さが増加しても増加しなかった。GA材の適正溶接電流範囲は、めっきの溶融で高電流側に移行し、連続打点性は3000点以上と実用上問題の無いレベルであった。

### Abstract

Resistance spot welding technologies of high strength steel (HSS) sheets were investigated in order to get high reliability in welded-joints of automobile components. Suitable welding current range shifted to lower current side by the effect of electric resistance increase of steel sheet and the width of this range was affected by electrode force. Vickers hardness at welded zone increased with increase of C content, mainly. Tensile shear strength (TSS) of welded-joints increased with increase of nugget diameter, sheet thickness and base steel strength. Cross tension strength (CTS) increased with increase of nugget diameter, sheet thickness, however, showed peak for the base steel strength and carbon equivalent. Fatigue strength of welded-joints increased with increase of sheet thickness, however, it didn't increase with increase of base steel strength. Suitable welding current range of galvanized HSS sheets shifted to higher current side by the effect of melting of coated material. Electrode tip life of these coated HSS sheets were over 3,000 points and these were practical use level.

## 1. 緒 言

資源を節約し快適な地球環境を保つため、自動車分野では、燃費向上やCO<sub>2</sub>排出量低減等に取り組んでおり、この目的を達成するため、車体の軽量化は益々重要な課題になってきている。また、衝突安全性向上に対するニーズも高まっている。高強度鋼板(HSS)は、これらの目的を達成する材料として期待されており、初期の440MPa級から、最近では980MPa級や1470MPa級ホットプレス材の適用も検討されている。

一方、車体の組立て工程では、スポット溶接が主に使われているため、高強度鋼板の適用に際しては、その溶接性改善が重要な課題となっている。そこで、本稿では、スポット溶接性から見た自動車用高強度鋼板の特性と課題、それを解決するためのスポット溶接技術について述べる<sup>1)</sup>。

## 2. スポット溶接性から見た高強度鋼板の特性

スポット溶接性の観点から、軟鋼板と比較しつつ高強度鋼板の特性を上げると、①固有抵抗が高く発熱し易いため、溶接電流範囲が低電流側に移行する、②スプリングバック等の影響で、加圧力を増加させないと、鋼板間で十分な接触径が得られず溶接不良が起こる場合がある、③炭素当量の増加によって、溶接部がマルテンサイト組織になり易くなり硬さが増加する、④鋼板強度の増加で継手強度が変化する、等がある。以下、高強度鋼板をスポット溶接した場合の特性を、冷間圧延材の場合を中心に述べる。

## 3. 高強度鋼板のスポット溶接性

### 3.1 高強度鋼板の最適溶接条件

スポット溶接は、通電によるジュール発熱によって鋼板間で溶融

\* (1) 鉄鋼研究所 接合研究センター 主幹研究員 工博  
 千葉県富津市新富20-1 〒293-8511 TEL:(0439)80-1901

\* (2) 鉄鋼研究所 接合研究センター 主任研究員

\* (3) 日溶工テクノサービス 部長 工博

\* (4) 鉄鋼研究所 接合研究センター センター長 工博

部を形成させ、通電終了後、水冷された電極への抜熱によって凝固部(ナゲット)を形成させる溶接法であり、発熱量 $Q$ は下記のように表される。

$$Q \propto (R1 + R2) \cdot I^2 \cdot s / r^4 \quad (1)$$

ただし、 $R1$ ：鋼板間の接触抵抗、 $R2$ ：鋼板の固有抵抗、 $I$ ：溶接電流、 $s$ ：通電時間、 $r$ ：鋼板間の接触径である。

(1)式の内、接触抵抗 $R1$ 、固有抵抗 $R2$ は鋼板に特有な値である。一方、溶接電流 $I$ 、通電時間 $s$ および鋼板間の接触径 $r$ に影響を与える加圧力は、発熱量を左右する重要な因子であるため、スポット溶接の3大条件と呼ばれている。表1に、軟鋼板での標準スポット溶接条件を示す<sup>2)</sup>。

基本的には、高強度鋼板の場合でも表1の条件で良いが、注意を要するのは加圧力である。高強度鋼板では、剛性の増加とスプリングバックの影響で鋼板間に隙間ができ易くなるため、鋼板間で十分な接触径が得られず、その結果散りが発生し易くなって適正溶接電流範囲(必要最小限のナゲット径が得られる電流から散りが発生するまでの電流)が狭くなる場合がある<sup>3,5)</sup>。したがって、高強度鋼板の溶接では、必要に応じて加圧力を上げることが重要であり、これによって適正溶接電流範囲が広がることもある<sup>3,5)</sup>。隙間の存在を考慮した加圧力式の一例を下記に示す。

$$P = 2.45 \cdot t \cdot (TS / 300)^{1/2} \quad (2)$$

ただし、 $P$ ：加圧力(kN)、 $t$ ：板厚(mm)、 $TS$ ：鋼板の引張強さ(MPa)である。

なお、鋼板の引張強さ増加とともに加圧力を増加させると、通電開始後隙間が消滅するまでの時間も短縮され、溶接不良の発生も抑制され易くなる<sup>6,7)</sup>。

### 3.2 スポット溶接部の発熱に影響を及ぼす因子

(1)式で示したように、鋼板の接触抵抗と固有抵抗は、溶接条件を左右する重要な因子である。しかし、前者の影響は溶接初期のみであり、ナゲット形成にはむしろ後者の影響の方が大きい。固有抵抗は鋼板特有の物性値であり、合金元素の添加量とともに増加する<sup>8)</sup>。例えば、室温で比べると、DP鋼では軟鋼の約2倍、TRIP鋼では約3倍の値を示す。しかし、温度の上昇とともにいずれの固有抵抗の値も増加しほぼ同じ値になる。上記以外にも、ナゲット形成には溶接条件の影響が大きく、その程度は、(1)式で示した通り、通電径 $r >$ 溶接電流 $I >$ 通電時間 $s$ の順である。

### 3.3 適正溶接電流範囲

適正溶接電流範囲とは、ナゲット径が最小限の値(例えば $4\sqrt{t}$  mm、ここで、 $t$ は板厚)になる電流から散りが発生するまでの電流のことであり、この範囲が広いと、電流が変動しても所定範囲のナゲット径が得られるため望ましい。図1は各種鋼板での溶接電流とナゲット径の関係を示しているが、ナゲットが形成される電流は、軟鋼>DP鋼>TRIP鋼の順に低下している。これは、固有抵抗の増加により、ナゲット形成電流が低下したためと考えられる。なお、鋼板の強度が増加する程、十分な接触径が得られ難いため、散り発生電流が低下して適正電流範囲が狭まる傾向があるが、これは鋼板がある強度以上か板厚が厚い場合のみと考えられる<sup>3,5)</sup>。

### 3.4 溶接部のマクロ・マイクロ組織

図2に780MPa級TRIP鋼板(冷間圧延材)同士をスポット溶接した時の、溶接部におけるマクロ・マイクロ組織を示す。鋼板間には楕円形のナゲットが、また、その周囲には熱影響部(HAZ)が形成されている。ナゲット部は、電極による抜熱によって急冷されるため、マルテンサイト組織になる。熱影響部は、溶接時の到達温度によって、マルテンサイト組織から母材の組織に変化していく。同種同厚2枚重ねの場合には、鋼板間のほぼ中央部にナゲットが形成されるが、異厚組合せの場合には厚板側に、異種材組合せの場合には固有抵抗が高い側にナゲットが形成される。

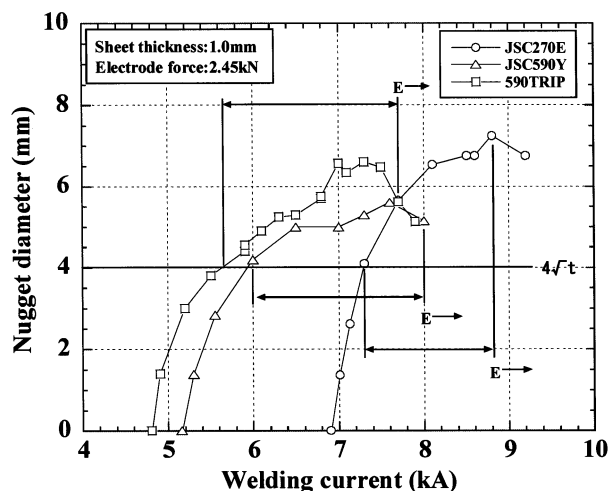
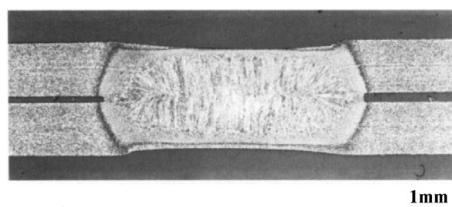


図1 ナゲット径に及ぼす溶接電流の影響  
Effect of welding current on nugget diameter

表1 軟鋼板での標準スポット溶接条件  
Standard spot welding conditions for mild steel sheets

Sheet thickness $t$ (mm)	Electrode tip diameter $d = 5\sqrt{t}$ (mm)	Weld time $s = 10 \cdot t + 2$ (cycles)	Electrode force $P = 2.45 \cdot t$ (kN)	Welding current $I$ (kA)
0.6	4.0	8	1.47	Maximum value practicable without expulsion
0.8	4.5	10	1.96	
1.0	5.0	12	2.45	
1.2	5.5	14	2.94	
1.4	6.0	16	3.43	
1.6	6.5	18	3.92	
2.3	7.5	25	5.64	
3.2	9.0	34	7.84	



(a) Macro structure



(b) Micro structure

図2 780TRIP鋼板スポット溶接部のマクロ・ミクロ組織  
Macro and micro structure at welded zone of 780TRIP steel sheets

### 3.5 溶接部の硬さ分布

図3に同一鋼板同士をスポット溶接した時の、溶接部の硬さ分布を示す。ナゲット部は通電後急冷されるため、硬さの値は母材に比べかなり高い値を示す。また、ナゲット近傍のHAZの硬さも高い値を示し、ナゲットから離れるにしたがって母材の値に近づいていく。なお、980MPa級以上の鋼板ではHAZ軟化域が認められる<sup>3)</sup>。しかし、この幅は非常に狭いため、周囲の拘束によって継手強度にはほとんど影響しない。

ナゲットの硬さは、母材強度の増加とともに増加するが、780MPa以上ではほとんど変化しない。これは、ナゲットの硬さが、炭素当量の影響を受けるからである。炭素当量の式として、下記の式が提案されている<sup>2,4,5,9)</sup>。

$$Ceq = C + Si/40 + Cr/20 \quad (\%) \quad (3)$$

$$Ceq = C + Si/40 + Mn/200 + Cr/300 \quad (\%) \quad (4)$$

$$Ceq = C + Si/90 + (Mn + Cr)/100 \quad (\%) \quad (5)$$

図4は、(3)式の炭素当量とナゲット平均硬さの関係を示したものである。ナゲットの平均硬さは、一部のIF鋼を除いて、板厚に関係なく炭素当量に比例して増加する。ナゲットの硬さは母材強度に比例するわけではないため、ナゲット/母材の硬さ比は、母材強度の増加とともに低下する。

### 3.6 溶接継手の引張せん断強さ(TSS)、十字引張強さ(CTS)

スポット溶接継手の信頼性を示す指標としては、まず継手の引張せん断強さ(せん断方向の引張強さ：TSS)と十字引張強さ(剥離方向の引張強さ：CTS)が上げられる。図5はナゲット径と引張せん断強さの関係であるが、引張せん断強さはナゲット径に比例して増加し、また、板厚が厚い方が高い値を示している。これは、十字引張強さの場合も同様である。

従来、軟鋼板でも同様の比例関係が認められたため、継手強度の

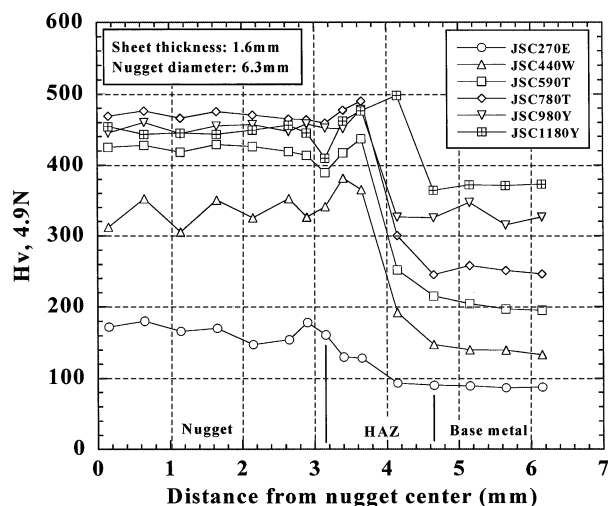


図3 スポット溶接部における硬さ分布  
Distribution of Vickers hardness at welded zone

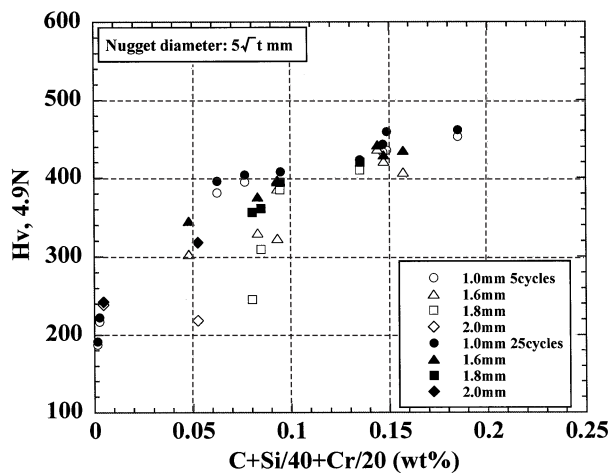


図4 溶接部の硬さに及ぼす炭素当量の影響  
Effect of carbon equivalent on Vickers hardness of nugget

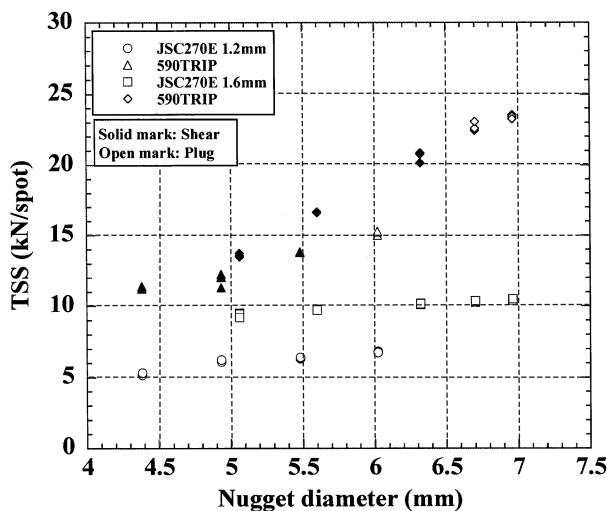


図5 引張せん断強さに及ぼすナゲット径、板厚の影響  
Effect of nugget diameter and sheet thickness on TSS of joints

管理はたがね試験やピール試験によって測定された破断径によって管理されてきたが、高強度鋼板でも同様の管理法が適用できそうである。しかし、高強度鋼板のたがね試験では、ナゲットでの破断が生じ易くなるため、今後、破壊試験に代わる非破壊ナゲット径測定法等が必要になると考えられる。なお、ナゲット径の増加に伴い、溶接部では、ナゲット内でせん断的に破断するシアー破断から、ナゲットの周囲近傍(一部ナゲット内または母材)で破断するプラグ破断に移行する。破断形態が移行するナゲット径は、後で述べるように、鋼板の強度または板厚の増加とともに増加する。通常、PL法の観点から、プラグ破断が望ましいとされている。

図6はナゲット径を6.7mm一定にした場合(プラグ破断がメインの場合)の、引張せん断強さと十字引張強さに及ぼす鋼板強度の影響を示したものである。引張せん断強さは、590MPa級鋼板までは比例的に増加するが、それ以上は増加率が低くなる。一方、十字引張強さは、590MPa級鋼板あたりまでは増加するが、そこをピークにその後は減少している。通常、高強度化に伴いCTSが低下するのは、炭素当量が増加するためと説明されてきたが<sup>30)</sup>、780MPa級以上では炭素当量が増加していないにもかかわらずCTSが低下している。したがって、CTSが低下するのは、炭素等量の影響だけでなく、母材強度の増加に伴うナゲット周辺部での変形量低下と、その結果生じるナゲット近傍での応力集中が原因と考えられる<sup>3)</sup>。散りが発生した場合には、継手強度のばらつきは大きくなり、CTSでは顕著である<sup>3)</sup>。なお、高速で引張試験した場合にも、TSSの値はほぼ同じを示す。

上記で述べたように、CTSに影響を与える因子としては、炭素当量の値が良く知られており、下記の式が提案されている<sup>4,5,9)</sup>。炭素等量の値が下記式の範囲内であれば、十字引張試験での破断形態が良好(ナゲット外プラグ破断)で、CTSの値が低下しないとされている。

$$Ceq=C+Si/30+Mn/20+2P+4S\leq 0.24 (\%) \quad (6)$$

$$Ceq=C+Si/90+(Mn+Cr)/100+1.5P+3S=0.21 (\%) \quad (7)$$

$$Ceq=C+2P/3+2P<0.153 (\%) \quad (8)$$

$$Ceq=C+Si/30+(Mn+Cr)/20+2P+3S\leq 0.248 (\%) \quad (9)$$

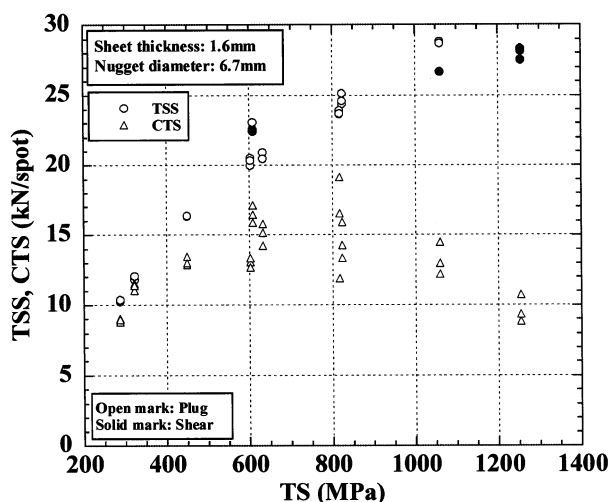


図6 TSSとCTSに及ぼす母材の引張強さの影響  
Effect of base steel strength on TSS and CTS of joints

図7は上記(6)式の炭素当量とCTSの関係を示す。炭素当量の値が0.24以上では、一部ナゲット内で破断が生じ、CTSは低下する傾向を示している。これは従来知見通りである<sup>4,6,9)</sup>。

図8は上記(6)式の炭素当量と延性比(CTS/TSS)の関係を示したものである。延性比は炭素当量の増加とともに低下するが、最低でも0.3程度である。

さて、継手強度に影響を与える因子を上げると、まず、引張せん断強さでは、①ナゲット径、②板厚、③母材の引張強さ、④散りの発生、⑤引張時の試験片の偏心状態(面外変形)が上げられる。また、十字引張強さでは、①ナゲット径、②板厚、③母材の炭素当量、④散りの発生、⑤ナゲット周囲での変形状態(開き角)が上げられる。

従来、引張せん断強さTSSを推定する式として、まず、シアー破断する場合には、下記が提案されている<sup>4,5)</sup>。

$$TSS=A\cdot 2/\sqrt{3}\cdot \pi/4\cdot d^2\cdot TS_N \quad (10)$$

$$TSS=9.8\cdot \pi\cdot (d/2)^2\cdot H_{VN}/3^{1.5} \quad (11)$$

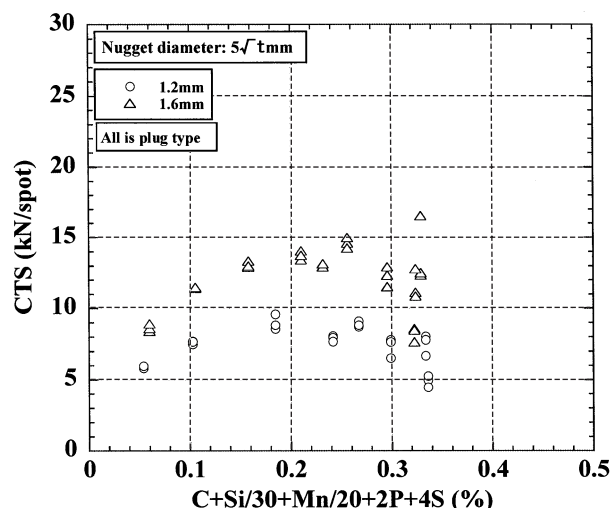


図7 CTSに及ぼす炭素当量の影響  
Effect of carbon equivalent on CTS of joints

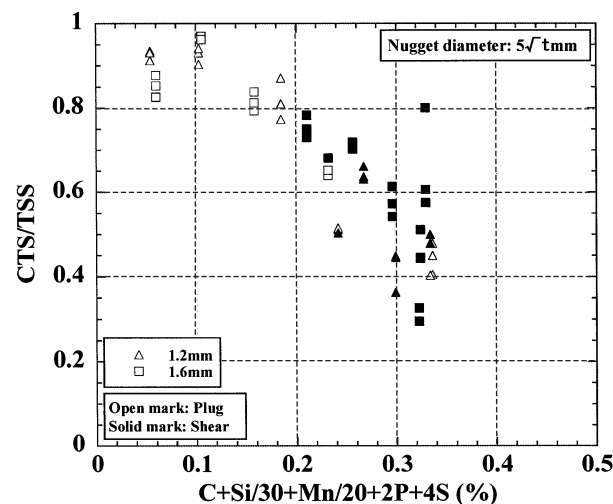


図8 延性比に及ぼす炭素当量の影響  
Effect of carbon equivalent on ratio of CTS/TSS



また、プラグ破断する場合には、下記が提案されている<sup>3,5)</sup>。

$$TSS = B \cdot t \cdot TS_B \cdot d \quad (12)$$

$$TSS = C \cdot t \cdot TS_B \cdot Pd \quad (13)$$

$$TSS = D \cdot t^{1.26} \cdot TS_B^{0.76} \quad (14)$$

$$TSS = 36.4 \cdot t^{1.42} \cdot TS_B^{0.84} \quad (15)$$

$$TSS = 2.05 \cdot t \cdot TS_B \cdot (1 + 0.0059 \cdot EI) \cdot (d + 2.09) \quad (16)$$

ただし、A~D:係数、d:ナゲット径、 $TS_N$ :ナゲットの引張強さ、 $H_{VN}$ :ナゲットの硬さ、t:板厚、 $TS_B$ :鋼板の引張強さ、Pd:破断径、EI:鋼板の伸びである。

先に述べたように、シェア破断からプラグ破断に移行する臨界ナゲット径 $d_c$ は、(10)式と(12)式から、下記のように示される。

$$d_c > 2\sqrt{3 \cdot B / A \cdot TS_B / TS_N \cdot t} \quad (17)$$

したがって、臨界ナゲット径は、母材/ナゲット硬さ比、板厚の増加とともに増加する。

一方、十字引張強さを推定する式として、まず、シェア破断する場合には、下記が提案されている<sup>4,5,10)</sup>。

$$CTS = E \cdot \pi / 4 \cdot d^2 \cdot TS_N \quad (18)$$

$$CTS = 9.8 (1.4 - 0.003 \cdot H_{VN}) \cdot \pi \cdot (d/2)^2 \cdot (H_{VN}/3) \quad (19)$$

また、プラグ破断の場合には、下記が提案されている<sup>4,5,10)</sup>。

$$CTS = F \cdot 2 / \sqrt{3} \cdot \pi \cdot d \cdot t \cdot TS_N \quad (20)$$

$$CTS = 645 \cdot t \cdot d^{1.27} \quad (21)$$

$$CTS = 5 \pi \cdot t \cdot d \cdot TS_N \cdot (1 - (100 / (100 + 0.5 \cdot EI))^2)^{1.46} \quad (22)$$

ただし、E、F:係数である。

(10)~(16)式に示したTSSの推定式では、軟鋼板でかなり精度良く推定できるものもあるが<sup>3,4,5)</sup>、高強度鋼板では、幅広いナゲット径、板厚、鋼板強度で完全に推定できる式は未だ無く、今後も精度向上が必要であろう。

なお、引張せん断試験では、破断形態がシェア破断からプラグ破断に移行するが、十字引張試験では、ナゲット径がごく小さい場合を除いて、ほとんどがプラグ破断である。FEM解析の結果、引張せん断試験では、ナゲット全体で応力を支えるのに対し、十字引張試験では、ナゲット周囲での応力が高いため、このような結果になったと考えられる<sup>3)</sup>。

### 3.7 溶接継手の引張せん断疲労強度、十字引張疲労強度

スポット溶接継手の信頼性を示す指標として、もうひとつ重要なものが疲労強度である。図9は各種鋼板を用いたスポット溶接継手でせん断方向に負荷し、その時の破断に至るまでの繰返し数をプロットした結果(L-Nカーブ)である。なお、本稿では、繰返し数が $2 \times 10^6$ 回で破断が起こらない荷重を疲労強度と定義した。通常、母材の疲労強度は母材強度とともに増加するが、継手の疲労強度は、図9で示した通り増加しない。これは、ナゲット端部のノッチ形状が原因だと考えられ、実際、亀裂はナゲット端部から発生している<sup>3,4)</sup>。

図10は板厚が異なる鋼板で疲労強度を比較した結果である。疲労強度は、板厚の増加とともに増加している。当然、板厚増加でナゲット径も増加しているため、ナゲット径の効果も入っているが、

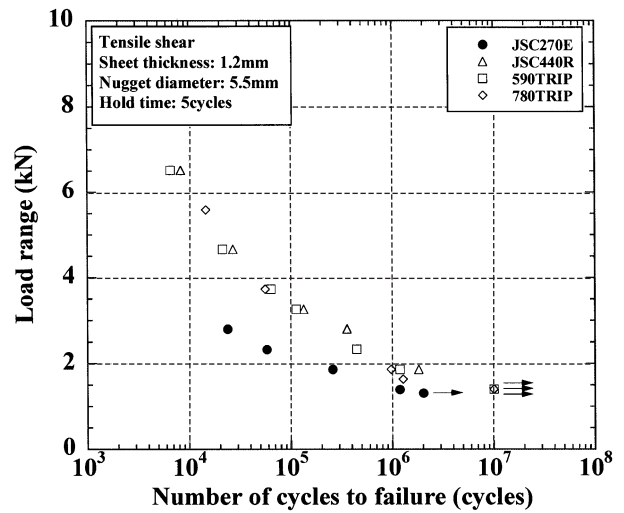


図9 疲労強度に及ぼす鋼種の影響  
Effect of steel types on fatigue property of joints

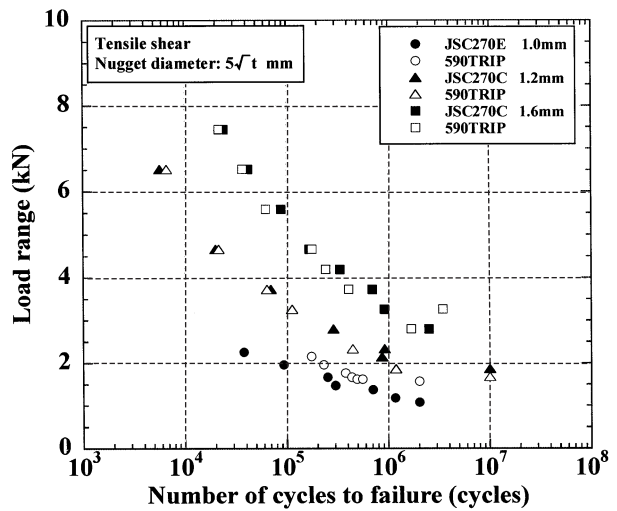


図10 疲労強度に及ぼす板厚の影響  
Effect of sheet thickness on fatigue property of joints

軟鋼板ではナゲット径増加で疲労強度が増加する傾向が認められるものの、高強度鋼板では、その影響は小さいというデータが得られている。

一方、剥離方向に負荷して疲労試験を実施した場合には、せん断方向に負荷した場合に比べて、疲労強度が一桁程低い値を示す<sup>3,5)</sup>。これは、静的引張強さの場合と同様、十字引張疲労試験では、引張せん断疲労試験に比べて、ナゲット周囲での応力集中が高いためと考えられる<sup>3)</sup>。

なお、従来、鋼板の強度は継手の疲労強度には影響を及ぼさないとされてきたが、980MPa以上の鋼板では、僅かに継手の疲労強度が減少するようである。疲労強度には、板厚、ナゲット径が影響すると考えられるため、多くのデータから、荷重範囲と寿命に至る繰返し数の関係式を推定することは可能であり、実際、べき乗式として提案されている例もある<sup>4)</sup>。

### 3.8 めっき鋼板の溶接性

図11は各種GA鋼板における溶接電流とナゲット径の関係を示したものである。ナゲットが形成される電流範囲の傾向は、冷間圧延

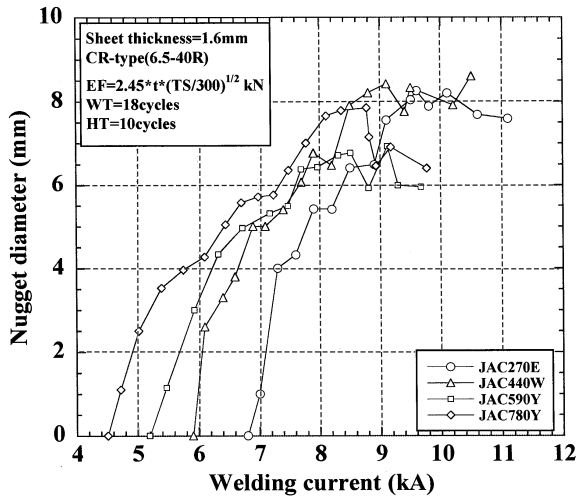


図11 ナゲット径に及ぼす溶接電流の影響  
Effect of welding current on nugget diameter

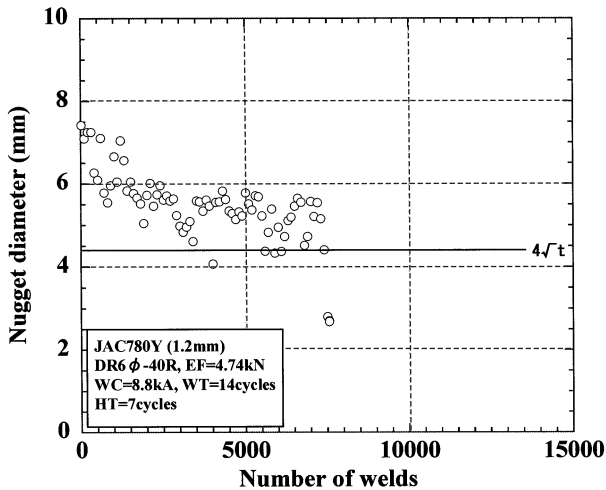


図12 JAC780Y鋼板の連続打点性評価結果  
Result of electrode tip life test of JAC780Y

材の場合と同様であるが、GA鋼板の方が適正溶接電流範囲は高電流側に存在する。これはめっきの溶融による電流密度の低下が原因である。なお、欧州で使われているGI鋼板は、GA鋼板に比べ、適正溶接電流範囲が狭い。

GA鋼板では、スポット溶接時の連続打点性が問題となる。図12は、前記(2)式に基づいて加圧力を設定し、散り発生の95%電流でJAC780Yを連続打点した時のナゲット径の変化を示したものであるが、打点数は4000点と実用上問題となる点数ではなかった。連続打点数は鋼板強度の増加とともに低下し、590Y, 780Y, 980Yで、それぞれ、14600, 4000, 2580点(ただし、ナゲット径の下限を $4\sqrt{t}$  mmに設定)であった。

#### 4. 結言

車体軽量化、衝突安全性向上を目的として適用される高強度鋼板について、スポット溶接時の課題とそれを解決するための溶接技術について述べた。車体の組立法として、最近、レーザ溶接がかなり注目されているが、レーザ溶接法は課題も多く当面はスポット溶接が主流の溶接法であると考えられる。適用される鋼板の上限強度も見えてきた今、次に精力的に実行すべきは、継手の品質向上と信頼性確保のための技術開発であろう。今後も、スポット溶接技術の発展に努力する次第である。

#### 参考文献

- 1) 及川初彦 ほか:自動車技術会春季大会材料フォーラム予稿. 2005, p.13
- 2) 高橋靖雄:溶接技術. (3), 24(1977)
- 3) 山崎一正 ほか:溶接学会論文集. 17(4), 553(1999)
- 4) 小野守章:第63回軽構造接合加工研究委員会資料. MP-347-2003, 2003
- 5) 小野守章:溶接技術. (3), 77(2003)
- 6) 齊藤亨:溶接技術. (3), 34(1982)
- 7) Saito, T., Takahashi, Y.: IIW Doc. III-836-86. 1986
- 8) 日本鉄鋼協会編:鉄鋼便覧 1. 理論, 東京, 丸善, 1962, p.33
- 9) 西武史 ほか:製鉄研究. (307), 56(1982)
- 10) 船川義正 ほか:第54回溶接学会全国大会講演概要. 1994, p.256