The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	自動車用高強度薄鋼板の接合強度特性に関する研究
Author(s)	富士本, 博紀
Citation	大阪大学, 2017, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/61773
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

The University of Osaka

博士学位論文

自動車用高強度薄鋼板の
接合強度特性に関する研究

富士本博紀

２０１６年１２月

大阪大学大学院工学研究科

目次

第 1 章 序論 1
1.1 自動車の車体軽量化の背景 1
1.2 自動車に用いられる高張力鋼板の特徴 1
1.3 自動車用高張力鋼板の接合における課題 4
1.3.1 自動車における高張力鋼板の接合状況 4
1.3.2 高張力鋼板のスポット溶接継手の静的強度 5
1.3.3 高張力鋼板のスポット溶接継手の面内引張における課題 10
1.3.4 高張力鋼板のスポット溶接継手の疲労強度 11
1.3.5 自動車用鋼板の接着強度特性 14
1.4 本研究での取り組み 16
1.5 本論文の内容と構成 17
第 1 章の参考文献 19

第 2 章 高張力鋼板スポット溶接継手の面内引張試験での強度と伸びに及ぼす HAZ 軟化の影響 22
2.1 緒言 22
2.2 実験方法 23
2.3. 実験結果 27
2.3.1 1500 MPa 級ホットスタンプ鋼板スポット溶接試験片の面内引張試験での破断挙動 27
2.3.2 HAZ 軟化部での破断挙動に及ぼすスポット溶接側の因子の影響 28
2.3.3 HAZ 軟化部での破断挙動に及ぼす鋼板側の因子の影響 31
2.4 考察 34
2.4.1 鋼板の機械的特性とスポット溶接試験片の最大応力，破断伸びの関係 34
2.4.2 破断伸びに及ぼす HAZ 軟化部の軟化率の影響 37
2.5 結言 43
第 2 章の参考文献 43

第 3 章 ホットスタンプ処理されたスポット溶接継手の静的強度特性 -スポット溶接テーラードブランク技術の開発- 45
3.1 緒言 45

3.2　実験方法 46
3.3　実験結果及び考察 49
3.3.1　スポット溶接 TB 継手の溶接部硬さと組織 49
3.3.2　スポット溶接 TB 継手の引張せん断強さ（TSS） 52
3.3.3　スポット溶接 TB 継手の十字引張強さ（CTS） 54
3.3.4　スポット溶接 TB 継手の面内引張試験での特性 59
3.4　結言 61
第 3 章の参考文献 61

第 4 章　ホットスタンプ処理されたスポット溶接継手の疲労強度特性 -スポット溶接テーラードブランク技術の開発- 63
4.1　緒言 63
4.2　実験方法 63
4.3　実験結果及び考察 66
4.3.1　スポット溶接 TB 継手の疲労強度 66
4.3.2　スポット溶接部の残留応力に及ぼす熱処理，ショットブラストの影響 68
4.3.3　重ね面からの疲労き裂の発生・進展挙動に及ぼすショットブラストの影響 70
4.3.4　疲労試験時の応力分布，変形状態に及ぼすショットブラストの影響 72
4.4　結言 75
第 4 章の参考文献 75

第 5 章　ショットブラスト処理による高張力鋼板スポット溶接部の疲労強度の改善 76
5.1　緒言 76
5.2　実験方法 77
5.3　実験結果及び考察 80
5.3.1　スポット溶接継手の疲労特性に及ぼすショットブラストの影響 80
5.3.2　スポット溶接継手の残留応力に及ぼすショットブラストの影響 83
5.3.3　重ね面からの疲労き裂の発生・進展挙動に及ぼすショットブラストの影響 84
5.3.4　疲労試験時の応力分布，変形状態に及ぼすショットブラストの影響 86
5.4　結言 90
第 5 章の参考文献 90

第 6 章　自動車用鋼板の接着継手の静的強度と疲労強度に関する検討 92
6.1　緒言 92
6.2　実験方法 92
6.3　実験結果及び考察 97
6.3.1　接着継手の静的強度 97
6.3.2　接着継手の疲労強度 104
6.3.3　接着継手の試験結果に及ぼす評価方法の影響 107
6.4　結言 109
第 6 章の参考文献 110

第 7 章　総括 111

謝辞 114
本研究に関する論文 115
受賞 115

第 1 章 序論

1.1 自動車の車体軽量化の背景

環境温暖化への対応の重要性が世界中で高まる中，CO_2 などの温暖化ガスの排出量の約 2 割を占める自動車産業への要求はますます厳しさを増している．特に近年，CO_2 排出量の抑制に関する様々な規制が制定されており，これらの規制をクリアすることが重要な課題となっている．CO_2 排出量を削減するためには燃費の向上が必要不可欠である．燃費向上のため，エンジン・駆動系の効率向上，ハイブリッド車や電気自動車の実用化などが進められている．また，Fig. 1.1 に示すように車体重量は燃費に大きな影響を及ぼすことが知られている [1)]．車体重量を 100 kg 軽量化すると，燃費は約 1 km/l 向上する．このため車体軽量化は自動車メーカ各社共通の重要な取り組み課題の一つとなっている．車体軽量化を達成する手段の一つとして高張力鋼板の適用がある．自動車では衝突に対する安全性も求められるため，高張力鋼板を車体骨格に適用することで衝突時の変形を抑制した強固な車体を実現しつつ，部品の板厚を下げることで車体軽量化を実現することができる．このような背景のもと，これまで様々な高張力鋼板が開発されてきた．

1.2 自動車に用いられる高張力鋼板の特徴

Fig. 1.2 は自動車用鋼板を引張強さと伸びで整理したものである [2)]．自動車用鋼板は様々な形状にプレス成形されて最終製品となるため，特に優れた成形性（指標の1つとして伸び）を持つ必要がある．軽量化の観点からは高強度化が求められるが，一般に成形性と強度特性は相反する特性である． このため，各強度レベルで様々な鋼板が開発されてきた [3)]．例えば，DP（Dual Phase）鋼は鋼板を Ac1～Ac3 温度の間に加熱し，急冷することによりフェライトとマルテンサイトの複合組織としたもので，一般には引張強さが 590 MPa 以上の鋼板が製造されている．DP 鋼は降伏比が低

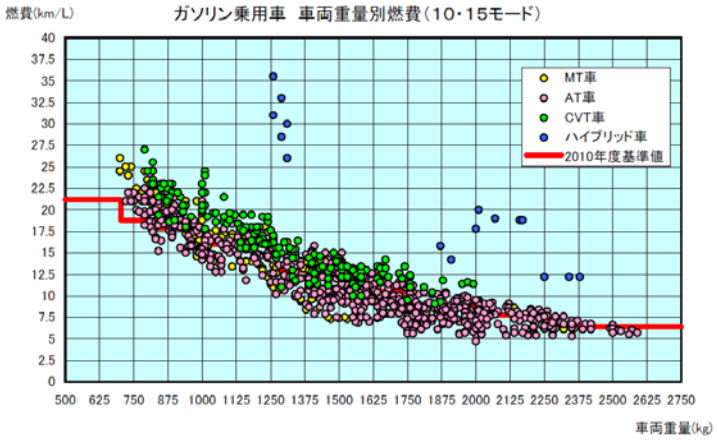


Fig.1.1 Relationship between car weight and funnel consumption[1)].

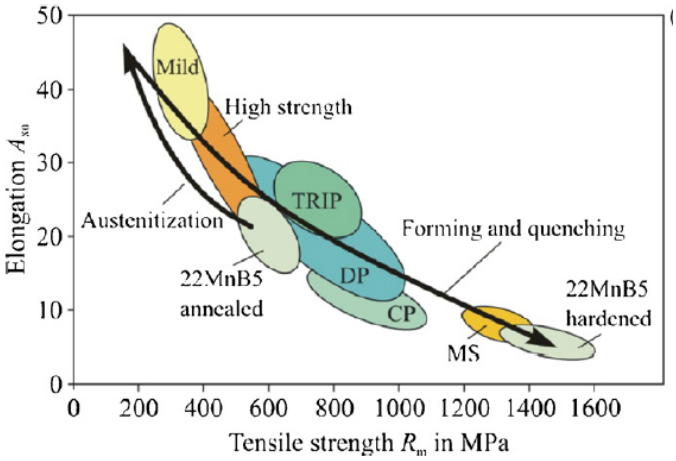


Fig. 1.2 Relationship between tensile strength and elongation of steel sheets for automobile[2].

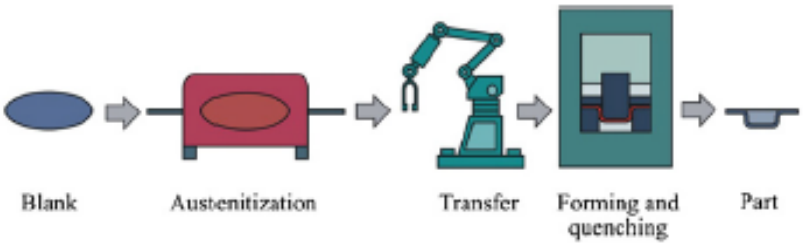


Fig. 1.3 Hot stamping process[2].

く強度と高い伸びを兼ね備えた特性となっている．TRIP(Transformation induced plasticity)鋼も複合組織鋼板の一種であり，鋼板を Ac1～Ac3 温度の間に加熱し，冷却速度を制御することにより製造される．冷却途上の未変態オーステナイト中に合金元素を濃縮安定化させ，残留オーステナイトを数% ～20 %程度残留させたものであり，590 MPa 級以上の鋼板が製造されている．オーステナイトが加工により硬質なマルテンサイトに変態する加工誘起変態により，変形の集中が阻害されて，n 値が高く，大きな伸びが得られる．

近年，適用が拡大しつつある高張力鋼板としてホットスタンプ鋼板[2)4)]がある．ホットスタンプは様々な名称があり，工法からは熱間プレス，ダイクエンチ，素材からは22MnB5，ボロン鋼，PHS（Press hardened steel）などと呼称されている．ホットスタンプとは本工法のために専用に成分設計された鋼板をFig. 1.3 に示すように加熱炉などで約900 ℃のオーステナイト化温度に加熱して，水冷された金型で成形と同時に急冷し，マルテンサイト変態させることで非常に高強度なプレス部品を製造する工法である[2)]．ホットスタンプ工程では，焼入れ後の引張強さが1500 MPa級になるように炭素量や合金元素が調整された鋼板が用いられている．また，最近では1800 MPa級の適用例[5)]もある．ホットスタンプ工程では高温で鉄スケールが生成するため，非めっき鋼板ではショットブラスト

による脱スケール処理が実施されている．また，ショットブラストが不要な亜鉛系[6]もしくはアルミ系[7]の表面処理が施されたホットスタンプ鋼板も開発されている．ホットスタンプ工法は，鋼板の強度が低く伸びが大きい高温で成形するため，高張力鋼板の冷間プレスでは難しい形状でも成形できることと，スプリングバックが生じにくいので部品の寸法精度が高いというメリットがある．反面，通常の冷間プレスより生産性が低いこと，熱処理工程が必要なことによるコスト面の課題がある．

Fig. 1.4 は部品毎に最近用いられている鋼板の引張強さのグレードの例を示す．最も強度が低い引張強さが270 MPa級の鋼板は意匠性が求められ車体の殻となるサイドパネルアウタ，ルーフ等に用いられている．また，図示していないがドアアウター，ボンネットアウターなどの外面の蓋物には，電着塗装工程の焼付けで降伏強度が上昇する340 MPa級の比較的低強度の高張力鋼板が用いられている．これらの部品は板厚が1.0 mm未満である．また，腐食しやすい車体の下部や外面など防錆性能が必要な部位には亜鉛めっきが施された鋼板が適用されている．海外では溶融亜鉛めっき鋼板（GIめっき鋼板）が用いられることが多く，国内では溶融亜鉛めっき鋼板を熱処理しめっき層を合金化した，合金化溶融亜鉛めっき鋼板（GAめっき鋼板）が用いられている．

車体の軽量化と衝突安全性の向上を目的に，高張力鋼板は骨格部系材に用いられている．モデルチェンジの度に高張力鋼板の使用量は増加し，強度グレードも上昇している． 1990年代後半，骨格系部品の多くは440 MPa級の鋼板であったが，近年は590 MPa級以上の高張力鋼板の適用が多くなっている．前突時のエネルギーを吸収する主要な部品であるフロントサイドメンバーには強度と伸びのバランスから590 MPa級を中心とした鋼板の適用が拡大している．乗員保護のため，変形を極力抑制する必要がある車体側面のAピラー，Bピラー，サイドシル，ドアガードバーでは1500 MPa級のホットスタンプ鋼板をはじめとする高強度な鋼板の適用が進みつつある．これらの骨格部品の鋼板の板厚は1.0 mm～2.6 mm程度である．

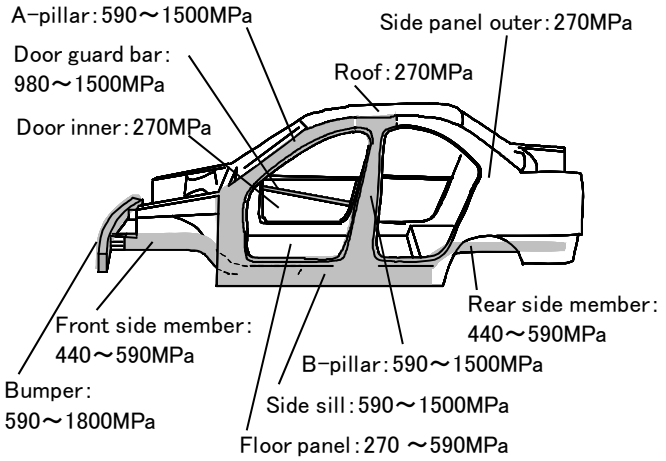


Fig. 1.4 Example of typical application of steel sheets for automobile.

1.3　自動車用高張力鋼板の接合における課題

1.3.1　自動車における高張力鋼板の接合状況

自動車車体の鋼板の接合には，スポット溶接，アーク溶接，レーザ溶接，接着などが用いられている．スポット溶接が最も多く用いられており，車体1台あたり 300～400 の部品に対して，3000～6000 点のスポット溶接が実施されている．アーク溶接は主にスポット溶接ができない閉断面部位に用いられ，レーザ溶接はテーラードブランク部品の製造と車体組み立てに一部用いられている．また，接着はスポット溶接と併用したウェルドボンドとして近年適用が拡大しつつある．自動車車体の高張力鋼板の接合においては，主要な接合法であるスポット溶接の特性に優れていることが特に重視されている．

スポット溶接とはFig. 1.5に模式的に示すように，重ね合わせた2枚以上の金属板（鋼板）を銅電極で挟み込み，数百 kg 程度の加圧をかけた状態で数千～一万 A 程度の大電流を，ゼロコンマ数秒流すことで，鋼板を通電発熱させ鋼板間に溶融凝固部（ナゲット）を形成し，接合する溶接法である．スポット溶接はアーク溶接など他の溶接法に比べ，安価であること，熱変形が少ないこと，溶材が不要であること，重ね溶接のため狙い位置裕度が広いこと，加圧と同時に溶接を行うため隙間が生じやすいプレス成形部品の施工に適していることなど，車体組み立てに最も適した接合法である．高張力鋼板のスポット溶接で求められる特性は大きくふたつある．ひとつは施工の容易さであり，適正な溶接が可能な範囲が広いことが望ましいとされている．もうひとつは強度特性であり，高い強度信頼性が求められている．

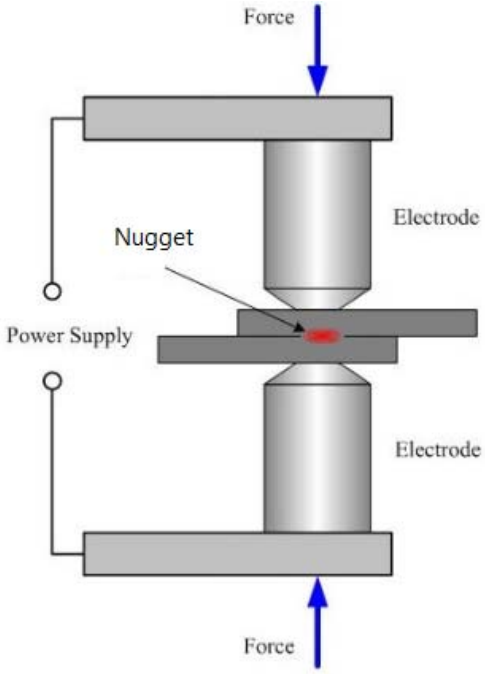
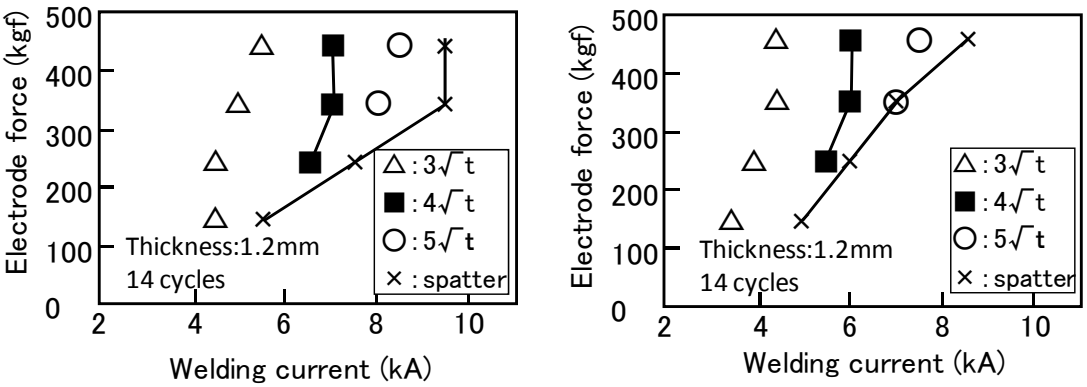


Fig. 1.5 Schematic illustration of spot welding.



(a) 440 MPa steel　　(b) 980MPa steel

Fig.1.6 Weldability lobe for 440MPa and 980MPa steel sheets[8].

Fig. 1.6 に引張強さが 440 MPa 級と 980 MPa 級の高張力鋼板のウエルドローブ（適正条件範囲）を示す[8]. 440 MPa 級に比べ 980 MPa 級鋼板の方が必要ナゲット径（ここでは下限ナゲット径 4√t: t 板厚）形成から，散りが発生するまでの電流範囲が狭い（散り発生電流が低い）. 散りは溶接ロボットの可動部に付着すると設備故障の原因となる. また，車体外面へ付着した場合は除去工程が必要になるため，生産性を低下させる. このため，多くの自動車メーカで散り削減のための取り組みが行われている. 高張力鋼板で散り発生電流が低い理由は，①添加元素が多く材料の固有抵抗が高いことと，②母材強度が高いことに起因して，板間界面における通電パスの面積が小さく，急速にナゲットが成長するためであるとされている[9]. 加圧力を増加させると通電パスの面積を広げることができるため，一般に高張力鋼板では加圧力を上げて溶接する. また，急激なナゲット成長を抑制し散りを低減する技術として，電流値を刻々と変化させながら漸増させてゆく通電方法が報告されている[9]. また，他にも高張力鋼板に適した電流波形が得られるスポット溶接機も開発され，散り低減の取り組みが進められている[10].

1.3.2　高張力鋼板のスポット溶接継手の静的強度

次に，高張力鋼板スポット溶接継手の静的強度特性について述べる. Fig.1.7 に鋼板の引張強さとスポット溶接継手の静的強度の関係を示す[11]. 引張せん断強さ(Tensile shear strength: TSS)は，鋼板の引張強さの増加に従い増加する. 他方，十字引張強さ(Cross tension strength: CTS)は，780 MPa 級鋼までは増加するが，さらに引張強さが大きい鋼板では低下する. 鋼板の高強度化に伴い CTS が低下するのは，鋼板の添加元素の増加によるナゲットの靭性の低下と，母材強度の増加にともなうナゲット周辺部での変形量低下により生じるナゲット近傍での応力集中が原因と考えられている. 特に添加元素の影響は大きく，添加元素が増加するとナゲット内にて破断するようになり，CTS が著しく低下する. 一般的にはナゲット外でプラグ破断することが望ましく，そのため成分指針

として 1-1～1-3 のようなスポット溶接の炭素当量 [12) 13)]が報告されている.

$$Ceq=C+Si/30+Mn/20+2P+3S<0.248 \qquad 1\text{-}1$$

$$Ceq=C+2P/3+2S<0.153 \qquad 1\text{-}2$$

$$Ceq=C+Si/90+(Mn+Cr)/100+1.5P+3S<0.21 \qquad 1\text{-}3$$

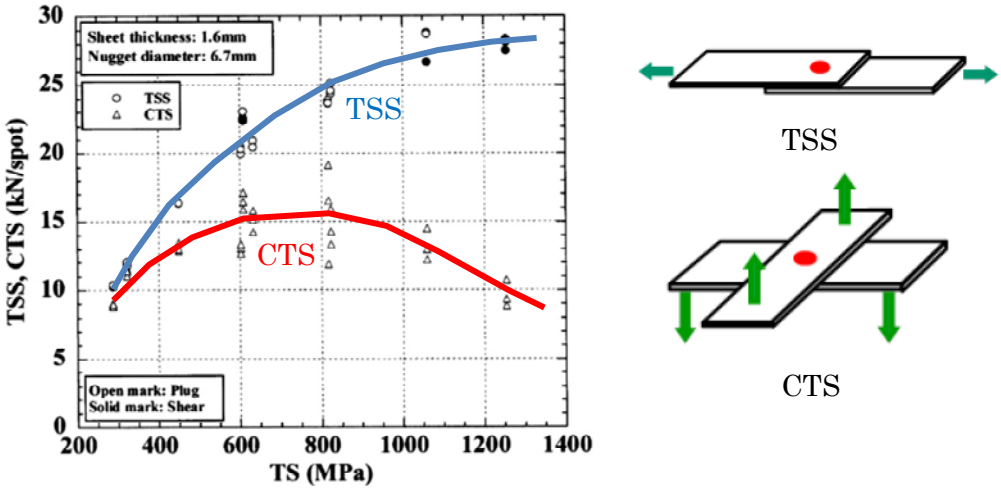


Fig.1.7 Relationship between tensile strength of steel sheets and strength of spot welded joints[11)].

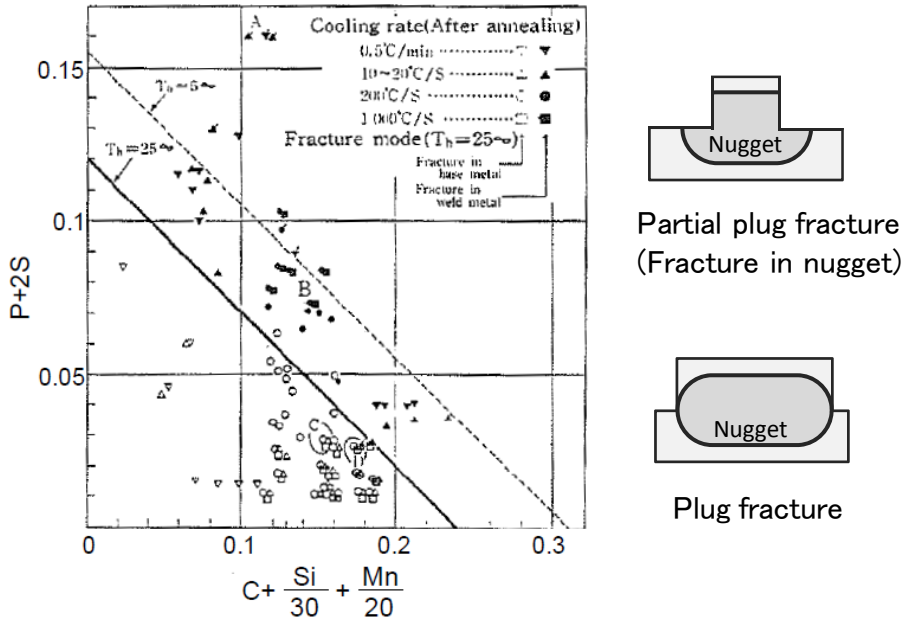


Fig.1.8 Peel test fracture mode interpreted by chemical composition[13)].

十字引張試験と同様の荷重モードとなる，ピール試験における溶接部の破断形態に及ぼす化学成分の影響を Fig.1.8 に示す [13]. 図には，Ceq (=C+Si/30+Mn/20+2P+4S) が 0.24 以下(電極の保持時間 25 cycles のケース)の場合にはナゲット外でプラグ破断する良好な破断形態となり，Ceq が 0.24 を超えるとナゲット内での部分プラグ破断が起こることが表現されている．Fig. 1.8 の横軸にある C，Si，Mn が増加すると，硬化によりナゲットの靭性が低下する．また，縦軸にある P，S が増加すると凝固偏析によりナゲットの靭性が低下するとされている．高強度な鋼板は母材の引張強さを確保するため C 等の横軸に相当する元素を多く添加する必要があり，必然的に炭素当量は高くならざるを得ないという課題がある．

このためスポット溶接の施工面から CTS の向上が検討されている．ナゲットの脆化による CTS の低下を改善する通電方法は大きくふたつある．ひとつはテンパー後通電 [14)15)]であり，もうひとつは偏析緩和後通電 [16)17)18)]であり，これらの通電方法の溶接中のナゲット端部の温度履歴の模式図を Fig. 1.9 に示す．高張力鋼板のスポット溶接によって得られるナゲットは，通常，硬いマルテンサイト組織となる．テンパー後通電とは得られたナゲットに後通電（テンパー後通電）することにより，A1 点以下の温度でマルテンサイト組織を焼き戻すことで軟化させ，ナゲットの靭性を向上させる溶接方法である．テンパー後通電はナゲットがマルテンサイト変態してから焼き戻す必要があるため，クールタイムが長くなり，溶接に必要な時間が長くなる課題がある．もうひとつの方法である偏析緩和後通電はテンパー後通電よりも短いクールタイムの後，通電（1 回通電あるいはパルス通電）することによりナゲット端部を比較的高温の状態に保持し，P などの凝固偏析を軽減することでナゲットの靭性を向上させ，CTS を向上させる方法である．偏析緩和後通電の通電パターンの例と，CTS の評価結果を Fig.1.10 に示す [16]. 適切な後通電条件では CTS が約 1.4 倍に向上している．Fig.1.11 にナゲットの組織と P の偏析の様子を示す [16]. 適切な後通電により P の偏析が軽減していることがわかる．偏析緩和後通電はテンパー後通電に比べ施工時間が短く，また，ナゲットが軟化しないため TSS が低下しないという特徴がある．このように後通電による CTS の向上については様々報告されているが，適切な強度特性を持った溶接部が得られたことを品質保証することが難しいという課題があるため，適用は一部に留まっている．

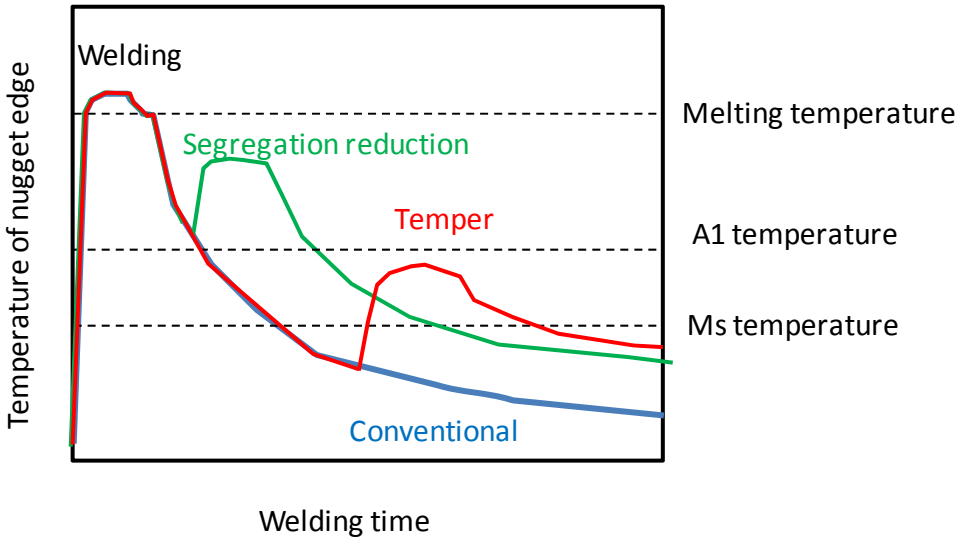


Fig.1.9 Schematic diagram of temperature history during resistance spot welding.

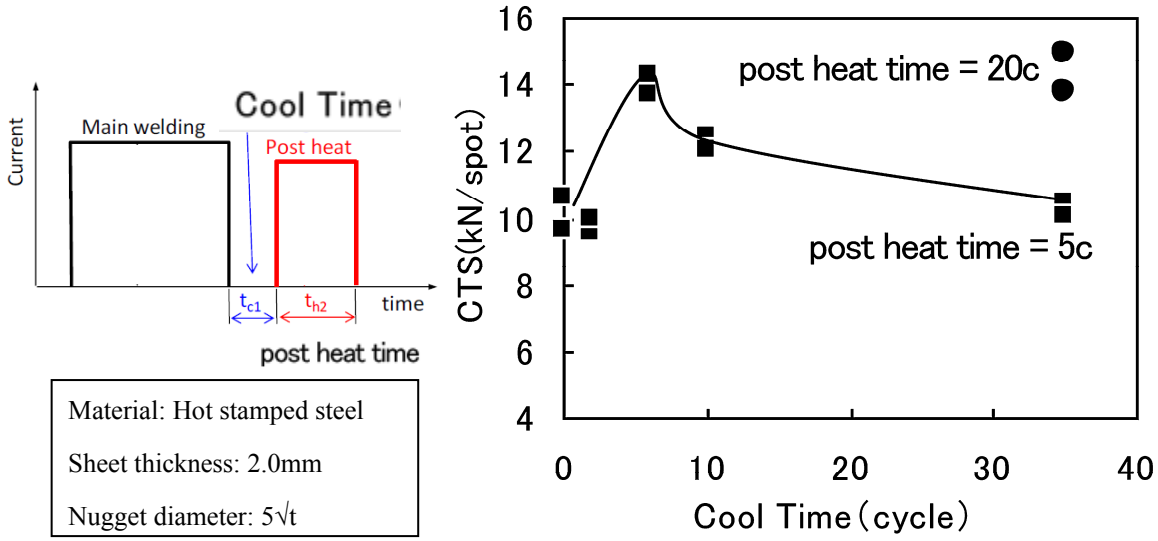


Fig.1.10 Effect of cool time on CTS[16].

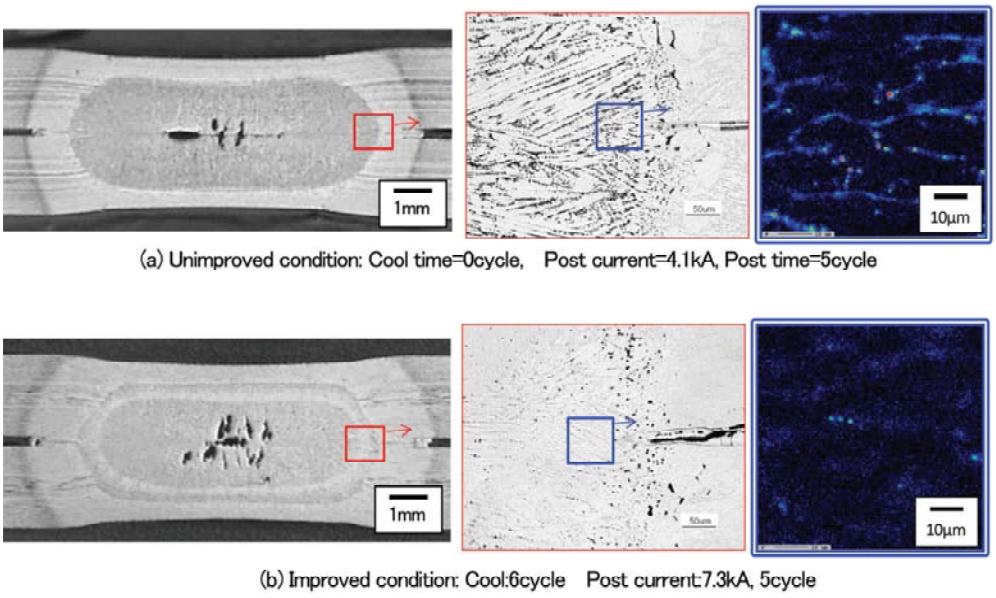


Fig.1.11 Effect of post heat conditions on micro-structure and solidification segregation of phosphorus at edge of nugget[16].

1.3.3　高張力鋼板のスポット溶接継手の面内引張における課題

ホットスタンプ鋼板をはじめとする非常に高強度な鋼板はマルテンサイト変態により強化しているため，スポット溶接を行うと焼き戻され熱影響部（Heat affected zone =HAZ）に軟化が生じる．HAZ 軟化による継手の機械的特性への影響は，JIS 規格に基づくスポット溶接継手の評価法である引張せん断試験や十字引張試験では問題となることはないとされ，例えば，引張せん断試験の場合，HAZ 軟化によって望ましい破断形態であるプラグ破断が得られやすくなることが報告されている [19]．また，十字引張試験の場合，HAZ 軟化によってナゲット端部での応力集中が緩和することで，CTS が向上するとされている [20)21]．

しかしながら，このような鋼板が鋼板面内で引張変形（以下，面内引張と呼称する）を受けると，HAZ 軟化部が冶金的なノッチとなり，小さい変形量で破断する [22]．自動車の側面衝突評価では，車体側面の B ピラーのフランジなどが上記に近い変形モードになるケースがあるため，Fig.1.12[22] に示すようにフランジのスポット溶接の HAZ 軟化部を起点に破断し，十分な衝突性能を得られないケースがある．Fermer らは，Table 1 に示すようにスポット溶接されたホットスタンプ鋼板の引張試験片に annealing を行い，試験片の破断伸び(εf)，引張強さ(Rm)について調査し，スポット溶接したままではホットスタンプ鋼板の破断伸びは低いが，加熱炉を用いて 500℃で annealing した鋼板を用いることで，HAZ 軟化部での破断を抑制し，破断伸びが向上することを報告している [22]．車体のスポット溶接部が HAZ 軟化部にて破断する事例は，超高強度鋼板の車体適用により，近年，発生した現象のため，破断挙動に関する研究は少ない．このため，高張力鋼板のスポット溶接部が面内引張を受けた場合の，HAZ 軟化に起因する破断挙動に関する知見が求められている．

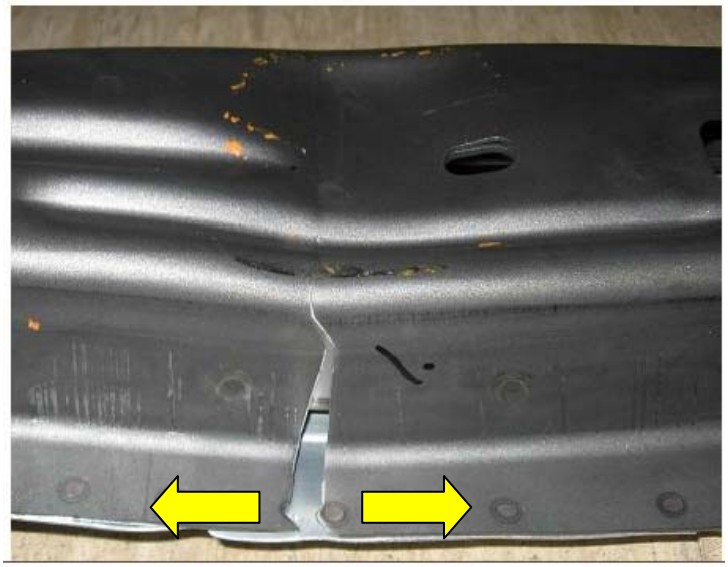
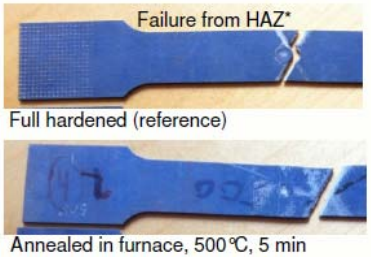


Fig.1.12 Failure from HAZ softening of spot welds[22]．

Table1.1 Relationship between annealing temperature and mechanical properties of spot welded specimen[22].

Temp [℃]	ε_f [%]	$R_{p0.2}$ [MPa]	R_m [MPa]	$R_m/R_{p0.2}$ [-]	Hardness [HV1]	Area red. [%]
Ref.	1.6	1082	1372	1.27	463	28
500	6.5	810	848	1.05	317	44
600	8.5	723	769	1.06	280	50
700	12.3	566	633	1.12	220	60



1.3.4　高張力鋼板のスポット溶接継手の疲労強度

次にスポット溶接継手の疲労強度特性について述べる．車体のスポット溶接部には走行中に繰り返しの応力が付与されるため，スポット溶接部には高い疲労信頼性も要求される．しかしながら，Fig.1.13 に示すように高張力鋼板のスポット溶接継手の疲労強度は同一の試験モードで比較した場合，鋼板の引張強さによらず概ね同程度である [23]．他方，鋼板の板厚を薄くするとスポット溶接部の疲労強度は低下する．

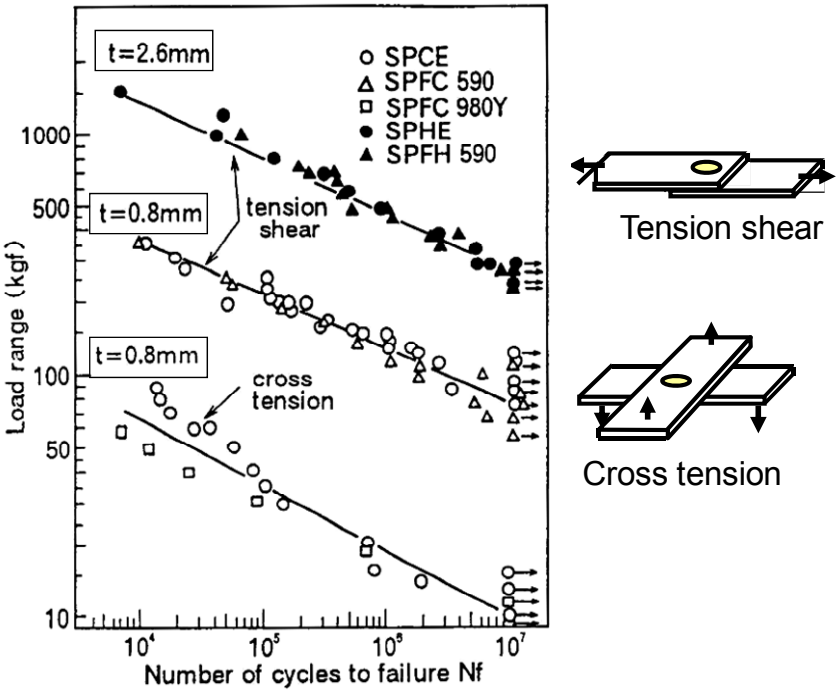


Fig.1.13 Fatigue strength of spot welds[23].

このため疲労特性が重視される部位を薄肉化するためには，スポット溶接継手の疲労強度の向上が必要なケースがある．疲労強度を向上させる手段として，アーク溶接のすみ肉継手の場合は，溶接ビードの止端部をグラインダーで仕上げ応力集中を軽減する方法 [24]，低温変態溶接材料を用い溶接部へ圧縮残留応力を付与する方法 [25]，溶接ビード止端部への超音波ピーニング処理により応力集中を軽減するとともに圧縮残留応力を付与する方法 [26]などが提案されている．これらの手法は全て疲労き裂の発生起点であるビードの止端部に直接作用させる方法である．他方，スポット溶接継手では，溶融凝固部（ナゲット）は鋼板の重ね面に形成され，疲労き裂は鋼板の重ね面のナゲット周囲にあるコロナボンド部（ナゲット周囲の圧接部）のノッチ先端に発生し，鋼板外面へと進展する．このため，スポット溶接では，アーク溶接のように応力集中部の形状を変えることや，溶接材料を用いて溶接金属の化学成分を制御することは困難である．

スポット溶接継手の疲労強度を向上させるため，Fig.1.14 に示すようにスポット溶接後に適切な熱量のテンパー通電を行うことで圧縮残留応力を加える手法が報告されている [27]． また，Fig.1.15 に示すようにスポット溶接後に 2 ton 程度の加圧でスポット溶接部を冷間鍛造することで圧縮残留応力を付与し，疲労強度を向上させる手法も報告されている [28]．

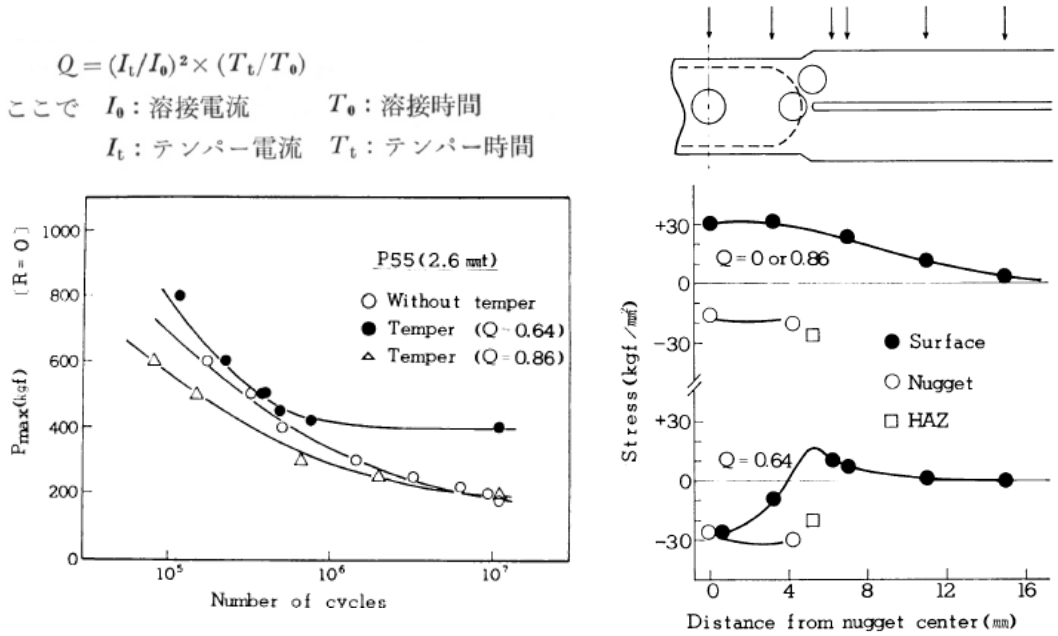
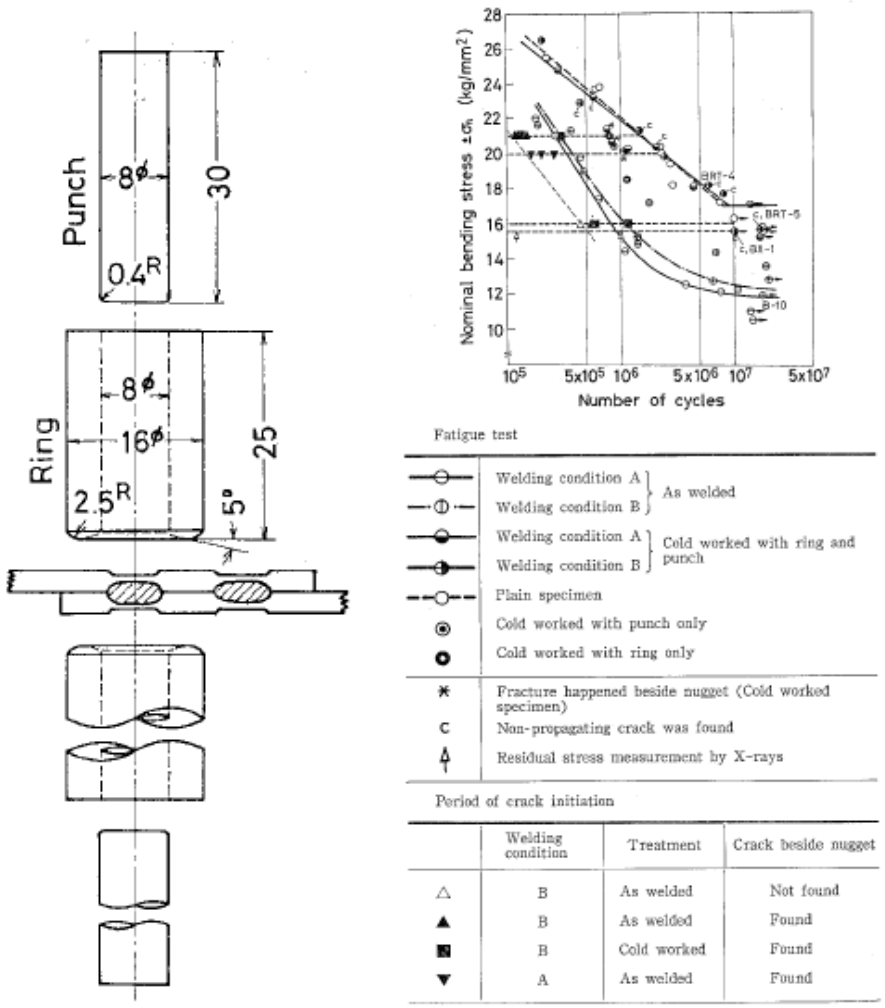


Fig. 1.14 Effect of tempering conditions on fatigue strength and residual stress distributions of spot welds[27].



(a) Method of cold press working (b) Fatigue strength and period of crack initiation of spot welded specimens

Fig.1.15 Effect of cold working on fatigue strength of spot welded joints[28].

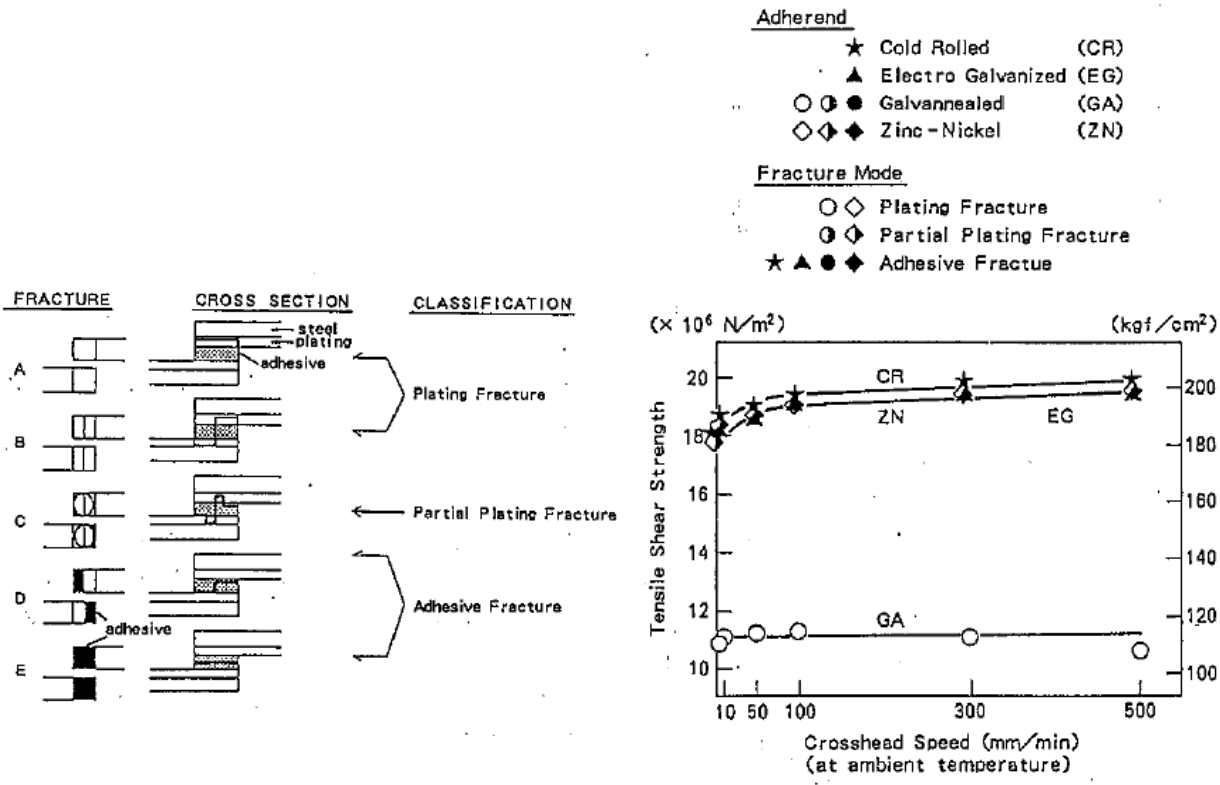
1.3.5　自動車用鋼板の接着強度特性

次に，近年，自動車車体に適用が拡大しつつある接着の動向について述べる．スポット溶接は点状の接合部であるが，構造用接着剤を用いると連続的な継手構造が得られるため，スポット溶接よりも車体の剛性や NVH（Noise，Vibration，Harshness）特性を向上できるという利点がある．また，応力の分散効果に優れるため，スポット溶接継手の弱点の1つである疲労強度を向上させる効果があることが報告されている [29)]．構造用接着剤はスポット溶接と併用されることが多く，欧州を中心に車体への適用が進んでいる．近年，耐衝撃型の構造用接着剤が開発されたこともあり [29)30)]，車体への構造用接着剤の適用は拡大し，最新の欧州車では接合長さが数十 m に達しているものがある [31)]．他方，日本国内ではかしめ継手との組み合わせにより，従来から接着剤が用いられているドア，フード，ラッゲージなどのヘミング構造部を除くと，車体への構造用接着剤の適用事例は少ない [32)33)]．今後，国内でも車体剛性，NVH 関連部位から構造用接着剤の適用が進むと考えられるが，これらの部位では，走行時に繰り返しの荷重を受けるため，接着継手の静的強度に加え，疲労強度に関する知見が必要となる．

また，国内では表面処理鋼板として合金化溶融亜鉛めっき鋼板（GA めっき鋼板）が用いられているが，GA めっき鋼板は欧州で多く用いられている溶融亜鉛めっき鋼板（GI めっき鋼板）に比べると，めっきの密着性が低い傾向があるため，接着継手の引張せん断試験でめっき層が鋼板から剥離することがあると報告されている [30)34)35)36)37)]．Fig.1.16(a)は接着継手の引張試験での破断形態の例を示す [37)]．A,B はめっき層での破壊，C は部分的なめっき層での破壊，D,E は接着剤内での凝集破壊を示している．A,B に示すめっき層での破壊は望ましくない破断形態とされている．Fig.1.16(b)は各めっき鋼板接着継手の破断形態と引張せん断強さを示している．CR(非めっき鋼板)，ZN(亜鉛ニッケルめっき鋼板)，EG(電気亜鉛めっき鋼板)の接着継手では，試験時の引張速度によらず高い引張せん断強さを示している．他方，GA めっき鋼板の引張せん断強さは低い．また，GA めっき鋼板では破断形態がめっき層での破壊となっている．

さらに近年，車体への高張力鋼板の適用が進んでいるが，高張力鋼板の接着継手の強度に関する報告 [34)38)]は少なく，特に高強度な GA めっき鋼板の接着継手強度に関する知見が求められている．Fig.1.17 は耐衝撃型構造用接着剤による 590 MPa 級 GA めっき鋼板と，270 MPa 級 GA めっき鋼板の接着継手の引張せん断強さの調査例である [34)]．270 MPa 級鋼板と比べると，590 MPa 級鋼板の方が接着継手の引張せん断強さが高めの傾向があるが，同じ強度クラスの鋼板でも引張せん断強さに違いが認められる．また，裏あて金を用いると引張せん断強さが高くなる傾向があることが示されているが，これらの引張せん断強さが何により支配されているかは不明確である．さらに，GA めっき鋼板の接着継手の疲労特性については．過去に一部報告例 [39)]があるが，最近の耐衝撃型の構造用接着剤での調査例は認められない．よって，今後，国内の自動車車体に構造用接着剤の適用を拡大するためには，様々な高張力鋼板や，GA めっき鋼板の接着継手の静的強

度特性と疲労強度特性を明確化する必要があると考えられる.



(a) Typical failure mode of adhesive joints in plated steel (b) Tensile shear strength of different plated steel sheets

Fig.1.16 Tensile shear strength of adhesive bonded specimen[37].

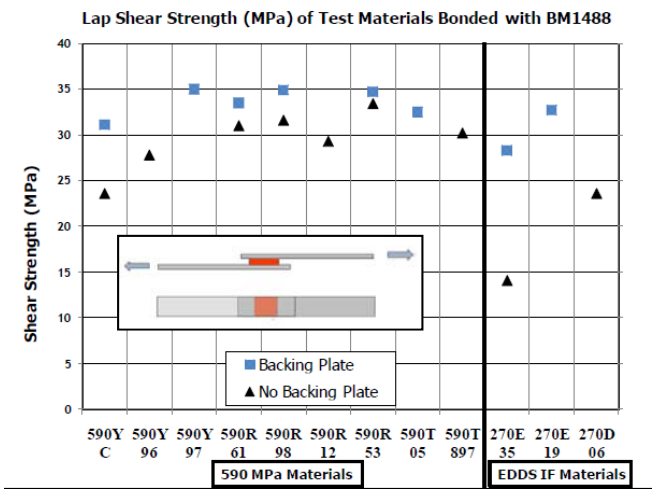


Fig.1.17 Tensile shear strength of adhesive bonded specimen with different steel sheets[34].

1.4　本研究での取り組み

以上より，自動車車体への高張力鋼板の適用において，スポット溶接部の継手強度の観点では大きく 3 つの課題があることを示した．即ち，面内引張での HAZ 軟化部での破断，CTS の低下，疲労強度が向上しないことである．

面内引張での HAZ 軟化部での破断現象の理解を深めることは，高張力鋼板の適用拡大の上で非常に重要であると考えられるため，本研究では，まず高張力鋼板のスポット溶接継手が面内引張を受けた場合の破断挙動に及ぼす影響因子の明確化について取り組むこととした．

また，1.2 節で述べたように，ホットスタンプ鋼板は製造コストが高い課題があり，この課題に対応するため，ホットスタンプのスポット溶接テーラードブランク技術 [40)41)]の開発を進めている．スポット溶接テーラードブランクとは，ホットスタンプ用鋼板を補強が必要な部位のみに重ね合わせて予めスポット溶接し，ホットスタンプ処理（約 900 ℃に加熱→水冷金型で成形と同時に焼入れ→非めっきの場合，鉄スケール除去のためのショットブラスト）することにより，高強度な重ね合わせ部品を製造する工法である．部品統一により金型数の削減ができるため，金型コストの低減が可能となる．さらに，本工法はスポット溶接の継手強度の観点でも利点がある可能性がある．即ち，スポット溶接後にホットスタンプ処理を行うため，スポット溶接継手の面内引張における HAZ 軟化起因の破断を防止できる可能性がある．さらに，ホットスタンプ処理による CTS の向上，疲労特性の改善も期待される．そこで，本研究ではホットスタンプ鋼板のスポット溶接テーラードブランク継手と通常のスポット溶接継手の静的強度特性と疲労強度特性の比較検討に取り組むこととした．

さらに，足回り周辺など高い疲労特性が求められる部位を高張力鋼板で薄肉化する場合，高張力鋼板のスポット溶接部の疲労強度の向上が望まれる．そこで，本研究では上記のホットスタンプのスポット溶接テーラードブランクの研究で得られた，ショットブラストの作用に関する知見を元に，引張強さが 980 MPa 級の高張力鋼板のスポット溶接継手の疲労強度の改善について取り組むこととした．

また，自動車車体の接着では様々な高張力鋼板や，GAめっき鋼板の接着継手の静的強度特性や疲労強度特性が明確になっていないという課題がある．このため，近年適用が拡大しつつある耐衝撃型の構造接着剤を用いて，接着継手の静的および疲労強度特性に及ぼす鋼板の板厚，機械的特性，GAめっき有無の影響について検討するとともに，接着剤の種類による影響の明確化についても取り組むこととした．

1.5　本論文の内容と構成

以上のような研究の背景から，自動車用の高強度薄鋼板のスポット溶接継手と接着継手の強度特性について研究に取り組み，結果を論文としてまとめた．本論文は，Fig. 1.17に示すように7章で構成され，各章の概要は次の通りである．

第1章では，本研究の背景と本論文の構成について述べ，本研究の目的を明確化した．

第2章から第5章はスポット溶接継手の強度特性に関する検討である．第2章では，ホットスタンプ鋼板を中心に各種高張力鋼板のスポット溶接継手の面内引張試験における特性を精査した．鋼板の引張強さ，板厚，ナゲット径，HAZ軟化部の幅などが，スポット溶接継手の面内引張での最大応力と破断伸びに及ぼす影響を明確化した．

第3章では，1500 MPa級ホットスタンプ鋼板のスポット溶接テーラードブランク継手の静的強度特性を明らかにすることを目的として検討を行った．ホットスタンプ鋼板の通常のスポット溶接継手と，金属組織，硬さ分布，引張せん断強さ，十字引張強さを比較調査するとともに，第2章で示した面内引張の特性について検討した結果をまとめた．

第4章では，1500 MPa級ホットスタンプ鋼板のスポット溶接テーラードブランク継手の疲労強度特性について検討した．ホットスタンプ鋼板の通常のスポット溶接継手と比較検討し，継手の疲労強度の向上がホットスタンプのどの工程（熱処理工程，ショットブラスト工程）で生じるか明確化し，疲労強度の違いが生じるメカニズムについて考察した．

第5章では，第4章で得られた知見をもとに，ショットブラストにより980 MPa級鋼板のスポット溶接継手の疲労静強度を向上させる検討を行うとともに，疲労強度の向上メカニズムを明確化するため，ショットブラストによる残留応力への影響と，疲労き裂の発生および進展挙動への影響を精査した．

第6章では，引張せん断型の試験により，自動車鋼板の接着継手の静的強度と疲労強度の特性について検討した．耐衝撃型の構造接着剤を用いて，接着継手の静的強度および疲労強度特性に及ぼす鋼板の板厚，機械的特性，GAめっき有無の影響について検討するとともに，接着剤の種類による違いについても検討した．

第7章では，本研究の成果を総括した．

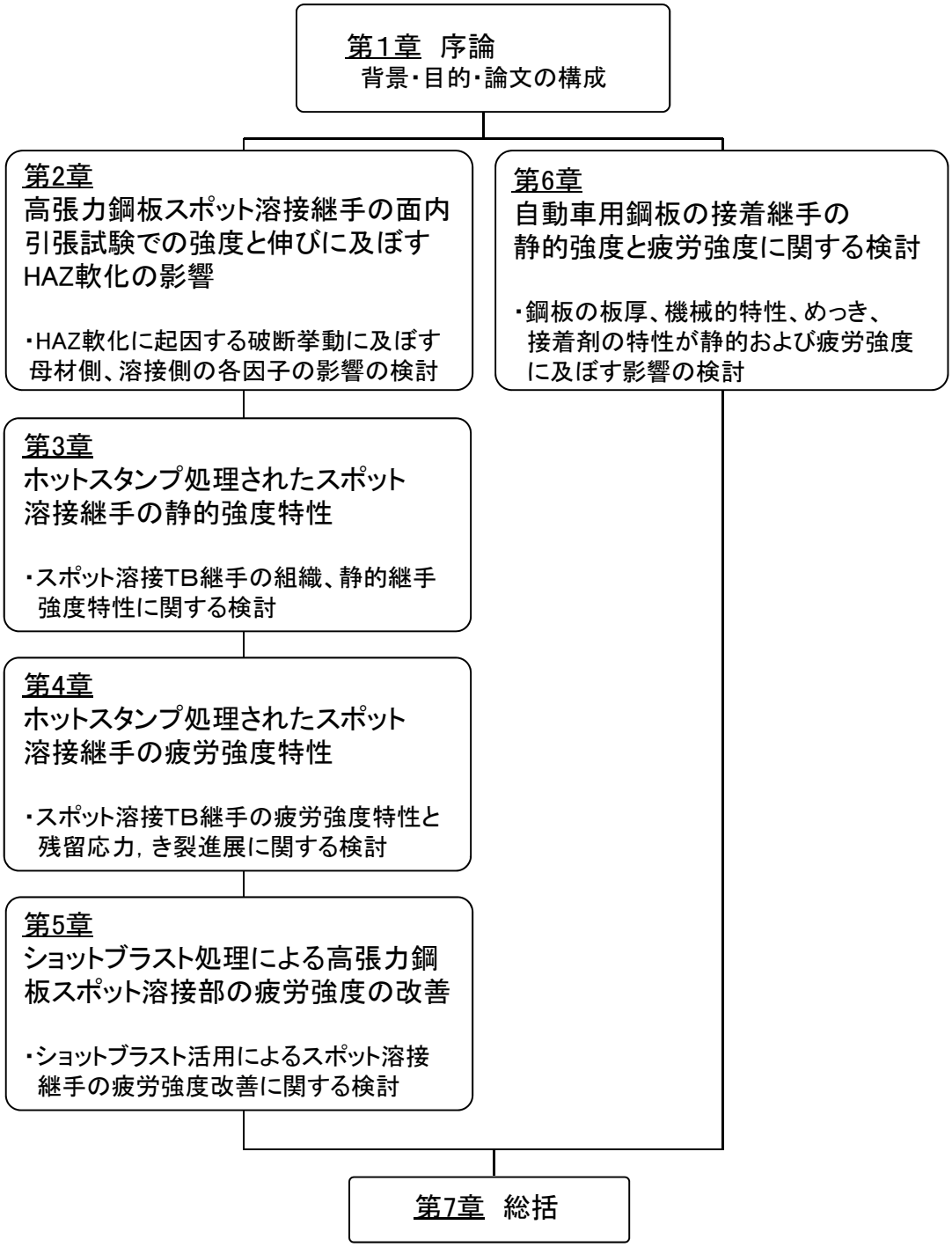


Fig. 1.17 The flow chart of contents.

第１章の参考文献

1) 国土交通省ホームページ乗用車の燃費・CO2排出量（1）車両重量別燃費 (www.mlit.go.jp/common/000037099.pdf).

2) H. Karbasian and A.E. Tekkaya：A review on hot stamping, Journal of Materials Processing Technology, 210 (2010), p2103-2118.

3) 上西朗弘：自動車「材料編」, 溶接学会誌, 82.7 (2013), p532-537.

4) 小嶋啓達：ホットスタンプ用鋼板の熱処理特性, 塑性と加工, 54.630 (2013) ,p586-590.

5) 匹田和夫, 西畑敏伸, 菊地祐久, 鈴木貴之, 中山伸之：TS1800MPa 級ホットスタンプ用鋼板の開発, Materia Japan, 52.2 (2013), p68-70.

6) 今井和仁, 吉川幸宏, 土岐保：熱間プレスされた亜鉛めっき鋼板の特性, 材料とプロセス 日本鉄鋼協会講演論文集, 18, 3(2005), p557.

7) 楠見和久, 真木純, 及川初彦, 末広正芳：自動車用アルミめっきホットスタンプ鋼板の諸特性, 溶接学会誌, 78, 6(2009), p537-544.

8) 富士本博紀, 内原正人：自動車用鋼板の溶接技術の動向, No.10 自動車技術会 FORUM-11(2010), 19-25.

9) 福本学, 内原正人, 福井清之, 椋本厚司, 新明高史, 菊池陵：スポット溶接 CAE によるチリ発生要因の検討, 溶接学会全国大会講演概要, 79(2006), p382-383.

10) 安江大輔, 佐橋賢治, 原祐太：高張力鋼板の最新スポット溶接技術, 溶接学会誌, 84.6 (2015), p452-457.

11) 及川初彦, 村山元, 崎山達也, 高橋靖雄, 石川忠：自動車用高強度鋼板のスポット溶接性, 新日鐵技報, 385(2006), p36-41.

12) ハイテンハンドブック：日本鉄鋼協会, p112.

13) NISHI T, SAITO T, YAMADA A. , and TAKAHASHI Y.：Evaluation of Spot Weldability of High-strength Steel Sheets for Automobile Use, Nippon steel technical report, No. 20 (1982), p37.

14) 溶接学会抵抗溶接研究委員会編. スポット溶接・下 抵抗溶接現象とその応用, 1982, p. 39.

15) A. Beevers, et al.：Post Weld Heat Treatment of Spot Welds in Hardenable Steels, British Welding Journal, September(1964), p523-532.

16) 古迫誠司, 渡辺史徳, 村山元, 濱谷秀樹, 及川初彦, 高橋靖雄, 野瀬哲郎：自動車ボディの接合技術における最近の課題とその対策技術－前編, 新日鐵技報, No.393(2012), p69-75.

17) 谷口公一, 松田広志, 池田倫正, 大井健次：短時間・高電流後通電による発熱形態および十字引張強さの向上, 溶接学会論文集, 32, 3(2014), p164-171.

18) 福井清之, 富士本博紀：P 添加鋼のスポット溶接部強化機構 高張力鋼板のスポット溶接部高強度化技術, 溶接学会全国大会講演概要, 62(1998), p228-229.

19) 沖田泰明, 池田倫正, 遠藤茂ほか:高張力鋼板抵抗スポット溶接部の引張せん断特性に及ぼすHAZ 軟化の影響, 溶接学会全国大会講演概要, 89(2011), p36-37.
20) 谷口公一, 貞末照輝, 伊木聡, 池田倫正, 遠藤茂:高張力鋼板のパルス通電抵抗スポット溶接技術の開発, 溶接学会全国大会講演概要, 89 (2011), p4-5.
21) 渡辺史徳, 古迫誠司, 宮崎 康信, 野瀬 哲郎:スポット溶接継手の破壊力学的考察(第3報)ホットスタンプ材継手の十字引張試験においてHAZ軟化がき裂進展駆動力に及ぼす影響, 溶接学会全国大会講演概要, 91 (2012), p238-239.
22) Mikael Fermer, Richard Johansson, Peter Nystron, Olof Hedegard: Local Annealing of Hot-formed Steel for Improved Ductility and Spot Weld Strength, Proceedings of Material in Car Body Engineering 2012, Bad Nauheim, p1-22.
23) 樺沢真事:自動車用材料とその接合技術 自動車用高張力鋼板の溶接, 溶接学会誌, 60.6 (1991), p495-498.
24) Japanese Society of Steel Construction:Fatigue design recommendations for steel structures (Revised in 2012), p27-29, 2012. 6.
25) OHTA A., WATANABE O., MATSUOKA K., SHIGA C., NISHIJIMA S., MAEDA Y., SUZUKI N., KUBO T.:Fatigue strength improvement by using newly developed low transformation temperature welding material, Weld. World, 43 (1999), p38–42.
26) MORI Takeshi, SHIMANUKI Hiroshi, TANAKA Mutsuto: Effect Of Uit On Fatigue Strength Of Web- Gusset Welded Joints Considering Service Condition Of Steel Structures, Welding in the World, September 2012, Volume 56, Issue 9, p141-149.
27) 篠崎正利, 加藤俊之, 入江敏夫, 高橋功:高張力鋼板における点溶接継手疲労強度の改善, 鐵と鋼 日本鐵鋼協會々誌, 68.9(1982), p1444-1451.
28) 青山咸恒, 藤本正男:スポット溶接継手の曲げ疲労強度と冷間加工によるその改善, 材料 20.217 (1971), p1094-1100.
29) 川端博, Andreas Lutz:耐衝撃性構造用接着剤の開発 -車両重量軽減と安全性能の両立, 自動車技術会学術講演前刷集, No.134-08, 20085683 (2008).
30) 加藤晴也, 三石浩嗣, 柴田晴司:耐衝撃性構造用接着剤の開発, 自動車技術会学術講演前刷集, No.134-04, 20085737 (2008).
31) Proceedings EuroCarBody-2014, Bad Nauheim
32) 中村岳司, 森本誠, 田中潤一, 玄道俊行:新型マツダアクセラ 新型アクセラの軽量ボデーシェル開発, マツダ技報, 31(2013), p14-18.
33) 日経オートモーティブテクノロジー, 2013-01, p18-19.
34) Susan Wolf:Adhesive Bonding Performance of GA Coated 590 MPa Tensile Strength Steels,

Great Design in STEEL 2011(http://www.autosteel.org/Resources.aspx).
35) 米野実:新しい自動車用鋼板と接着特性, 自動車技術会シンポジウム 次世代を担う構造接着技術 90, 12(1991), p120-123.
36) 仲沢真人, 三吉康彦:亜鉛めっき鋼板による単純重ね合わせ継手の破壊挙動-1-破壊の支配因子, 日本接着協会誌 25-8(1989), p306-311.
37) 福井清之, 高隆夫, 高橋通泰, 若野茂, 大栗靖弘, 藤井和彦:表面処理鋼板の接着接合継手における破壊挙動と接着強度支配因子(第 1 報), 溶接学会全国大会講演概要, 51(1992), p264-265.
38) Sullivan Smith, Jurgen Vrenken, Tony van der Veldt:Structural performance of adhesive and weld-bonded joints in AHSS, Welding in the World, Volume 57, Issue 1(2013), p147-156.
39) 栢木浩之, 高木順, 山本拓, 向亮一, 土井清人:高温加湿下の振動疲労試験結果, 自動車技術会シンポジウム 次世代を担う構造接着技術 90, No.12 (1991), p135-138.
40) 内原正人:テーラードブランク, 塑性と加工, 54.627(2013), p307-308.
41) 松崎輝男, 宮崎高志, 森修, 岩沼忠士, 矢島正毅:衝突安全と軽量化を両立するホットスタンプパッチワーク技術の実用化, スバル技報, 41(2014), p109-113.

第 2 章　高張力鋼板スポット溶接継手の面内引張試験での強度と伸びに及ぼす HAZ 軟化の影響

2.1　緒言

自動車の衝突安全性の向上と車体軽量化による燃費改善を両立するため，自動車車体への高張力鋼板の適用が進められている．冷延鋼板の場合は引張強さが 1180 MPa 級の鋼板の適用例[1)]が報告されており，鋼板を加熱しプレス成形と同時に焼入れを行うホットスタンプ工法（熱間プレス工法，ダイクエンチ工法とも呼称する）を用いた場合は，焼入れ後の引張強さが 1500 MPa 級の鋼板が適用されている．さらに近年では，1800 MPa 級のホットスタンプ鋼板の適用例も報告されている[2)]．このような高張力鋼板はマルテンサイト変態による強化を活用し引張強さを確保しているケースが多いため，スポット溶接を行うと熱影響部（Heat Affected Zone: HAZ）が焼戻され母材よりも軟化する[3)4)5)]．自動車用鋼板では引張強さが 780 MPa 級を超えた付近から，スポット溶接部に HAZ 軟化が認められることが報告されている[5)]．

HAZ 軟化による継手の機械的特性への影響は，JIS 規格に基づくスポット溶接継手の評価法である引張せん断試験や十字引張試験では問題となることはないとされ，例えば，引張せん断試験の場合，HAZ 軟化により望ましい破断形態であるプラグ破断が得られやすくなることが報告されている[6)]．また，十字引張試験の場合，HAZ 軟化によりナゲット端部での応力集中が緩和することで，十字引張強さが向上するとされている[7,8)]．他方，スポット溶接部を有する鋼板が鋼板面内で引張を受ける変形モード（以下，面内引張と呼称する）の場合，HAZ 軟化部が冶金的なノッチとなり,小さい変形量で破断する現象が引張強さ 1500 MPa 級のホットスタンプ鋼板において報告されている[4)9)10)11)]．自動車の側面衝突評価では，車体側面の B ピラーのフランジが上記に近い変形モードになることがあるため，フランジのスポット溶接部の HAZ 軟化部を起点に破断するリスクがある[9)10)]．このような破断を抑制するため，部品形状を適正化し衝突時にフランジのスポット溶接部に付与されるひずみを軽減する対策[10)]や，熱処理によりフランジをあらかじめ軟化させることで，スポット溶接を実施しても HAZ に軟化部が形成されることを防止する対策[9,12)]が報告されている．

これまで鋼板の溶接部の HAZ 軟化に関しては，厚鋼板のアーク溶接部の HAZ 軟化が継手強度に及ぼす影響[13)14)]については詳細に検討されているが，薄鋼板のスポット溶接部が面内引張を受けたときの破断現象については必ずしも十分に検討されていない．高強度な薄鋼板での HAZ 軟化はスポット溶接のような短時間の熱サイクルでも発生し，スポット溶接による車体組立てでは避けることが困難な現象である．このためホットスタンプ鋼板をはじめとする高張力鋼板を自動車車体に適切に適用するためには，高張力鋼板のスポット溶接継手の面内引張試験において，HAZ 軟化が継手の機械的特性に及ぼす影響，とりわけ最大応力と破断伸びに及ぼす影響を明らかにする必要があると考えられる．

本章では自動車車体に適用される様々なスポット溶接のケースを想定し，面内引張での最大応力と破断伸びに及ぼすスポット溶接側と鋼板側の影響因子について検討した．スポット溶接側の因子として，近年適用が拡大しつつある引張強さが 1500 MPa 級のホットスタンプ鋼板を用い，スポット溶接部のナゲット径と HAZ の軟化幅の影響について検討した．また，鋼板側の因子として鋼板の板厚と機械的特性の影響について検討した．

2.2　実験方法

本検討に用いた鋼板の機械的特性を Table 2.1 に示す．引張強さが 980～1800 MPa 級の非めっきの高張力鋼板である．鋼板 A，B は 980 MPa 級の冷延鋼板であり，鋼板 C，D は 1180 MPa 級の冷延鋼板である．また，鋼板 E，F はそれぞれ焼入れ後の引張強さが 1500 MPa 級と 1800 MPa 級のホットスタンプ鋼板 [2)]であり，900 ℃の加熱炉で 240 秒保持した後，水冷された金型で冷却することで焼入れし，ショットブラストにより鋼板表面のスケールを除去したものである．板厚の影響を検討するため，鋼板 E と同グレードの板厚 1.2 mm と 2.0 mm のホットスタンプ鋼板 G，H も用いた．これらの鋼板では板厚が薄い方が金型での冷却速度が大きくなるため，降伏強度，引張強さが若干高めの傾向を示している．さらに，鋼板の機械的特性の影響を精査するため，焼入れされた鋼板 E，F を所定の温度（350 ℃，400 ℃，450 ℃，500 ℃，550 ℃，600 ℃で 300 秒　炉加熱→金型冷却）で焼き戻すことにより機械的特性を種々調整した鋼板のスポット溶接試験片を作成した．また，第 3 章で述べるホットスタンプ鋼板のスポット溶接テーラードブランク継手である，焼入れ前の鋼板 E をスポット溶接し 900 ℃の加熱炉で 300 秒保持した後，水冷された金型で冷却し焼入れることで，HAZ 軟化部を無くした 1500 MPa 級のスポット溶接試験片 [4)]も作製した．

Table 2.1 Mechanical properties of the steel sheets.

	Steel Grade	Thickness (mm)	Yield Strength (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Elongation (%)
A	980 MPa	1.6	678	1047	18
B			760	1057	22
C	1180 MPa		931	1202	12
D			822	1191	18
E	1500 MPa		1154	1598	8
F	1800 MPa		1360	1886	8
G	1500 MPa	1.2	1206	1602	8
H		2.0	1118	1556	9

Fig. 2.1 に面内引張試験に用いたスポット溶接試験片の形状を示す．JIS 5 号引張試験を鋼板の圧延方向と平行に採取し，引張試験片の平行部中央にて当て板と重ね合わせ，スポット溶接を行った．引張試験片の平行部は幅 25 mm，長さ 60 mm とし，評点距離 50 mm で伸び計を設置し，引張速度 3 mm/min で引張試験を各 2 回実施した．引張試験での荷重を試験片の平行部の断面積（幅：25 mm×板厚：標準 1.6 mm）で除して応力を算出するとともに，評点間の変位を 50 mm の評点距離で除することでひずみを算出した．また，スポット溶接試験片と比較するため，スポット溶接を実施していない母材の JIS 5 号引張試験片についても同条件で引張試験を各 1 回行った．

溶接は単相交流式スポット溶接機を用いた．電極は DR 型，元径 16 mm，先端径 6 mm，先端 R 40 mm を用い，加圧力を 3920 N，標準の通電時間を 0.33 秒 (20 cycles/60 Hz)，保持時間を 0.17 秒 (10 cycles/60 Hz)と設定し，電流値を調整することで目標のナゲット径を得た．本検討での標準のナゲット径は 5.1 mm（板厚：1.6 mm で $4\sqrt{t}$，t：鋼板の板厚 mm）とした．本検討での評価条件を Table 2.2 に示す．ナゲット径の影響を検討する試験では，鋼板 E を用い電流値を変えることでナゲット径を 3.8 mm～7.1 mm まで調整した．また，HAZ 軟化幅の影響を検討する試験では，鋼板 E を用い通電時間を 0.2～1.0 秒まで変化させ，それに応じて電流値を調整することで，ナゲット径 5.1 mm のもと HAZ 軟化部の幅を変えた試験片を作製した．その他の試験では通電時間を 0.33 秒とし，ナゲット径 5.1 mm となるように電流値を調整した．また，溶接部断面マクロより母材からナゲットまでの硬さ分布を調査した．ビッカース硬さ計を用い，試験力 0.98 N にて鋼板の重ね面から 0.2 mm 鋼板内側の位置にて，鋼板表面に平行方向の硬さ分布を測定した．

本引張試験での応力状態を模擬した有限要素法解析（以下，FEM 解析）を適用し，破断現象を評価した．Fig. 2.2 に解析モデルを示す．解析モデルは本スポット溶接試験片と同様の形状に薄肉シェル要素でモデル化し，所定のナゲット径を定義した．また，解析モデルの簡略化のため，予備検討で解析結果への影響が極めて小さいことを確認した HAZ の硬化部は設定せず，ナゲットの周囲に HAZ 軟化部があるものとした．HAZ 軟化部については幅 1.0 mm とし，半径方向 0.5 mm，周方向 1.0 mm の要素でモデル化した．材料特性値はヤング率 205.8 GPa，ポアソン比 0.3 を設定した．また，母材については JIS 5 号引張試験片，ナゲットおよび HAZ 軟化部については微小引張試験片 [15]により求めた応力―ひずみ曲線を元に，Fig. 2.2(c)に示す変形抵抗曲線を設定した．負荷条件は鋼板端部に強制変位を付与し，引張試験の負荷条件を再現した．解析には汎用 FEM 解析コード LS-DYNA を用いた．

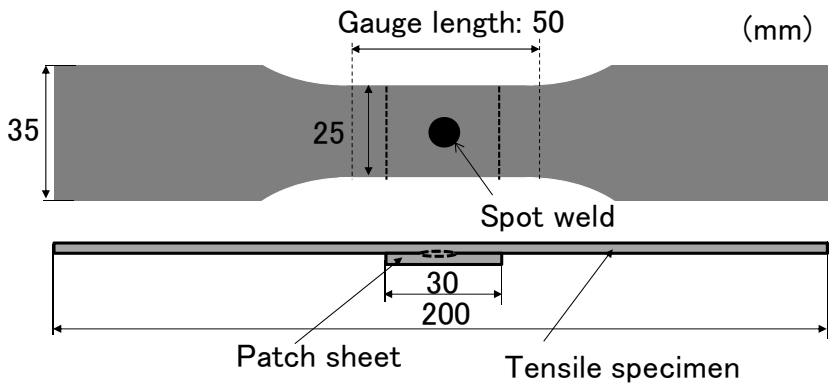
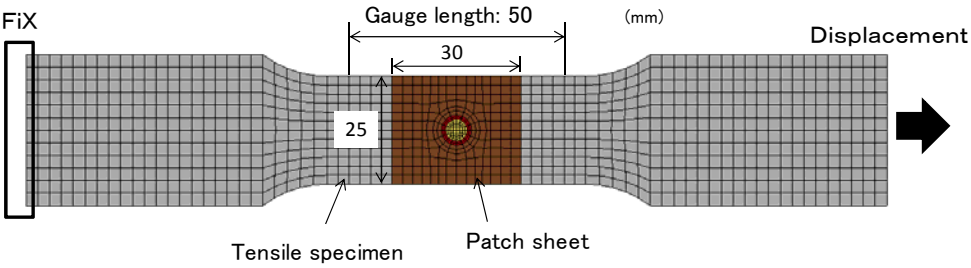


Fig. 2.1 Shape and dimensions of the spot welded specimen for tensile test.

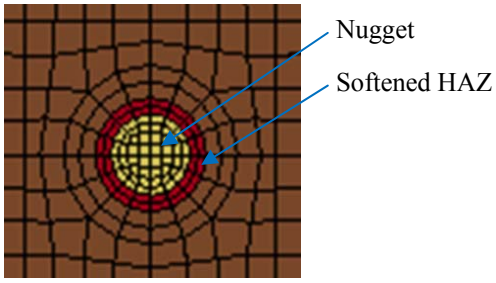
Table 2.2 Experimental conditions.

Survey items	Tensile specimen	Patch sheet	Nugget diameter (mm)	Welding time (s)
Fracture behavior	E	E	5.1	0.33
Nugget diameter	E	E	3.8-7.1	0.33
HAZ width	E	E	5.1	0.20-1.0
Thickness of tensile specimen	E,G,H	E	5.1	0.33
Thickness & mechanical properties of patch sheet	E	270MPa-0.7t, 270MPa-2.0t, E,H	5.1	0.33
Mechanical properties of tensile specimen	A,B,C,D,E,F, Tempered E&F, Quenched spot welded E	Same material	5.1	0.33

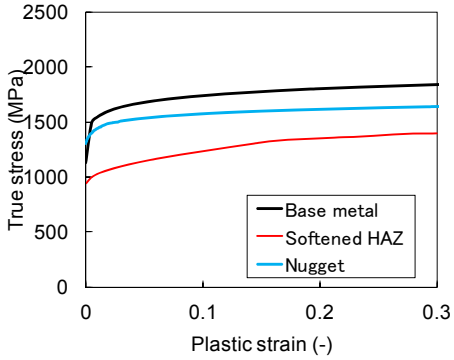
*Electrode: DR-type, Tip face dia.: 6mm (40R), Electrode force: 3940N , Holding time: 0.17s, Welding current was adjusted to obtain prescribed nugget diameter



(a) Specimen



(b) Enlarged view of spot weld



(c) Deformation curves for steel E

Fig. 2.2 Finite element model of spot welded specimen for tensile test.

2.3. 実験結果

2.3.1 1500 MPa 級ホットスタンプ鋼板スポット溶接試験片の面内引張試験での破断挙動

面内引張試験でのスポット溶接部の破断挙動を観察するために，板厚 1.6 mm の 1500MPa 級鋼板 E のスポット溶接試験片の応力－ひずみ曲線と，引張試験中のスポット溶接部の外観を調査した．Fig. 2.3 にスポット溶接試験片と比較の母材の応力―ひずみ曲線を示す．スポット溶接試験片の応力―ひずみ曲線はひずみが小さい領域では，母材とほぼ同一の曲線上にあった．このときスポット溶接試験片に外観上の変化は認められなかったが，ひずみが 2.3 %になると，スポット溶接部外周の引張方向に直交した領域に突然き裂が発生し，急激な応力低下が起きた．以後，図中に破線矢印で示す，急激な応力低下が起きた時のスポット溶接試験片の伸びを破断伸びと呼ぶものとする．その後，き裂は引張方向に斜めに進展するとともに，応力がさらに低下し試験片が分断した．本ケースではスポット溶接試験片の最大応力は母材よりもわずかに低い程度であったが，破断伸びは母材に比べて大きく低下した．

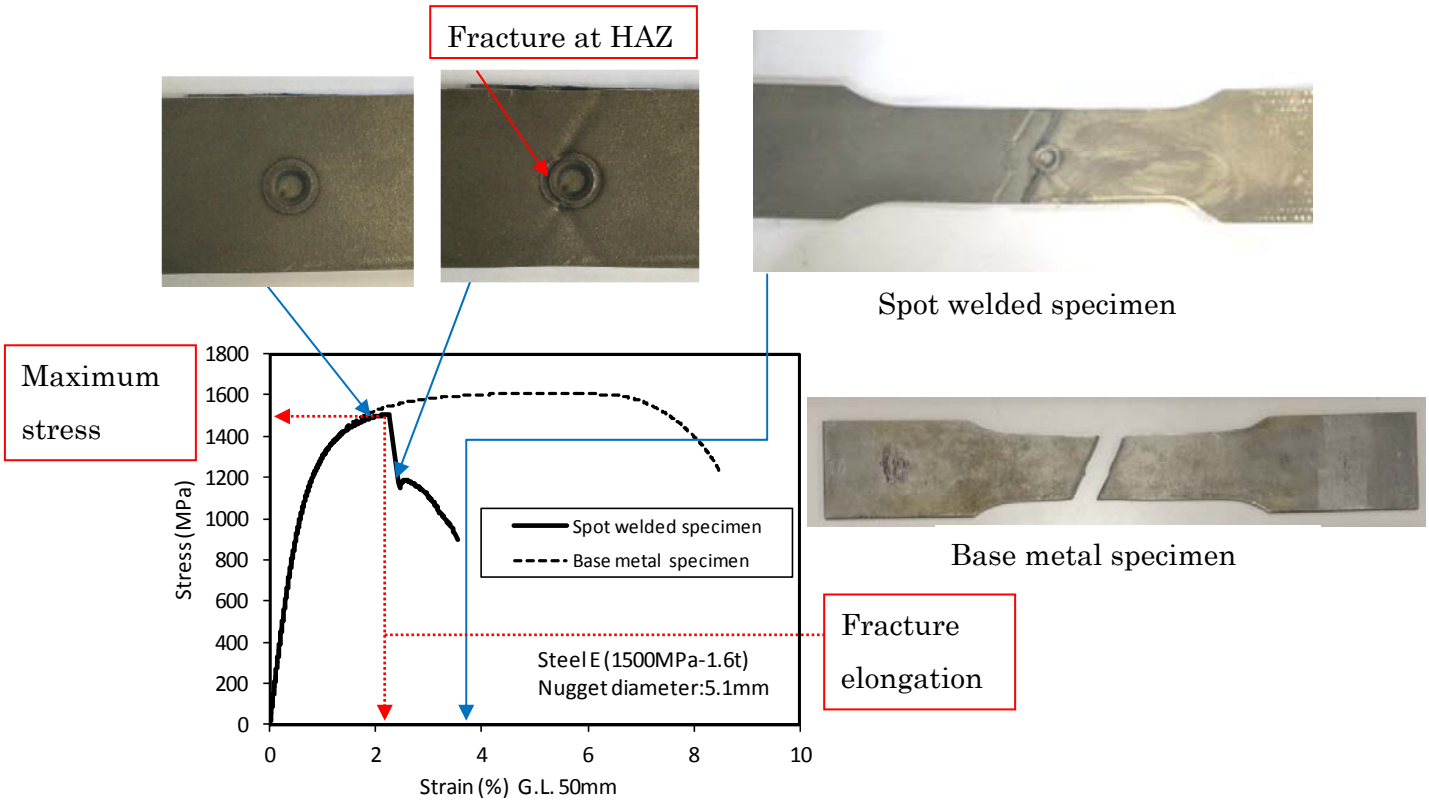


Fig. 2.3 Stress-strain curves of the spot welded specimen and base metal specimen in tensile tests.

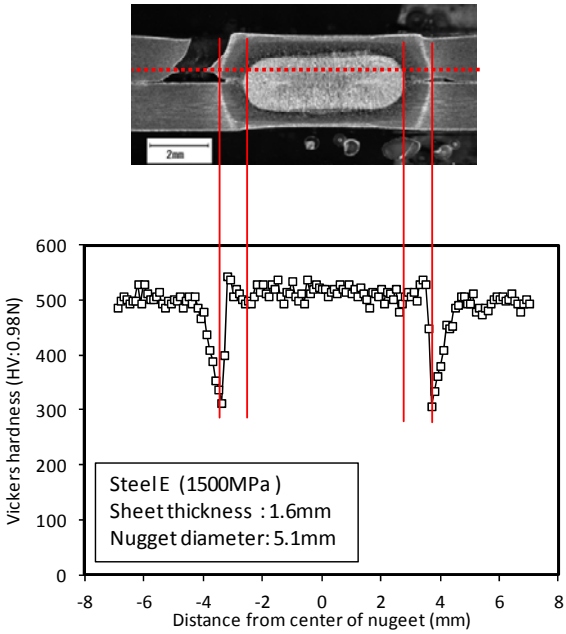


Fig. 2.4 Fracture position of the spot welded specimen in tensile test and hardness profile of the spot weld.

Fig. 2.4 に面内引張試験で破断したスポット溶接試験片の断面調査結果(ピクラール腐食)と，別途測定したスポット溶接部の硬さ分布との対応を示す．スポット溶接試験片はナゲット端から約 1 mm 離れた位置で，若干のくびれを伴い破断していた．本検討で用いた鋼板 E の母材とナゲットのビッカース硬さはいずれも 500 程度であるが，HAZ の最軟化部の硬さは 300 程度であり，母材より大幅に軟化していることが確認された．破断位置はスポット溶接部の硬さ分布との比較より，HAZ 軟化部と対応することを確認した．

2.3.2　HAZ 軟化部での破断挙動に及ぼすスポット溶接側の因子の影響

自動車の骨格部材に用いられる高張力鋼板は，様々な条件での溶接が想定される．溶接条件が変わると，大きく変化するのはナゲット径であり，HAZ の軟化幅も多少は変化する．これらのスポット溶接側の因子が面内引張試験での HAZ 軟化部での破断挙動に及ぼす影響を明確化すため，板厚 1.6 mm の 1500 MPa 級鋼板 E を用いて，ナゲット径と HAZ 軟化幅がスポット溶接試験片の最大応力と破断伸びに及ぼす影響について検討した．

2.3.2.1　最大応力，破断伸びに及ぼすナゲット径の影響

スポット溶接試験片の面内引張試験での最大応力と破断伸びに及ぼすナゲット径の影響を検

討した．スポット溶接でのナゲット径は 4√t （t:板厚 mm）が下限とされることが多いが，本検討ではさらに小さい 3√t （3.8 mm）から，本試験条件でスパッタを発生せずに得られた最大のナゲット径である 5.5√t (7.1 mm)まで調査した．Fig. 2.5 にスポット溶接部の HAZ の硬さ分布を示す．HAZ の最軟化部のビッカース硬さはナゲット径によらず 300 程度であった．鋼板によっては電流を上げナゲット径を大きくすると，HAZ の最軟化部の硬さが低下する事例 [3)]が報告されているが，今回の調査の範囲では，ナゲット径によらず最軟化部の硬さはおおむね一定であった．Fig. 2.6 にスポット溶接試験片の面内引張試験での最大応力と破断伸び示す．調査したナゲット径の範囲では，ナゲット径が変化しても最大応力と破断伸びの変化は非常に小さかった．今回のように HAZ の最軟化部の硬さが一定の場合，スポット溶接試験片の面内引張試験での最大応力，破断伸びに及ぼすナゲット径の影響は非常に小さいことがわかった．

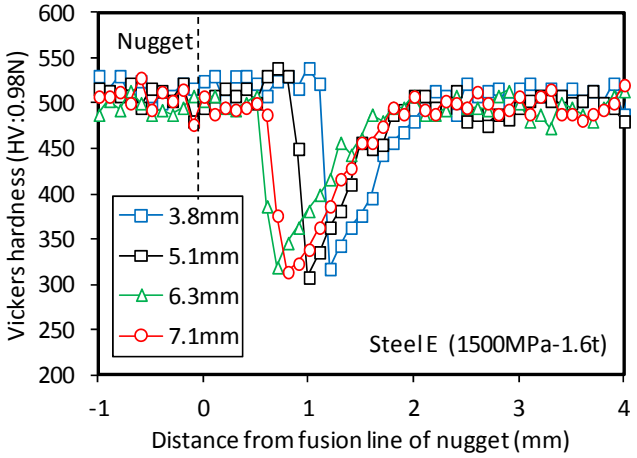


Fig. 2.5 Hardness profile of HAZ of spot welds with different nugget diameters.

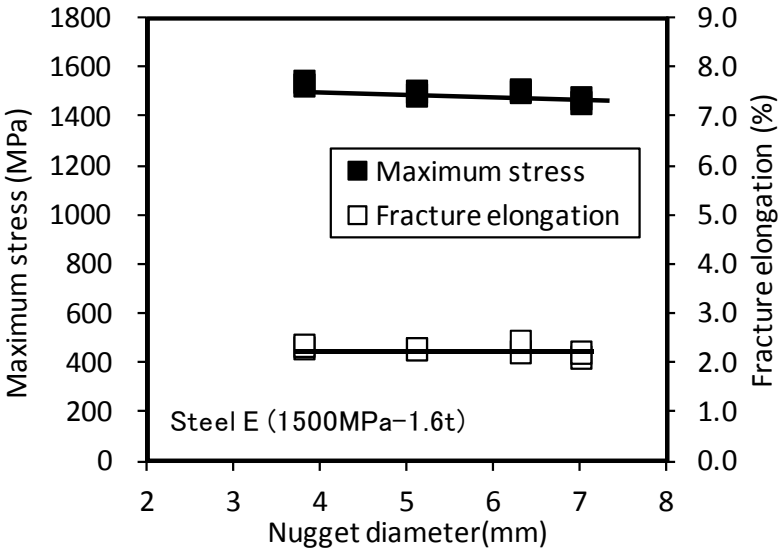


Fig. 2.6 Relationship between the nugget diameter and the maximum stress / fracture elongation of spot welded specimen.

2.3.2.2　最大応力，破断伸びに及ぼす HAZ 軟化幅の影響

スポット溶接試験片の面内引張試験での最大応力と破断伸びに及ぼす HAZ 軟化幅の影響を検討した．豊田らはアンダーマッチ継手において，軟化した溶接金属部が広くなると継手強度が低下することを報告している[16]．スポット溶接では溶接条件による HAZ 軟化幅の変化は大きくはないが，通電時間を延長したり，後通電を実施したりすると加熱される領域が広がるため，HAZ の軟化幅も広がる傾向がある．本検討では，板厚 1.6 mm での溶接条件としては短いと考えられる 0.2 秒から，十分に長いと考えられる 1.0 秒まで通電時間を変化させるとともに，電流値を調整することでナゲット径を 5.1 mm とし，HAZ の軟化幅のみ変化させたスポット溶接試験片を作製した．Fig. 2.7 にスポット溶接部の HAZ の硬さ分布を示す．通電時間が長くなると HAZ の軟化幅が広がることがわかる．HAZ の最軟化部の硬さは通電時間が最も短い 0.2 秒のみ若干高い傾向があるが，0.33～1.0 秒の条件ではおおむね同程度であった．Fig. 2.8 にスポット溶接試験片の面内引張での最大応力と破断伸び示す．通電時間 0.33～1.0 秒の範囲で HAZ 軟化幅を変えても最大応力，破断伸びはおおむね一定値であったが，通電時間 0.2 秒のみ最大応力，破断伸びとも若干高めとなった．これは HAZ 軟化幅が狭いことによる影響も否定はできないが， HAZ の最軟化部の硬さが若干高めであることより，後述するように HAZ の軟化率が小さくなった影響によるものと推察される．HAZ 軟化幅が広くなると，塑性拘束が小さくなり最大応力が低下すと予想されたが，スポット溶接で想定される溶接条件の範囲では HAZ の軟化幅の変化量が小さいため，ほとんど影響しなかったものと思われる．以上より，HAZ の最軟化部の硬さが一定の場合，スポット溶接試験片の面内引張での最大応力，破断伸びに及ぼす軟化幅の影響は非常に小さいことがわかった．

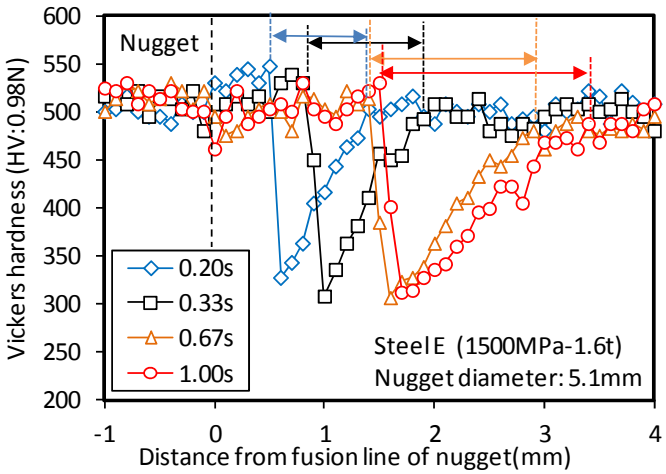


Fig. 2.7 Hardness profile of HAZ of spot welds with different welding times.

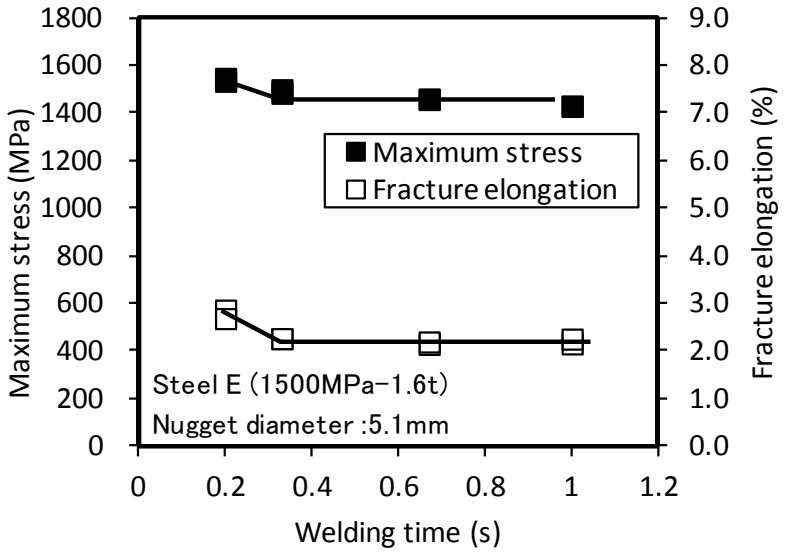


Fig. 2.8 Relationship between the welding time and the maximum stress / fracture elongation of spot welded specimen.

2.3.3　HAZ 軟化部での破断挙動に及ぼす鋼板側の因子の影響

自動車の骨格部材では様々な板厚，機械的特性の高張力鋼板が用いられている．これらの鋼板側の因子がスポット溶接試験片の面内引張試験での最大応力と破断伸びに及ぼす影響を明確化するため，スポット溶接された引張試験片と当て板の板厚の影響，引張試験片の機械的特性の影響について検討した．

2.3.3.1　最大応力，破断伸びに及ぼす引張試験片と当て板の板厚の影響

スポット溶接試験片は JIS 5 号の引張試験片と当て板からなる．最初に引張試験片の板厚の影響を検討した．板厚 1.2，1.6，2.0 mm の 1500 MPa 級鋼板の引張試験片を，それぞれ板厚 1.6 mm の 1500 MPa 級鋼板の当て板とスポット溶接した試験片を作製した．Fig. 2.9 にスポット溶接部の HAZ の硬さ分布を示す．HAZ の最軟化部は板厚によらずビッカース硬さが 300 程度であった．Fig. 2.10 にスポット溶接試験片の面内引張試験の結果を示す．破断伸びは板厚が薄くなると低下する傾向が認められた．一般に母材の引張試験では板厚が薄くなると伸びが低下する傾向があることは知られており，この原因は板厚が薄くなると局部伸びが低下することに起因する [17]と報告されている．スポット溶接試験片の面内引張試験では，HAZ 軟化部に局所的にひずみが集中する．このため，スポット溶接試験片は母材の引張試験よりも局部伸びの影響が支配的となり，Fig. 2.10 に示したように板厚が薄くなると破断伸びが低下する傾向を示したものと推察される．なお，最大応力は板厚による変化は小さいが，これは，今回用いた鋼板では，板厚が薄いと母材強度が若干高めとなる傾向があったため，板厚の減少による破断伸びの低下を母材強度の上昇が補い，最大応力の

変化が小さくなったものと考えられる.

次に，当て板の板厚の影響について検討した．引張試験片は板厚 1.6 mm の 1500 MPa 級鋼板 E とした．当て板については同材質で板厚を揃えることができなかったため，板厚 0.7 mm と 2.0 mm の 270 MPa 級鋼板，板厚 1.6 mm と 2.0 mm の 1500 MPa 級鋼板とし，ナゲット径を 5.1 mm に揃えて評価した．当て板が 2.0 mm の 270 MPa 級鋼板の場合のみ，希釈によりナゲットのビッカース硬さが 410 程度まで低下する現象が認められたが，引張試験片の HAZ の最軟化部のビッカース硬さはいずれも 300 程度であった．また，スポット溶接試験片の最大応力および破断伸びは Fig. 2.11 に示すように，当て板の板厚の影響は認められなかった．以上の結果より，スポット溶接試験片の破断伸びは，スポット溶接された当て板，つまり相手材の違いの影響は受けないが，スポット溶接された引張試験片の板厚の影響を受け，板厚が薄くなると破断伸びが低下する傾向があることがわかった.

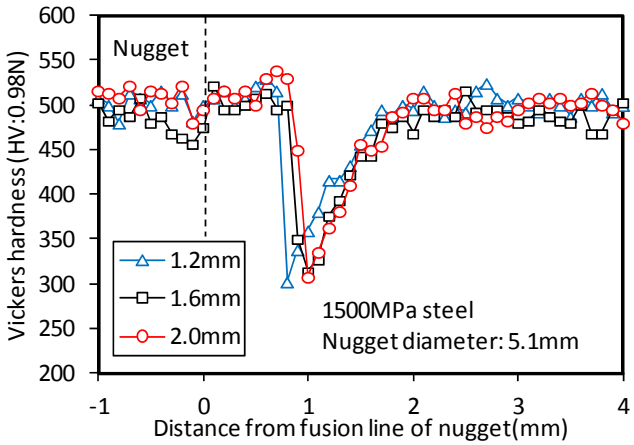


Fig. 2.9 Hardness profile of HAZ of spot welds with different thicknesses of tensile specimens.

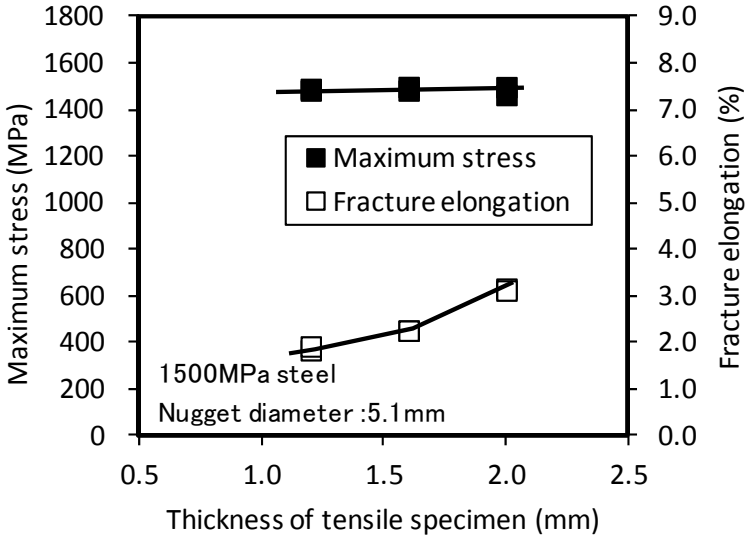


Fig. 2.10 Relationship between the thickness of tensile specimen and the maximum stress / fracture elongation of spot welded specimen.

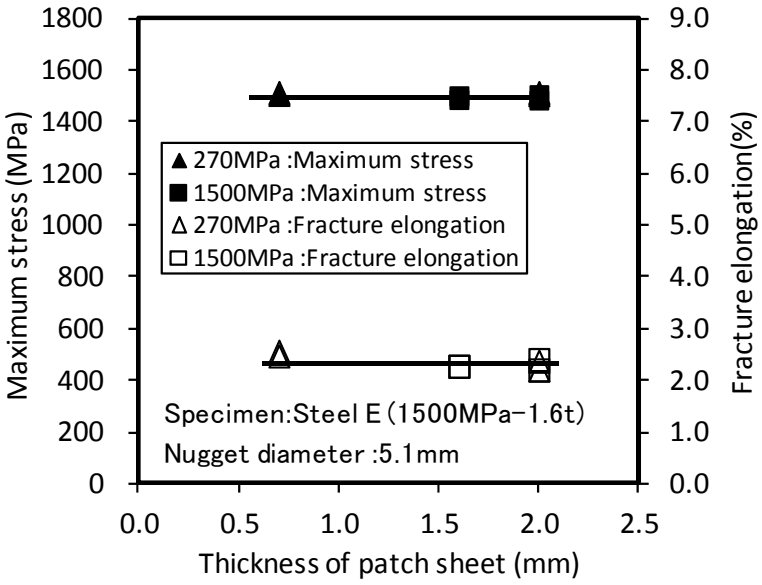


Fig. 2.11 Relationship between the thickness of patch sheet and the maximum stress / fracture elongation of spot welded specimen.

2.3.3.2　各種高張力鋼板スポット溶接試験片の面内引張試験結果

Table 1 に示す板厚 1.6 mm, 引張強さが 980～1800 MPa 級の高張力鋼板 A～F を用い, スポット溶接試験片の面内引張試験での挙動を調査した. Fig. 2.12 にスポット溶接部の HAZ の硬さ分布を示す. 材料により HAZ の軟化程度の違いは認められるものの, 概ね引張強さが大きい鋼板ほど, 母材と HAZ の最軟化部の硬さの差が大きい傾向が認められる. Fig. 2.13 にスポット溶接試験片と比較の母材の応力—ひずみ曲線を示す. 引張強さが 980 MPa 級の鋼板 A と鋼板 B のスポット溶接試験片は, 母材の引張試験片とほぼ同じ応力—ひずみ曲線となった. 破断位置は HAZ 軟化部から離れた母材であった. 引張強さが 1180 MPa 級の鋼板 C のスポット溶接試験片では約 6.4 %の伸びで HAZ 軟化部で破断した. 鋼板 C のスポット溶接試験片の最大応力は母材と同程度であったが, 破断伸びは母材の半分程度まで低下した. 他方, 鋼板 C と同グレードの引張強さの鋼板 D のスポット溶接試験片は HAZ 軟化部から離れた母材で破断し, 母材と同程度の高い破断伸びが得られた. また, 前述の引張強さ 1500 MPa 級の鋼板 E と, 1800 MPa 級の鋼板 F のスポット溶接試験片はいずれも HAZ 軟化部で破断し, 破断伸びは鋼板 E で約 2.3 %, 鋼板 F で約 1.7 %であった. 以上のスポット溶接試験片の面内引張試験の結果より, 引張強さが 1180 MPa 級の鋼板において破断形態と破断伸びに材料差が認められたものの, おおむね引張強さの増加にともない破断位置が母材から HAZ 軟化部に変化し, 破断伸びが低下する傾向があることがわかった.

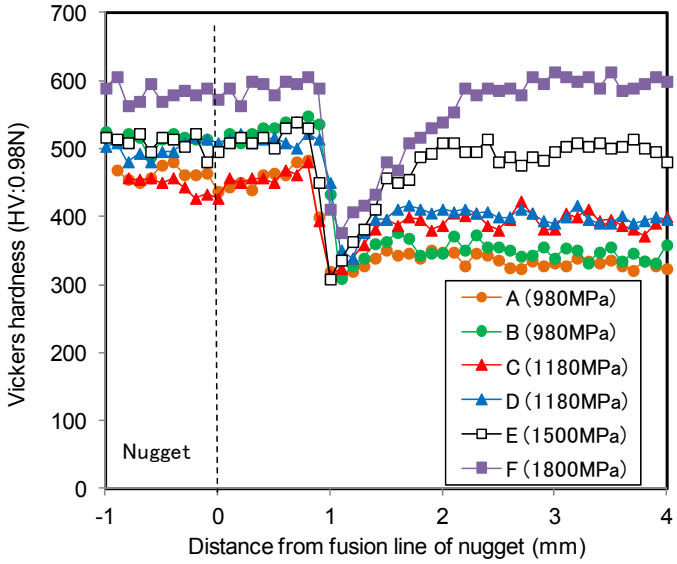


Fig. 2.12 Hardness profile of HAZ of spot welds with different base metals.

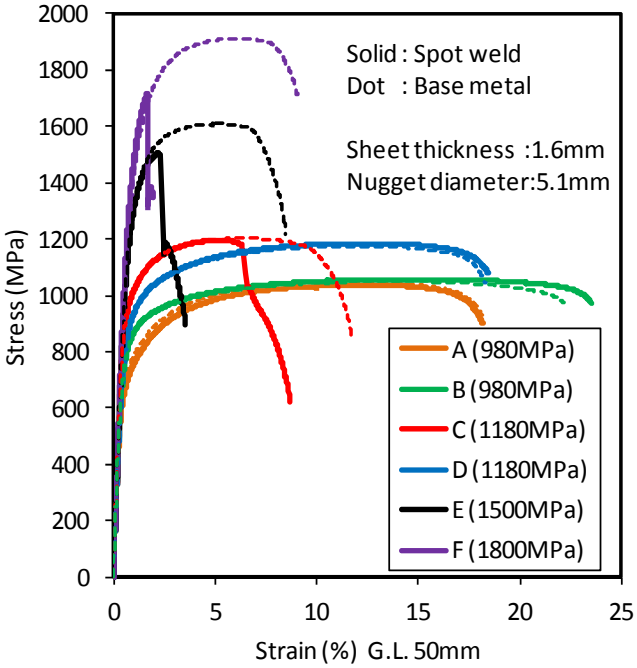


Fig. 2.13 Stress-strain curve of the spot welded specimen and the base metal in tensile tests with different base metals.

2.4 考察

2.4.1 鋼板の機械的特性とスポット溶接試験片の最大応力，破断伸びの関係

2.3.3.2 より鋼板の引張強さがスポット溶接試験片の面内引張試験での破断形態と破断伸びに大きな影響を及ぼしていることが示された．これらの影響因子をより詳細に検討するため，熱処理

により引張強さを種々調整した鋼板 E, F のスポット溶接験片を作製し面内引張試験を行った. Fig. 2.14(a)に鋼板の引張強さとスポット溶接試験片の最大応力の関係を示す. また, Fig. 2.14(b)に母材に対するスポット溶接試験片の最大応力の割合(%)を縦軸にしたグラフを示す. これらのグラフには, Fig. 2.13 の各種高張力鋼板の評価結果と, スポット溶接後に焼入れることにより, HAZ 軟化部を無くした 1500 MPa 級鋼板のスポット溶接試験片の評価結果も記載している. グラフの黒塗りのプロットは母材破断, 白抜きのプロットは HAZ 軟化部での破断である. 鋼板の引張強さがおおむね 1200 MPa より低い場合, スポット溶接試験片の破断位置は母材であり, 母材と同等の最大応力が得られた. 鋼板の引張強さが 1200 MPa 付近から, 破断位置が HAZ 軟化部へ変化したが, この段階ではスポット溶接試験片の最大応力は母材とほぼ同等であった. 鋼板の引張強さが 1400 MPa 付近になると, スポット溶接試験片の最大応力は母材よりもわずかに低下する傾向が認められたが, 1800 MPa 級のホットスタンプ鋼板でも母材の 90 %以上の高い値を示した. また, HAZ 軟化部を無くしたスポット溶接試験片は母材の引張強さが 1500 MPa 級であるにもかかわらず, 破断位置は母材であり母材と同等の最大応力を示した.

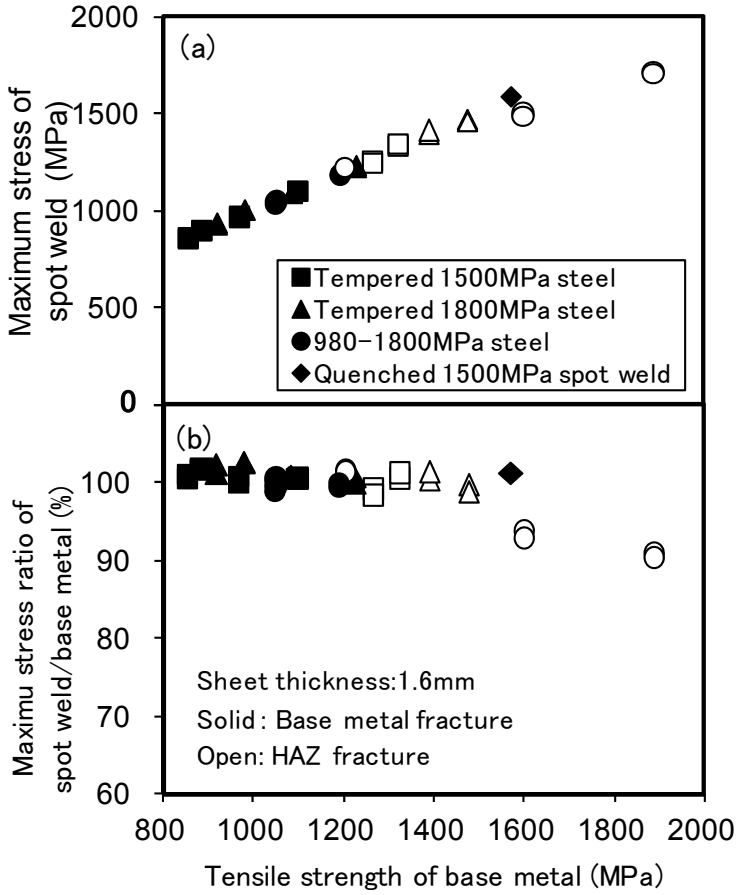


Fig. 2.14 Relationship between tensile strength of base metal and maximum stress of spot welded specimens.

Fig. 2.15(a) に鋼板の引張強さとスポット溶接試験片の破断伸びの関係を示す．破断伸びは評点間距離 50 mm で算出しているため，母材破断の場合は鋼板の伸びの影響を受け，伸びが大きい鋼板ではスポット溶接試験片の破断伸びも大きい．これらの影響を統一して評価するため，母材に対するスポット溶接試験片の破断伸びの割合(%)を縦軸にしたグラフを Fig. 2.15(b) に示す．鋼板の引張強さがおおむね1200 MPaより低い場合，スポット溶接試験は母材で破断し，破断伸びは母材と同等であったが，引張強さが 1200 MPa 付近から，破断位置が HAZ 軟化部へと変化し，破断伸びが母材よりも大きく低下する現象が認められた．さらに，鋼板の引張強さの増加にともない，スポット溶接試験片の破断伸びが低下し，1800 MPa 級のホットスタンプ鋼板ではスポット溶接試験片の破断伸びは母材の 20 %強まで低下した．他方，HAZ 軟化部を無くしたスポット溶接試験片は，母材の引張強さが 1500 MPa 級であるが，破断位置が母材となり母材と同等の大きな破断伸びを示した．スポット溶接試験片で，鋼板の引張強さが 1200 MPa 付近を境に母材から HAZ 軟化部に破断位置が変化する現象は，母材の高強度化に見合うだけ HAZ 軟化部の強度（硬さ）が上がらないため，母材と HAZ 軟化部の強度の違い（硬さの違い）が大きくなることに起因すると考えられる．

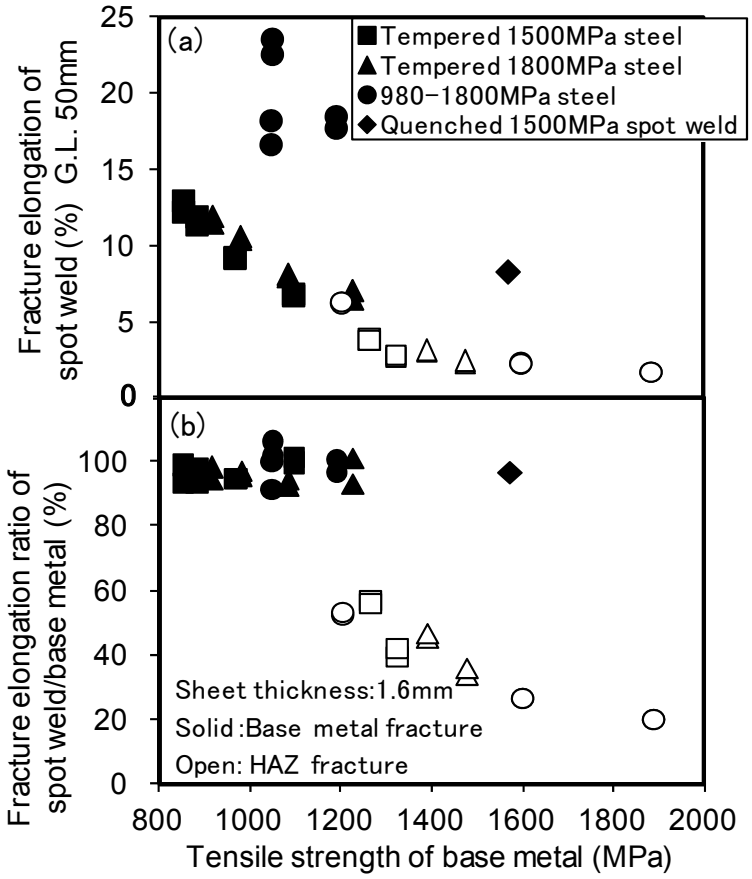


Fig. 2.15 Relationship between tensile strength of base metal and fracture elongation of spot welded specimens.

2.4.2　破断伸びに及ぼす HAZ 軟化部の軟化率の影響

Fig. 2.16 に焼戻しにより引張強さを様々に調整した鋼板 E のスポット溶接部の硬さ分布の例を示す．母材の硬さは焼戻し温度の上昇とともに低下したが，スポット溶接部の HAZ の最軟化部のビッカース硬さは 300 程度であったため，焼戻し温度の上昇とともに HAZ の軟化率[= (母材の硬さ－HAZ の最軟化部の硬さ)／母材の硬さ×100 %] も大きくなる．Fig. 2.16 に示す HAZ の軟化率を指標とし，Fig. 2.15 のデータを整理した結果を Fig. 2.17 に示す．HAZ の軟化率が小さいスポット溶接試験片は母材で破断し，破断伸びは母材と同等となった．HAZ 軟化部を無くした 1500 MPa 級のスポット溶接試験片の軟化率は 0 %であるため母材破断となっている．HAZ の軟化率が大きくなると，破断位置が母材から HAZ 軟化部に移行し，破断伸びが急激に低下した．破断位置の移行は HAZ の軟化率が約 20 %で起きた．さらに HAZ の軟化率の増加にともない，母材に対するスポット溶接試験片の破断伸びの割合も低下した．この結果より，HAZ の軟化率がスポット溶接試験片の破断伸びに大きな影響を及ぼしていることが明らかとなった．なお，同じ軟化率でも破断伸びに若干の差が認められるが，これは HAZ 軟化部の局部伸びの違いが影響しているものと推察される．局部伸びも含めたさらに詳細な検討については今後の課題としたい．

また，本結果より 2.3.3.2 の検討において 1180 MPa 級の鋼板 C が HAZ 軟化部で破断し，鋼板 D が母材で破断した現象についても，HAZ の軟化率で説明できると考えられる．すなわち鋼板 C の母材のビッカース硬さは 393 で HAZ の最軟化部は 314 であったため HAZ の軟化率は 21 %であるのに対し，鋼板 D の母材のビッカース硬さは 394 で HAZ の最軟化部は 339 であったため軟化率は 14 %であった．母材の引張強さが同グレードの鋼板の破断位置の違いは，HAZ の軟化率の大小が影響したものと考えられる．また，Fig. 2.17 の結果より HAZ の軟化率が 20 %付近では，わずかな軟化率の違いで破断形態と破断伸びが大きく変化しているが，軟化率が大きい領域では，破断位置は常に HAZ 軟化部であり，軟化率が変化しても破断伸びの変化は緩やかとなっている．これは，HAZ 軟化が比較的小さい引張強さ 1180 MPa 級の鋼板では，HAZ の最軟化部の硬さの違いが破断伸びに及ぼす影響は大きいが，HAZ 軟化が大きい引張強さが 1500 MPa 級や 1800 MPa 級の高強度な鋼板では，仮に HAZ の最軟化部の硬さが多少変化しても，破断伸びに及ぼす影響は小さいことを示しているものと考えられる．

$$\text{HAZ softening ratio} = \frac{\{\text{HV(Base metal)-HV(Softened HAZ)}\}}{\text{HV(Base metal)}} \times 100(\%)$$

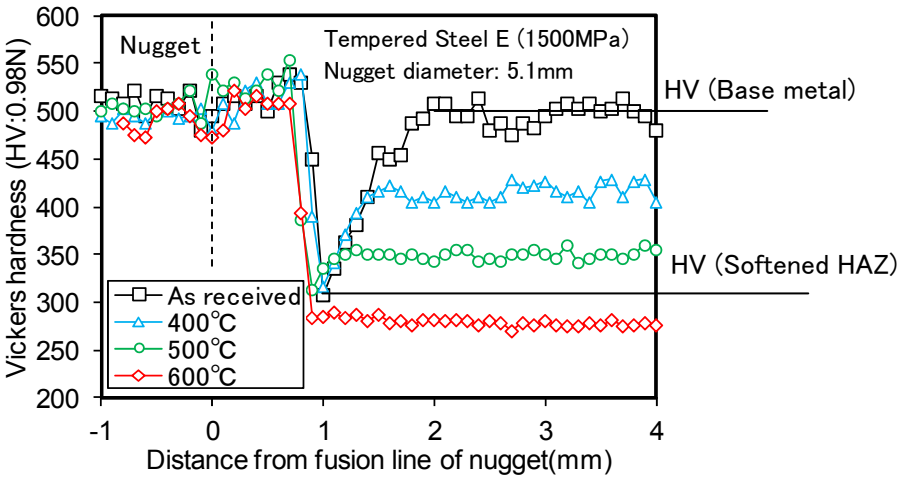


Fig. 2.16 Hardness profile of HAZ of spot welds with different temper treatments.

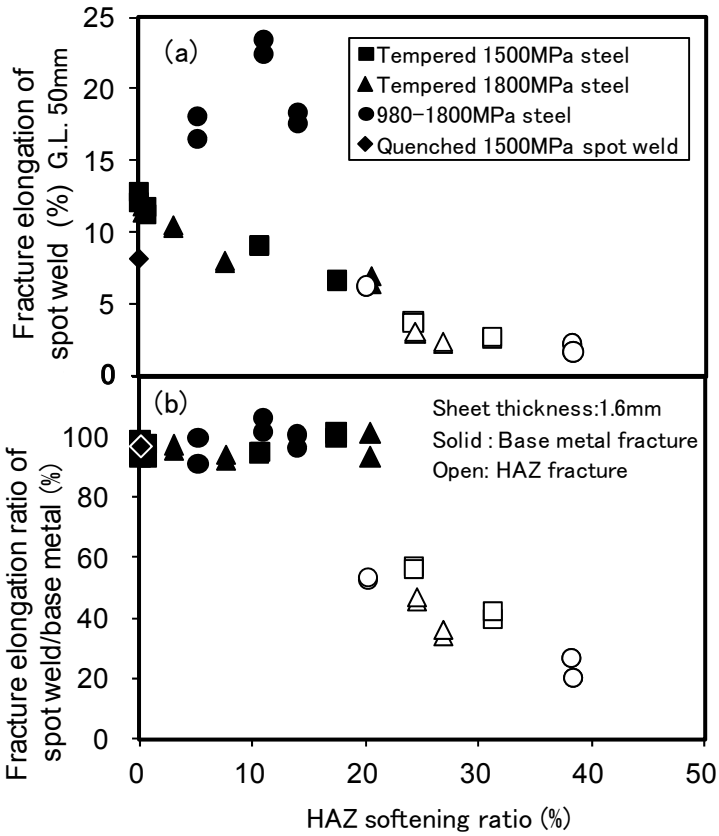
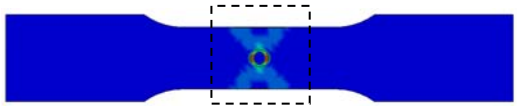
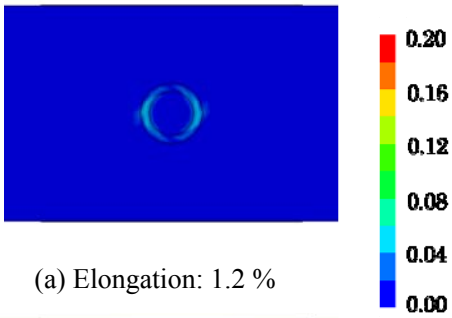


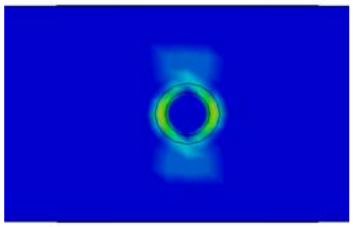
Fig. 2.17 Effect of the HAZ softening ratio on the fracture elongation of spot welded specimens.

これらのスポット溶接試験片の HAZ 軟化部での破断伸びに及ぼす軟化率の影響をより詳細に検討するため，Fig. 2.3 に示した鋼板 E のスポット溶接試験片の面内引張試験（軟化率: 38%）を模擬した FEM 解析を実施した．Fig. 2.18 に試験片に変位を付与した時の，スポット溶接部周辺の相当塑性ひずみの変化を示す．変位の増加にともない，引張方向に直交したスポット溶接部の HAZ 軟化部において，局所的なひずみの増加が認められた．Fig. 2.18(d)にスポット溶接試験片が破断伸びに達した時の相当塑性ひずみ分布を示す．スポット溶接部の HAZ 軟化部の狭い領域に最も大きなひずみが集中していることが確認された．本解析モデルでは，スポット溶接試験片が 2.3 %（評点距離:50 mm）の破断伸びに達した時の HAZ 軟化部での相当塑性ひずみの最大値は 0.25 であった．

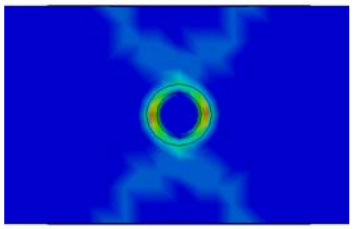




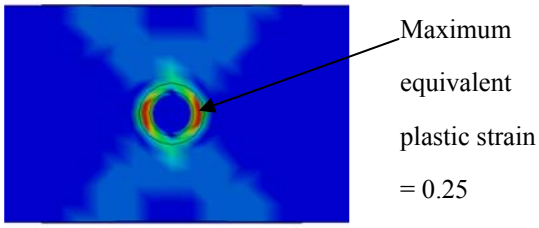
(a) Elongation: 1.2 %



(b) Elongation: 1.8 %



(c) Elongation: 2.0 %

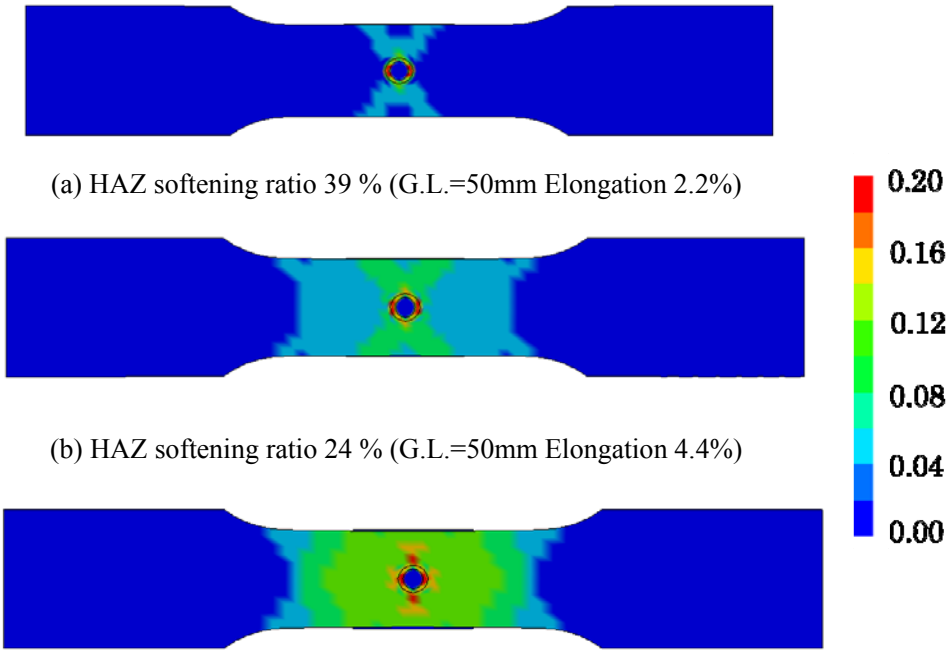


(d) Elongation: 2.3 % (Fracture at softened HAZ)

Fig. 2.18 FEM analysis results of relationship between displacement and equivalent plastic strain of spot welded specimen of 1500MPa steel in tensile test.

次に，HAZ の軟化率が破断伸びに及ぼす影響について検証するため，母材の硬さに対応させて母材の変形抵抗曲線を変化させたモデルで FEM 解析を行った．鋼板 E の HAZ の最軟化部の硬さは Fig. 2.16 に示した通り，本調査での熱処理条件範囲ではおおむね一定のため，HAZ の最軟化部の機械的特性はいずれの試験片も同じであると考えられる．そこで Fig. 2.18 で求めた HAZ 軟化部で破断した時の相当塑性ひずみの 0.25 を HAZ 軟化部での破断クライテリアとして，母材の硬さ（変形抵抗曲線）を変化させて FEM 解析を実施した．Fig. 2.19(a)は HAZ の軟化率が 39 %の解析結果であり，HAZ 軟化部にひずみが集中し，母材には塑性変形がほとんど認められなかった．HAZ 軟化部が破断クライテリアに達した時点でのスポット溶接試験片の伸び（評点距離:50 mm）は 2.2 %であった．Fig. 2.19(b)は HAZ の軟化率が 24 %のケースであり，試験片平行部の母材が塑性変形していることがわかる．HAZ 軟化部が破断クライテリアに達した時点でのスポット溶接試験片の伸びは 4.4 %であった．Fig. 2.19(c)は HAZ の軟化率が 14 %のケースである．HAZ 軟化部が破断クライテリアに達した時点では，試験片平行部の母材で大きな塑性変形が認められ，スポット溶接試験片の伸びは 7.6 %に達した．これらのスポット溶接試験片の破断伸びの値は Fig. 2.17(a)に示した熱処理した鋼板 E の実験値とおおむね一致している． HAZ の軟化率が小さいと HAZ 軟化部に局所的にひずみが集中する前に母材が塑性変形し，平行部全体で変形を受け持つことができるため，破断伸びが向上することが解析からも確認された．

HAZ の軟化率を小さくするためには，HAZ 軟化を抑制するか母材の硬さを下げる必要がある．HAZ 軟化の抑制には合金元素の添加などが考えられるが，引張強さが 1500 MPa 級を超える特に高強度な鋼板は，スポット溶接のままでは，前述のように HAZ の最軟化部の硬さが多少変化しても，破断伸びに及ぼす影響は小さいため，合金元素を多量に添加するなどで HAZ 軟化を軽減しても，破断伸びを増加させる効果は大きくないと推察される．このため，あらかじめ鋼板を部分的に軟化させる手法[9]が現実的な対策の1つと考えられるが，熱処理などで鋼板を軟化させすぎると，高張力鋼板を適用する利点を損なう恐れがあるため，実部品においてはスポット溶接部にて想定されるひずみ量を元に，適切な軟化率となるようにあらかじめ母材の硬さ設定することが重要であると考えられる．また，本検討から引張強さが 1500 MPa の鋼板でもスポット溶接後に焼入れを行い，HAZ 軟化を無くせば，母材と同様の高い破断伸びが得られることがわかった．スポット溶接後に焼入れを行う手法としてホットスタンプのスポット溶接テーラードブランクがあり，詳細については第 3 章で報告する．



(a) HAZ softening ratio 39 % (G.L.=50mm Elongation 2.2%)

(b) HAZ softening ratio 24 % (G.L.=50mm Elongation 4.4%)

(c) HAZ softening ratio 14 % (G.L.=50mm Elongation 7.6%)

Fig. 2.19 Effect of the HAZ softening ratio on equivalent plastic strain in spot welded joints when the softened HAZ reached the fracture criteria.

2.5　結言

引張強さが 980 MPa 級～1800 MPa 級の自動車用高張力鋼板のスポット溶接継手が鋼板面内で引張変形を受けた場合の，最大応力と破断伸びに及ぼす HAZ 軟化の影響について検討した結果，以下の知見が得られた．

1) スポット溶接試験片の面内引張試験において，鋼板の引張強さが 1180 MPa 級を超えると，引張方向に直交したスポット溶接部の HAZ 軟化部を起点とした破断が認められた．
2) HAZ 軟化部で破断したスポット溶接試験片は，母材の引張試験片と比べると，最大応力の低下はわずかであるものの，破断伸びは大幅に低下する傾向を示した．
3) 鋼板の引張強さの増加とともに，スポット溶接試験片が HAZ 軟化部で破断する時の破断伸びが低下する傾向が認められ，母材に対するスポット溶接試験片の破断伸びの割合も低下した．
4) HAZ の最軟化部の硬さが一定の場合，ナゲット径と HAZ 軟化幅がスポット溶接試験片の破断伸びに及ぼす影響は非常に小さかった．
5) スポット溶接された引張試験片の当て板の板厚は，破断伸びにほとんど影響を及ぼさなかった．他方，引張試験片の板厚の減少とともに，破断伸びが低下する傾向が認められた．
6) スポット溶接試験片の破断形態と破断伸びは，HAZ の軟化率[= (母材の硬さ－HAZ の最軟化部の硬さ)／母材の硬さ×100 %] が大きな影響を及ぼしていた．
7) 板厚 1.6 mm のスポット溶接試験片において，HAZ の軟化率が 20 %より小さい場合は母材で破断し，母材と同等の破断伸びが得られた．HAZ の軟化率が 20 %より大きくなると HAZ 軟化部で破断する現象が認められ，破断伸びが急激に低下した．さらに，HAZ の軟化率の増加にともない，スポット溶接試験片の破断伸びが低下する傾向が認められた．

第 2 章の参考文献

1) KONDO Takaaki, ISHIUCHI Kentarou: 1.2 GPa Advanced High Strength Steel with High Formability, No. 2014-01-0991. SAE Technical Paper (2014).
2) 匹田和夫，西畑敏伸，菊地祐久，鈴木貴之，中山伸之：TS1800MPa 級ホットスタンプ用鋼板の開発，まてりあ, 52.2 (2013), p68-70.
3) M. Pouranvari: Effect of Resistance Spot Welding Parameters on the HAZ Softening of DP980 Ferrite-Martensite Dual Phase Steel Welds, World Applied Sciences Journal 15,10(2011) p1454-1458.
4) 富士本博紀，泰山正則，上田秀樹，上路林太郎，藤井英俊：ホットスタンプ処理されたスポット溶接継手の静的強度特性．溶接学会論文集, 33.2 (2015), p144-152.
5) 富士本博紀，福井清之，岡村一男，宮原光雄，中山英介：高張力鋼板スポット溶接継手の強

度と破断形態の検討, 自動車技術会学術講演会前刷集, 20025623, (2002).
6) 沖田泰明, 池田倫正, 遠藤茂ほか:高張力鋼板抵抗スポット溶接部の引張せん断特性に及ぼす HAZ 軟化の影響, 溶接学会全国大会講演概要, 89(2011), p36-37.
7) 谷口公一, 貞末照輝, 伊木聡, 池田倫正, 遠藤茂:高張力鋼板のパルス通電抵抗スポット溶接技術の開発, 溶接学会全国大会講演概要, 89 (2011), p4-5.
8) 渡辺史徳, 古迫誠司, 宮崎 康信, 野瀬 哲郎:スポット溶接継手の破壊力学的考察:(第3報)ホットスタンプ材継手の十字引張試験において HAZ 軟化がき裂進展駆動力に及ぼす影響, 溶接学会全国大会講演概要, 91 (2012), p238-239.
9) Mikael Fermer, Richard Johansson, Peter Nystron, Olof Hedegard: Local Annealing of Hot-formed Steel for Improved Ductility and Spot Weld Strength, Proceedings of Material in Car Body Engineering 2012, Bad Nauheim, p1-22.
10) 中村岳司, 森本誠, 田中潤一, 玄道俊行: 新型マツダアクセラ 新型アクセラの軽量ボデーシェル開発, マツダ技報, 31(2013), p14-18.
11) 岡田徹, 浜田幸一, 富士本博紀, 上田秀樹, 泰山正則, 内原正人: スポット溶接部の破断伸びに及ぼす HAZ 軟化の影響, 溶接学会全国大会講演概要, 91(2012), p296-297.
12) Martin Becker, Peter Kuhnel: The Body of the New BMW 3 Series, Proceedings of Euro Car Body 2012, Bad Nauheim, p54.
13) 望月正人: 高張力鋼の溶接 HAZ 軟化と強度特性評価(アドホック研究会報告), 溶接学会誌 73.4(2004), p59-61.
14) 新冨達也, 橋本義和, 竹士伊知郎, 望月正人, 豊田政男:溶接 HAZ 軟化継手の変形および延性き裂発生位置に関する検討—細粒鋼溶接継手の変形ならびに強度特性に関する研究(第 3 報)—, 溶接学会論文集, 21.3(2003), p397-403.
15) NAKAYAMA Eisuke, OKAMURA Kazuo, MIYAHARA Mitsuo, YOSHIDA Michitaka, FUKUI Kiyoyuki, FUJIMOTO Hiroki: Prediction of Strength of Spot-Welded Joints by Measurements of Local Mechanical Properties, SAE Technical Paper, 2003-01-2830.
16) 豊田政男:低強度溶接金属をもつ溶接継手の静的引張特性に関する研究, 大阪大学学位論文 (1973).
17) 薄鋼板成形技術研究会:プレス成形難易ハンドブック-第3版-,日刊工業新聞社,(2007), p214.

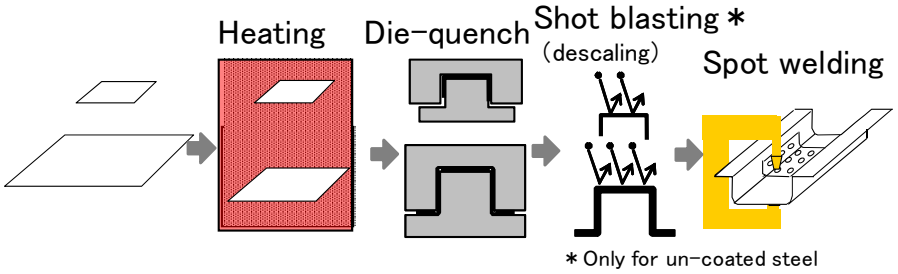
第 3 章　ホットスタンプ処理されたスポット溶接継手の静的強度特性 -スポット溶接テーラードブランク技術の開発-

3.1　緒言

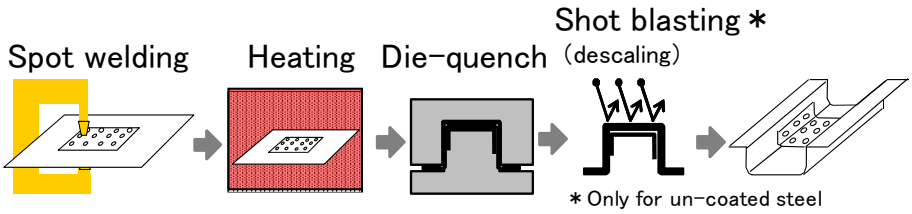
自動車の衝突安全性の向上と車体軽量化による燃費改善を両立するため，自動車車体への高張力鋼板の適用が進められている．自動車に適用される高張力鋼板の量，強度クラスは年々増加しており，現在では一般的な軟鋼（引張強さで 270 MPa 級）の約 6 倍の引張強さをもつ 1800 MPa 級の鋼板まで適用されている [1]．このような鋼板のうち，引張強さ 1500 MPa 以上の鋼板の部品の多くはホットスタンプ工法 [2)3)]が用いられている．ホットスタンプ工法とは，本工法用に成分設計された専用の鋼板を約 900 ℃のオーステナイト温度域に加熱した後，所望形状の金型を用いてプレス成形と同時にマルテンサイト変態による焼入れを行う工法である．ホットスタンプ工法は，高温で成形を行うためプレス荷重が低く，成形後に高強度でありながら形状凍結性に優れるという特徴を持つ．

自動車の A ピラー，B ピラーなど骨格部品では，ホットスタンプ鋼板をはじめとする高張力鋼板の適用が進みつつあり，特に強度が必要な部位では高張力鋼板を部分的に重ね合わせた補強構造とする場合がある．通常，このような構造の部品は，プレス成形した鋼板を重ね合わせ，スポット溶接にて製造される．ホットスタンプ鋼板の部品の場合も，通常は Fig. 3.1 (a) に示すようにホットスタンプ工法で製造した成形品をスポット溶接することで組み立てられるが，材料が柔らかい高温で成形するという特徴を生かすことで，通常とは異なる手順で部品を製造することもできる．つまり，Fig. 3.1 (b) に示すようにホットスタンプ用鋼板を，補強が必要な部位のみに重ね合わせて予めスポット溶接し，ホットスタンプ処理（約 900 ℃に加熱→水冷金型で成形と同時に焼入れ→非めっきの場合，鉄スケール除去のためのショットブラスト）することにより，高強度な重ね合わせ部品を製造することができる [4)5)]．本工法（スポット溶接テーラードブランク（TB）工法）は，高価なプレス金型の数を増加させることなく，必要な部位のみ強化した高強度部材を製造できる利点がある．

このようなスポット溶接 TB では，Fig. 3.1 (a) の工程で製造されるホットスタンプ鋼板の通常のスポット溶接部とは異なり，スポット溶接部がホットスタンプ処理による熱履歴を受ける．スポット溶接後に熱履歴を受けた継手の強度特性に関する報告例は極めて少なく [6)]，スポット溶接 TB 工法で製造した部品を自動車ボディに適用する際には，継手の強度特性に関する知見が重要となる．ホットスタンプ鋼板では第 3 章で述べたように面内引張を受けるとスポット溶接部の HAZ 軟化を起点に小さい伸びで破断する課題があるが，スポット溶接後，熱処理を行う本工法を用いることで破断伸びの低下を防止できる可能性がある．さらにスポット溶接後の熱処理により高張力鋼板のスポット溶接継手の課題である十字引張強さの低下を軽減できる可能性も考えられる．



(a) Conventional assembly process



(b) Spot welding tailored blank (TB) process

Fig. 3.1 Comparison of conventional assembly process and spot welding TB process for hot stamping.

本章では，ホットスタンプ処理後の引張強さが 1500 MPa 級となる非めっきホットスタンプ用鋼板を用い，スポット溶接後にホットスタンプ工程を経たスポット溶接 TB 継手の各種静的強度特性（引張せん断強さ，十字引張強さ，面内引張特性）について調査し，ホットスタンプ工程後にスポット溶接を行った通常のスポット溶接継手と比較検討した結果を報告する．

3.2 実験方法

本検討に用いた鋼鈑は，ホットスタンプ処理前の引張強さが約 800 MPa の非めっきホットスタンプ用鋼板（化学成分：0.21C-0.2Si-1.2Mn-0.012P-0.001S mass% 板厚：1.6 mm 未焼鈍材）である．本鋼板は，加熱後，水冷された金型で冷却されることでマルテンサイト変態し，引張強さが約 1500 MPa となる．加熱により鋼板表面に生成する鉄スケールを除去するため，鋼板の外面にショットブラスト処理を実施した．ショットブラスト処理は，エアー投射式ショットブラスト装置により，φ0.3 mm のスチールビーズを用い空気圧力：0.35 MPa，投射距離：約 150 mm で行った．この鋼板を用い，ホットスタンプ処理後にスポット溶接を行った通常のスポット溶接継手（Fig. 3.2 (a)）とスポット溶接後にホットスタンプ処理を行なったスポット溶接 TB 継手（Fig. 3.2 (b)）を作製した．この時のスポット溶接条件を Table 3.1 に示す．加圧力，通電時間は一定とし，ナゲット径 3√t から 5√t（t：板厚 mm）の所定のナゲット径が得られるように電流値を調整した．スポット溶接部の硬さ分布は，ビッカース硬さ計を用い，試験力 9.8 N で調査した．また，スポット溶接部の組織観察のため，腐食液としてナイタールとピクラールを用いた．

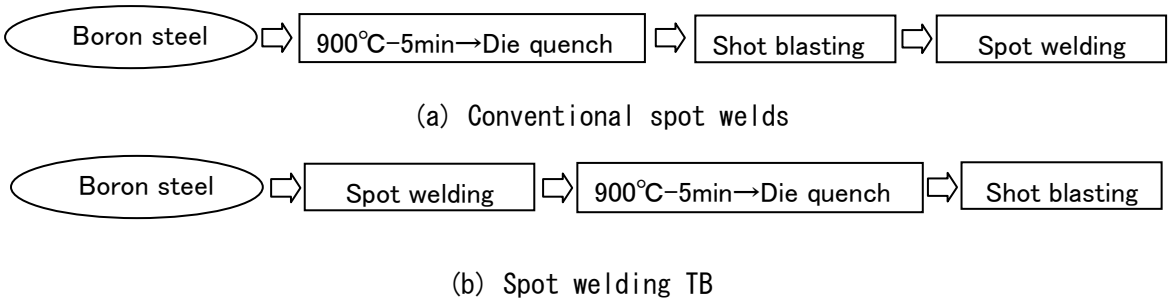
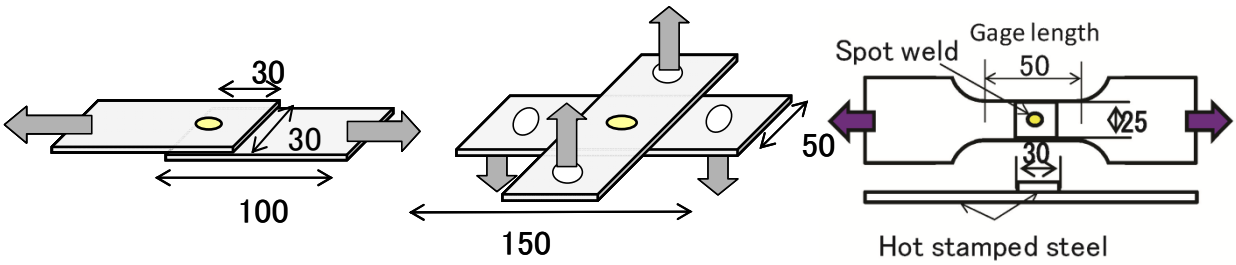


Fig. 3.2 Procedure for preparation of specimen.

Table 3.1 Spot welding conditions.

Welder	AC Stationary
Electrode	DR type φ6 R40
Force	3.4 kN
Welding time	333 ms (20 cycles/60Hz)
Welding current	Controlled to obtain target nugget diameter
Holding time	167 ms（10 cycles/60Hz）

継手の強度特性の評価として，Fig. 3.3 (a) の試験片にて引張せん断強さ（Tensile shear strength: TSS）および Fig. 3.3 (b) に示す試験片にて十字引張強さ（Cross tension strength: CTS）を調査した．引張速度はいずれも 10 mm/min とした．また，Fig. 3.3 (c) に示す試験片で，スポット溶接の HAZ 軟化部で生じる破断を評価する面内引張試験 [7]を実施した．このときの引張速度は 3 mm/min とした．さらに自動車の骨格を模擬した部品レベルでスポット溶接 TB 工法の継手特性を評価するために，Fig. 3.4 に示すハット型のモデル部材(上面幅：72 mm-底面幅：30 mm X 高さ 30 mm X 長さ：300 mm)で静的 3 点曲げ試験を行った．ハット部材の底面と底板（幅 25 mm X 長さ 40 mm）のスポット溶接部が本試験での評価部であり，通常のスポット溶接工程と，スポット溶接 TB 工程の2つの工程で作製した．その後，ハット部材のフランジを介して平板と 50 mm 間隔でスポット溶接を行い閉断面の部材とした．作製した部材は Fig. 3.5 に示すように，評価部のスポット溶接部をインパクターの直下の底面側となるように配置し，静的 3 点曲げ試験（押し込み速度 1 mm/s）で評価した．



(a) Tensile shear strength(TSS)　(b) Cross tension strength(CTS)　(c) Tensile test

Fig. 3.3 Evaluation of spot welds.

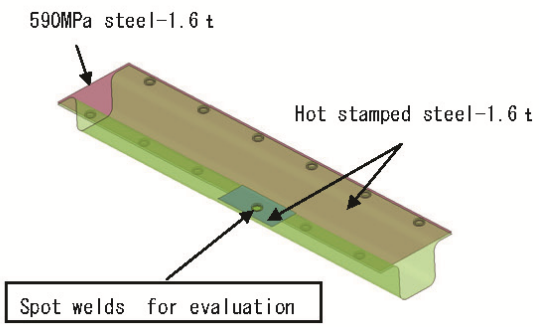


Fig. 3.4 Set up of hat-shape component.

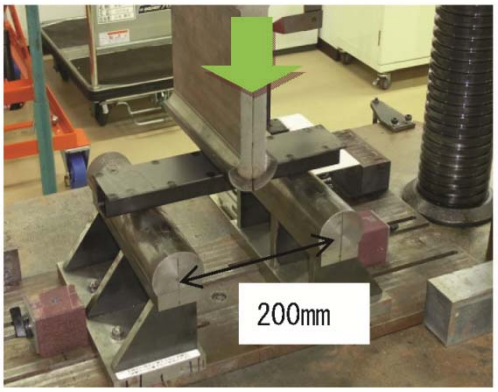


Fig. 3.5 3-point bending tests of hat-shape component.

3.3　実験結果及び考察

3.3.1　スポット溶接 TB 継手の溶接部硬さと組織

Fig. 3.6 にスポット溶接部の硬さ分布を示す．スポット溶接 TB の途中工程では，ホットスタンプ処理前の鋼板にスポット溶接される．母材のビッカース硬さは 260 程度であるが，ナゲットのビッカース硬さは 460 程度まで増加した．その後，ホットスタンプ処理により試験片全体に焼きが入り，ナゲットから母材にかけてのビッカース硬さは 460 程度で均一になった．ホットスタンプ処理後のスポット溶接 TB 継手のナゲットの硬さは通常のスポット溶接継手のナゲットと概ね同程度であったが，ナゲットの硬さばらつきが若干小さい傾向が認められた．これは後述するように，ホットスタンプ処理で組織の均一化が進んだためと推察された．また，通常のスポット溶接部には，ビッカース硬さが 300 程度の HAZ 軟化部がナゲット外側のおよそ 1 mm の幅にわたる領域において認められたが，スポット溶接 TB 継手では HAZ 軟化部は認められなかった．

次にスポット溶接部の組織を観察した．ナイタール腐食でのスポット溶接部の組織を Fig. 3.7 に示す．通常のスポット溶接では，母材とスポット溶接部の組織に違いが認められ，ナゲットの組織は粗大化していた．一方で，スポット溶接 TB では，ナゲットの組織は母材と同様の比較的微細で均一な組織であった．また，通常のスポット溶接部では，HAZ 軟化部はナゲットの外周から 1 mm 程度離れた位置に観察される黒い筋の部分に隣接した母材側に認められた．

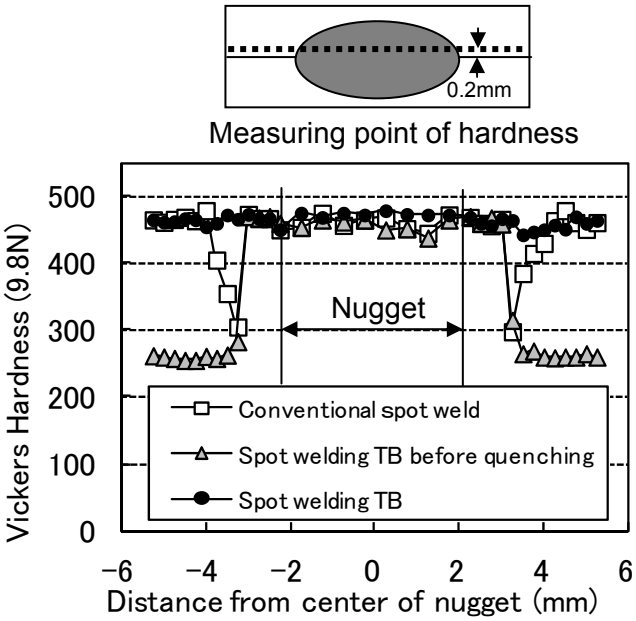
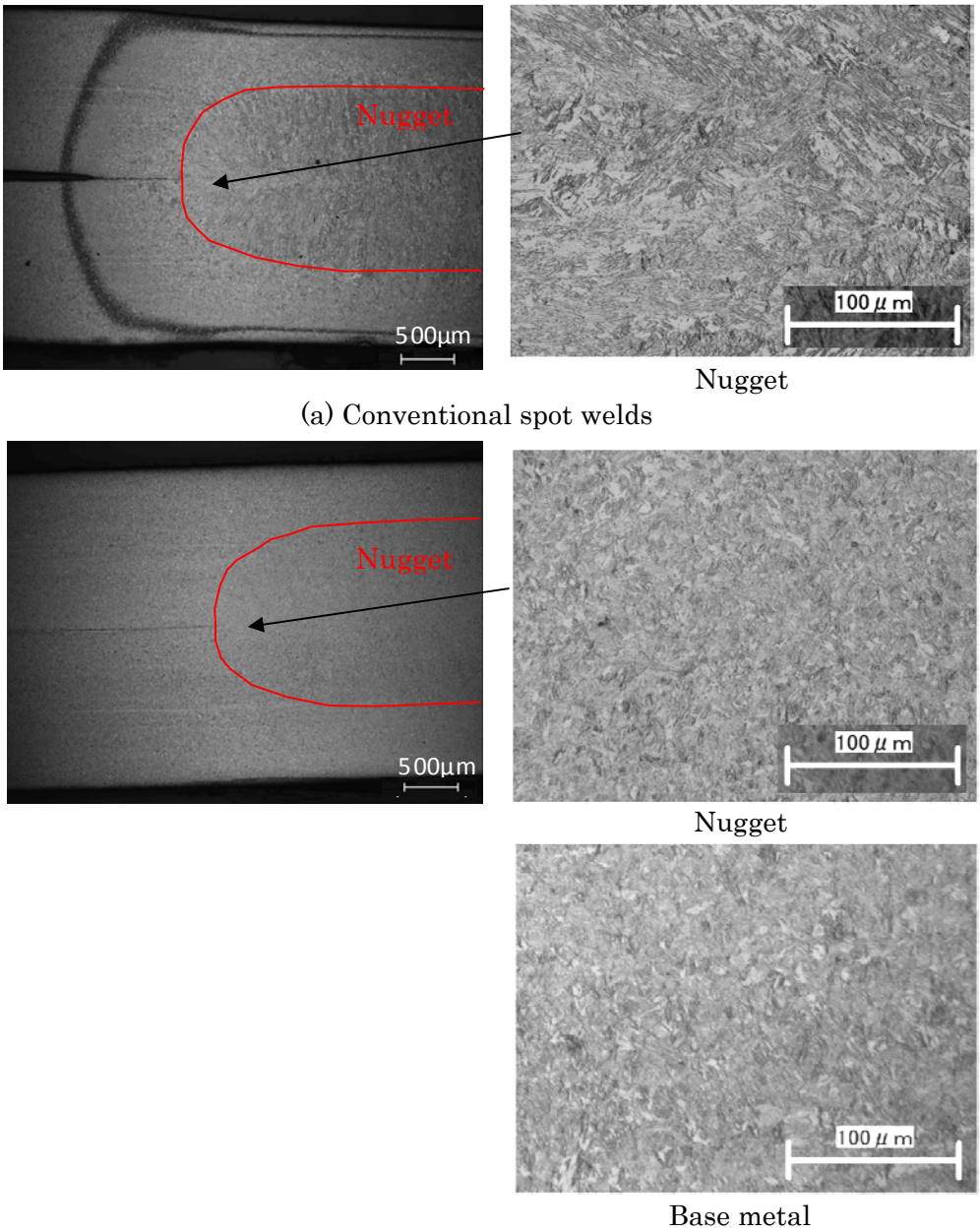


Fig. 3.6 Hardness profile of spot welds.

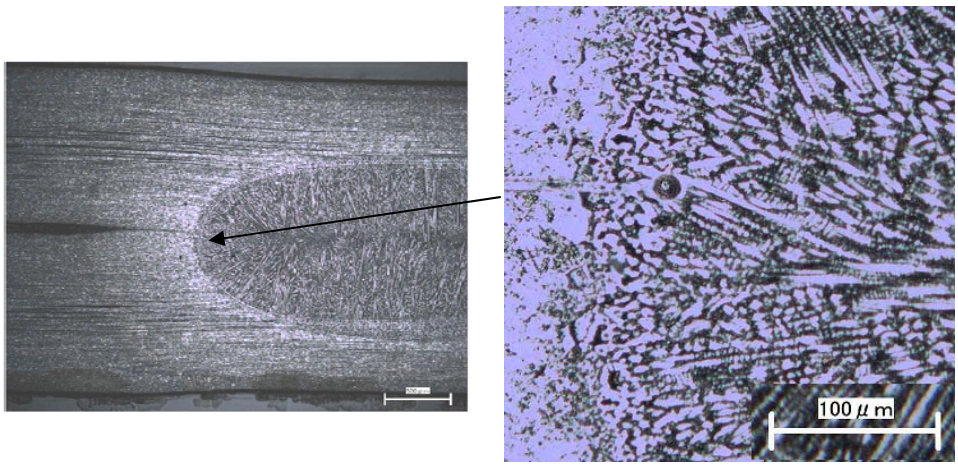
ピクラール腐食でのスポット溶接部の組織を Fig. 3.8 に示す．通常のスポット溶接継手，スポット溶接 TB 継手とも，溶融凝固したナゲットが確認できた．また，ナゲットを拡大してミクロ組織を観察すると，通常のスポット溶接は凝固組織が明瞭であるが，スポット溶接 TB 継手では凝固組織の腐食の境界が不明瞭であった．スポット溶接TB継手では，ホットスタンプ工程の熱処理によりナゲット内のマトリクスー炭化物界面の状態や炭化物の形態などが変化したと考えられる．これらの結果より，通常のスポット溶接とスポット溶接 TB についてはナゲットの硬さは概ね同程度であるが，スポット溶接後の熱処理の有無に起因する違いがあることがわかった．



(a) Conventional spot welds

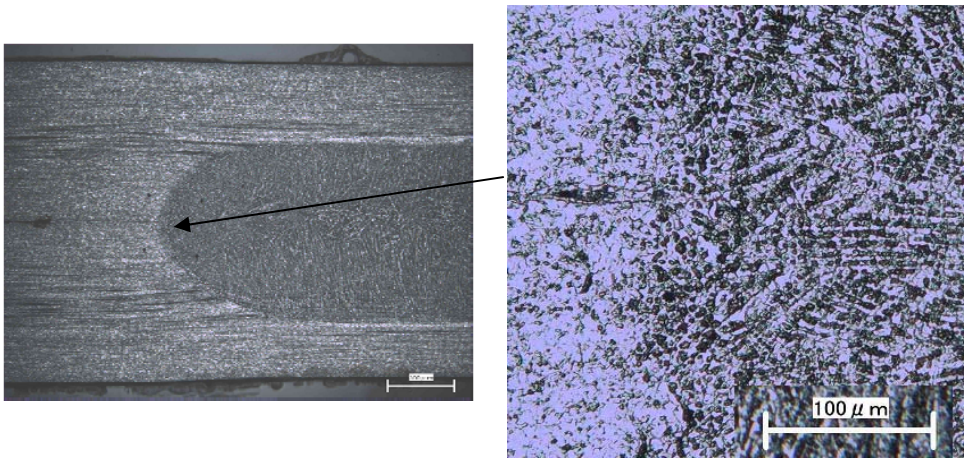
(b) Spot welding TB

Fig. 3.7 Macrostructure of welds (Nital etching).



Nugget

(a) Conventional spot welds



Nugget

(b) Spot welding TB

Fig. 3.8 Macrostructure of welds (Picral etching).

3.3.2　スポット溶接 TB 継手の引張せん断強さ（TSS）

Fig. 3.9 に通常のスポット溶接継手とスポット溶接 TB 継手の TSS を示す．スポット溶接 TB 継手の TSS は，いずれのナゲット径においても，通常のスポット溶接継手よりごくわずかであるが高い傾向が認められた．Fig. 3.10 にピクラールにより組織を現出させた破断材横断面の一例を示す．継手の破断位置は，ナゲット径 3√t～5√tの範囲で全て接合界面であった．一般に，スポット溶接継手の引張せん断試験では，ナゲット径が小さい場合は界面で破断し，ナゲット径が大きくなるとナゲットの周りでプラグ破断する[8]．別途実施した板厚 1.6 mm の 1500 MPa 級ホットスタンプ鋼板のスポット溶接継手の引張せん断試験より，プラグ破断を得るために必要な下限のナゲット径は 5.2√t～5.5√t付近であったため，ナゲット径が 3√t～5√tの範囲にて界面破断することは妥当な結果であると考えられた．

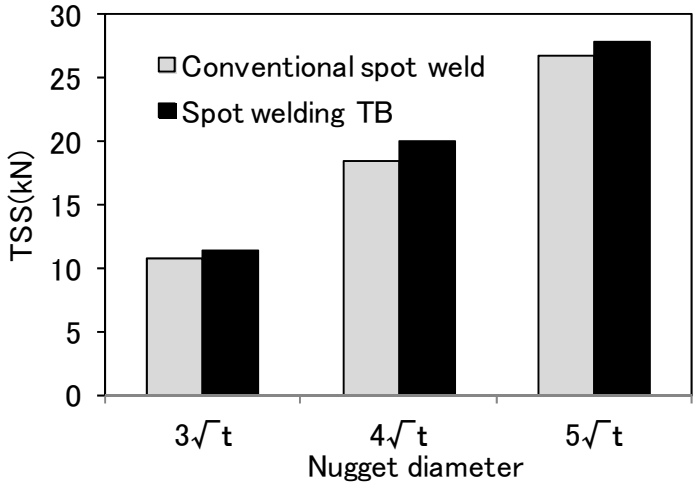
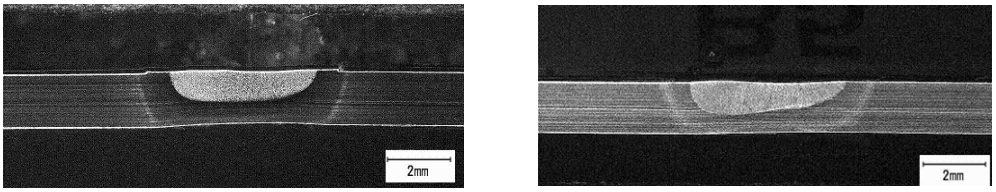


Fig. 3.9 Comparison of the tensile shear strength.



(a) Conventional spot welds　　(b) Spot welding TB

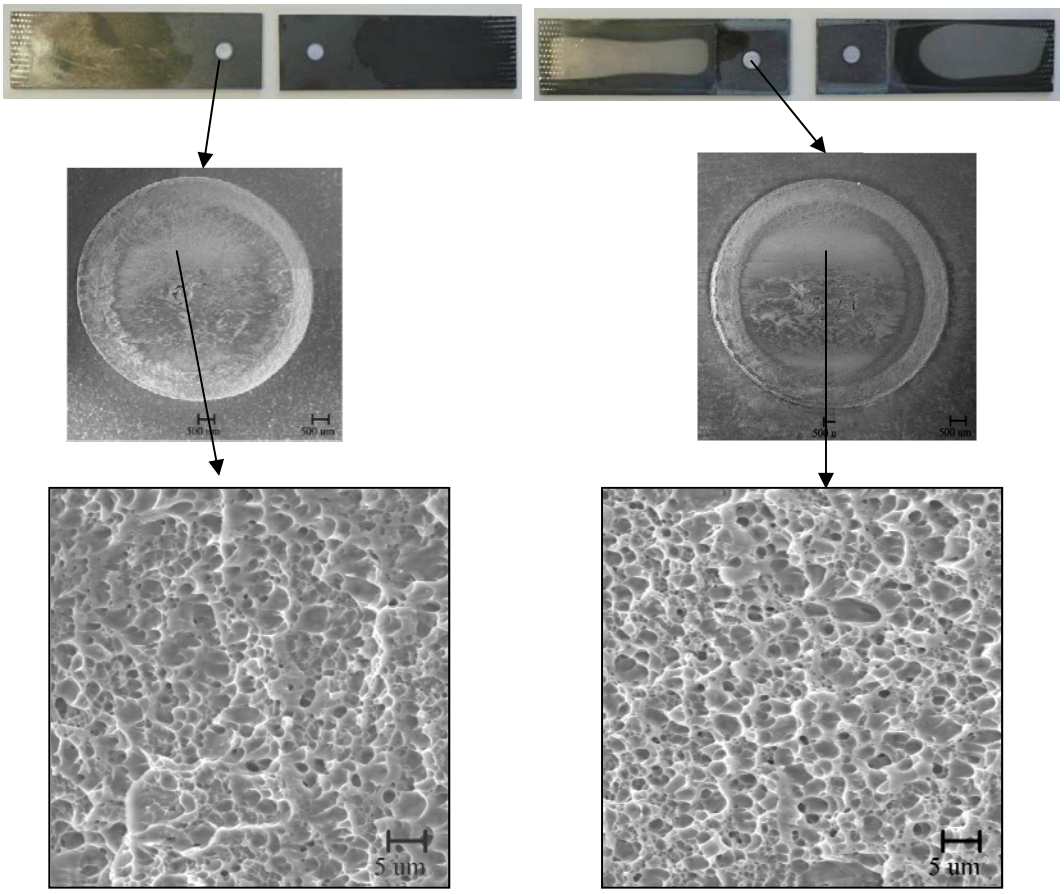
Fig. 3.10 Failure mode in the tensile shear tests (Nugget diameter:4√t).

引張せん断試験後の破面を Fig. 3.11 に示す．スポット溶接 TB 継手，通常のスポット溶接継手とも，ナゲット中央部のひけ巣部を除けば，破面のほぼ全領域でディンプルが認められた．これは，両継手とも延性破壊であったことを示している．また，両破面において観察されたディンプルサイズには有意な違いは認められなかった．

引張せん断試験にて界面で延性破壊した場合の TSS は，次式で示されるように，ナゲットのせん断強さ（硬さ）とナゲット径に依存することが報告されている [8)]．

$$\mathrm{TSS}(\text{界面破断}) \propto (\text{ナゲットの硬さ}) \times (\text{ナゲット径})^2 \qquad 2\text{-}1$$

スポット溶接 TB と通常のスポット溶接のナゲットの硬さは，Fig. 3.6 に示すように概ね同程度であるが，スポット溶接 TB の TSS がごくわずかに高いのは，後述するようにナゲットの凝固偏析の低減により金属組織の機械的特性が改善しているためと考えられた．



(a) Conventional spot welds　　(b) Spot welding TB

Fig. 3.11 Fracture surface in tensile shear tests.

3.3.3　スポット溶接 TB 継手の十字引張強さ（CTS）

Fig. 3.12 にスポット溶接 TB 継手と通常のスポット溶接継手の CTS の評価結果を示す．スポット溶接 TB 継手では，いずれのナゲット径においても通常のスポット溶接継手よりも CTS が大幅に高かった．継手の破断形態は，Fig. 3.13 に一例を示すように，通常のスポット溶接ではいずれのナゲット径においても部分プラグ破断であったのに対し，スポット溶接 TB ではプラグ破断であった．試験後の破面は，Fig. 3.14 に示すように，部分プラグ破断した通常のスポット溶接継手ではリバーパターン状の擬へき界破面が認められるのに対し，プラグ破断したスポット溶接 TB 継手では等軸ディンプル破面が認められた．

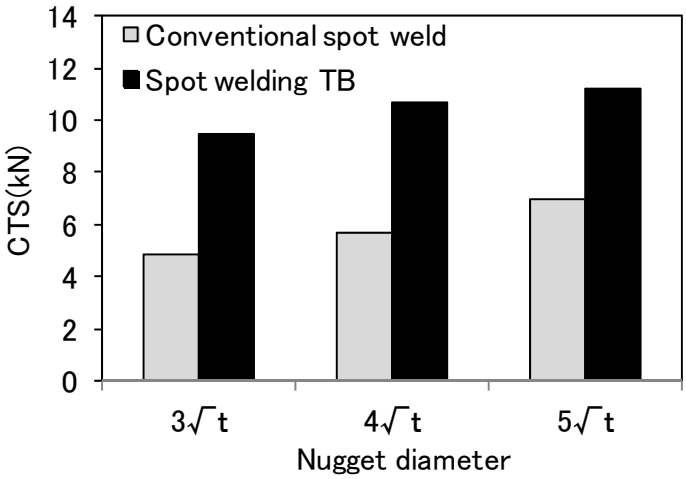
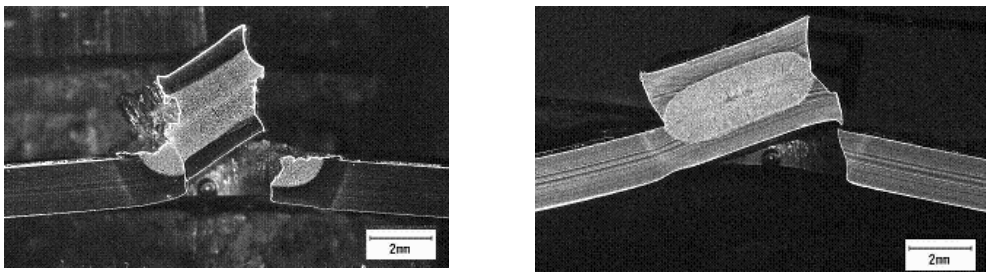
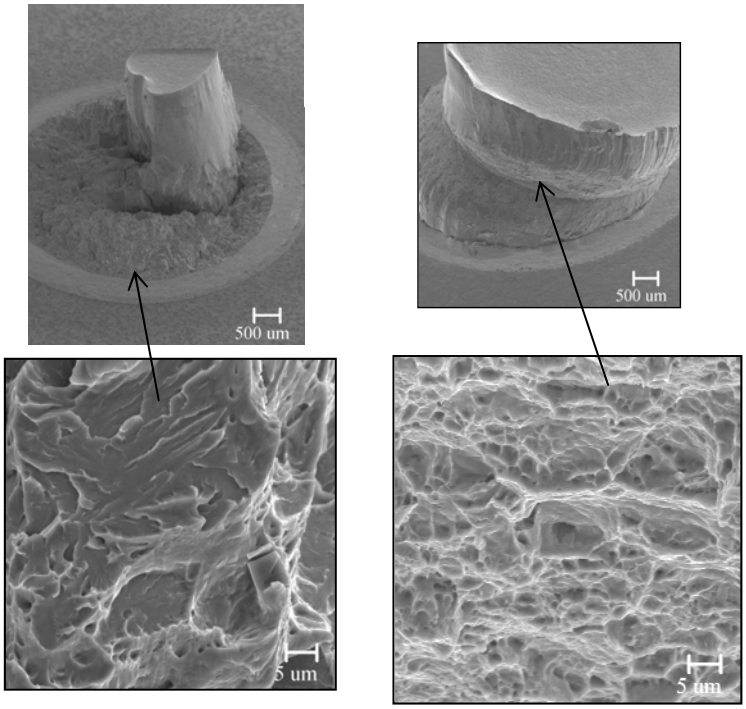


Fig. 3.12 Comparison of the cross tension strength.



a) Conventional spot welds　　b) Spot welding TB

Fig. 3.13 Failure mode in the cross tension tests (Nugget diameter:4√t).

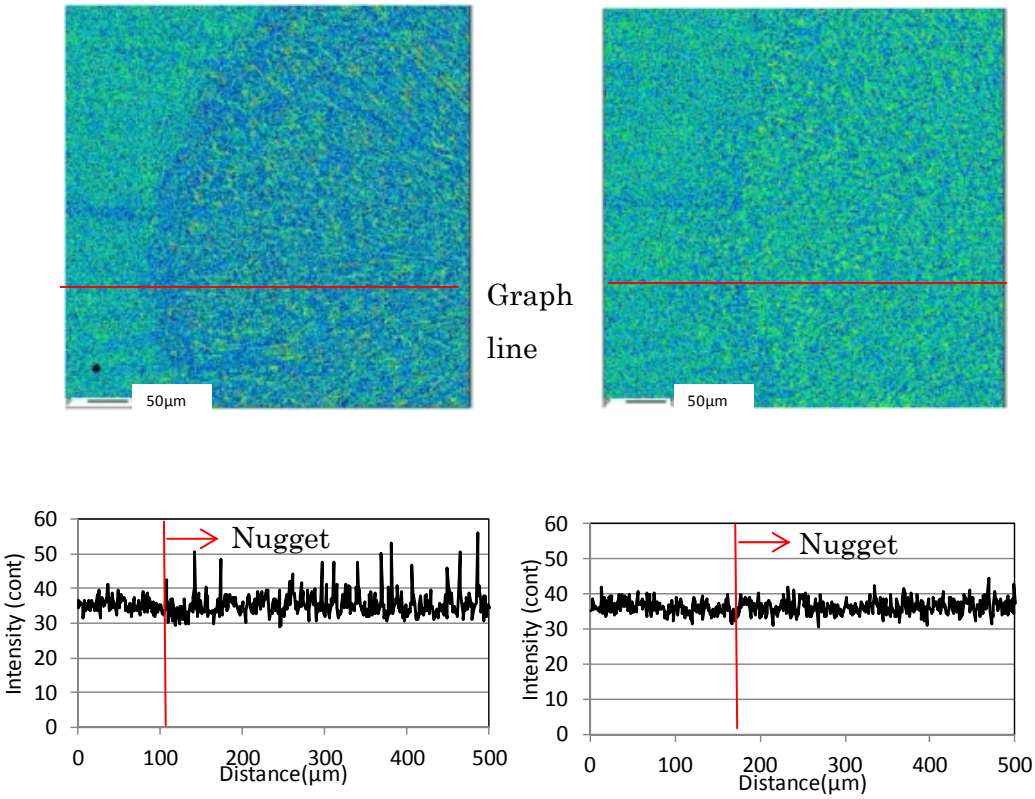


(a) Conventional spot welds　　(b) Spot welding TB

Fig. 3.14 Fracture surface in the cross tension tests.

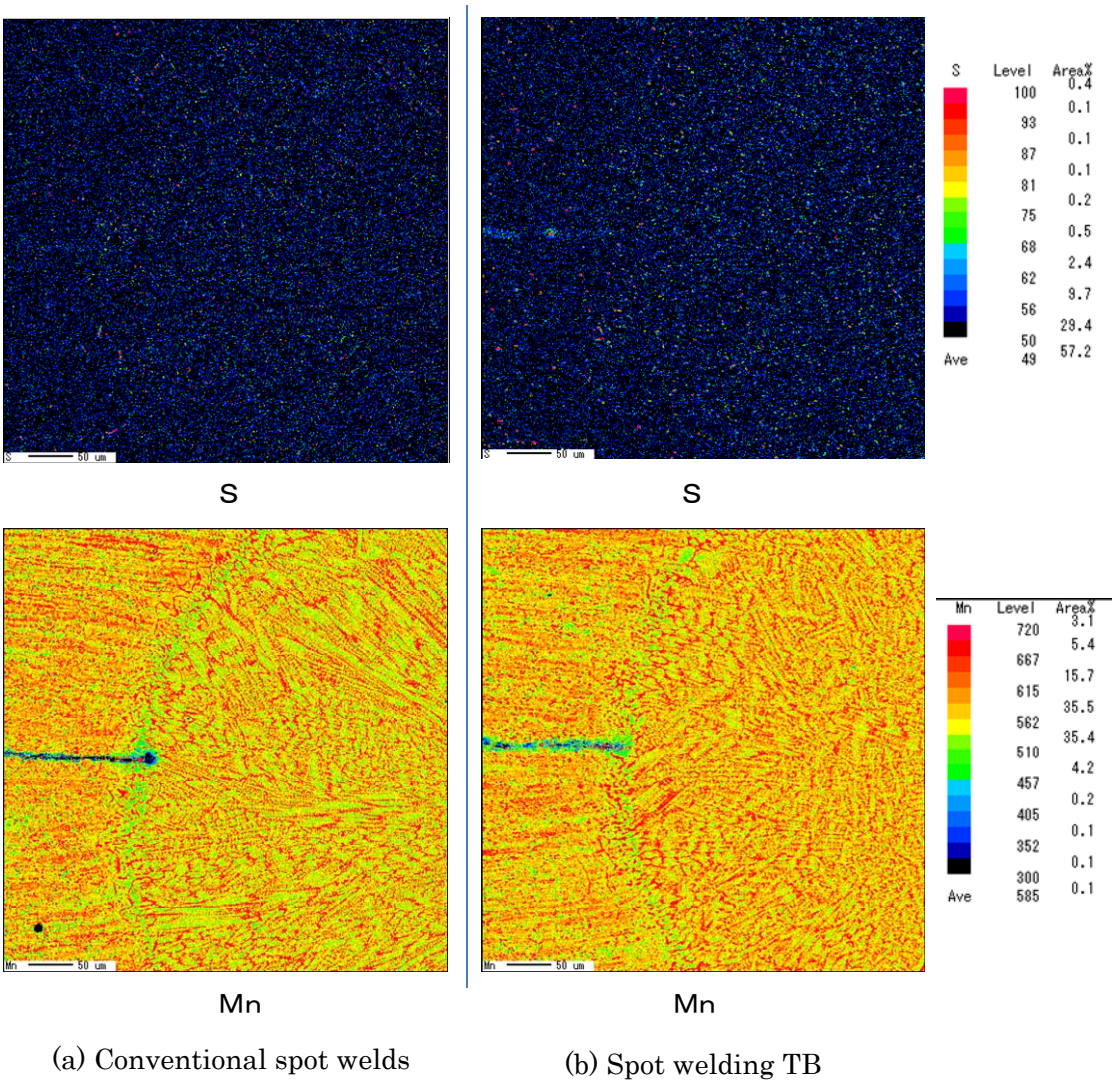
スポット溶接TB継手には，HAZ軟化部が無いため，軟化部によるナゲット端部への応力集中の緩和効果 [9)10)]が得られず，HAZ 軟化部があるホットスタンプ鋼板の通常のスポット溶接部よりもナゲット端部への応力集中が厳しくなりCTSには不利な側であると推定されるが，CTSは逆に高い値を示している．これは，スポット溶接後に実施するホットスタンプ工程の熱処理で，ナゲット端部の靭性が向上したためであると考えられる．スポット溶接部でナゲットの靭性を低下させる影響因子としては，リンなどの凝固偏析 [11)12)]が考えられるため，ナゲット端部での元素マッピングを実施した．その結果，Fig. 3.15 に示すように，通常のスポット溶接部では，ナゲットにリンの偏析が認められた．リンの信号強度が特に強く出る位置は， Fig. 3.8 で見られた凝固組織の方向や間隔と概ね対応している．こうした結果は，リンの偏析は凝固偏析によるものであることを示している．一方で，スポット溶接 TB では，ナゲットのリンの偏析が低減されていることがわかった．なお，硫黄はリンと同様にCTS を低下させる強い要因であり，マンガンも作用が弱いながらも CTS を低下させる要因であることは知られているため，これらの元素マッピングを行った．結果を Fig. 3.16 に示す．硫黄の元素マッピングでは，通常のスポット溶接とスポット溶接 TB の違いは確認できなかった．今回用いたホット

スタンプ用鋼板では硫黄の含有量がリンの 10 分の 1 以下と少ないため，十分に検出できなかったものと思われる．本鋼板は硫黄の含有量が少ないため，偏析状態に多少の違いがあっても CTS への影響は小さいものと推察される．また，ナゲット内のマンガンの凝固偏析は通常のスポット溶接部よりもスポット溶接 TB 部の方がごくわずかに低減されている模様であるが，スポット溶接 TB でも明らかに残っており，リンのような明確な差は認められなかった．マンガンはリンに比べ鋼中の拡散速度が小さいため 900 ℃-5 分のホットスタンプ処理では十分には凝固偏析が低減しなかったと考えられる．よって，スポット溶接 TB 継手の CTS が高い現象に硫黄，マンガンの偏析状態の違いが寄与している可能性を否定することはできないが，主な要因ではないと考えられた．



(a) Conventional spot welds　　(b) Spot welding TB

Fig. 3.15 EPMA mapping of spot welds (phosphorus).



(a) Conventional spot welds

(b) Spot welding TB

Fig. 3.16 EPMA mapping of spot welds.

さらに，ホットスタンプ工程の脱スケール処理であるショットブラストにより，残留応力が変化し，CTS に影響を及ぼしている可能性も排除できないため，CTS に及ぼすショットブラストの影響を調査した．Fig. 3.2(a) に示す工程で作製した通常のスポット溶接継手と，Fig. 3.2(a) の工程の後にショットブラストを実施したスポット溶接継手を比較した．また，Fig. 3.2(b) のスポット溶接 TB 工程でショットブラストを実施しない継手と実施した継手についても比較した．その結果，Fig. 3.17 に示すように，いずれも場合もショットブラストの有無によらず CTS は同程度の値を示したことから，ショットブラストは CTS に殆ど影響を及ぼさないことがわかった．また，継手の破断形態は，ショットブラストの有無に関わらず，通常のスポット溶接継手では部分プラグ破断であり，スポット溶接 TB 継手ではプラ

グ破断であったことより，ショットブラストの有無は破断形態にも影響しないことがわかった．

以上の結果より，スポット溶接後のホットスタンプ工程の熱処理によるリンの凝固偏析低減が，CTS 向上の主な要因と推定された．ナゲット部の旧オーステナイト粒の微細化に伴う力学的性質の変化も考えられるが，TSS において，Fig. 3.9 で見られた程度の違いしか見られなかったことは，偏析軽減が主要な要因であることを示唆していると考えられる．

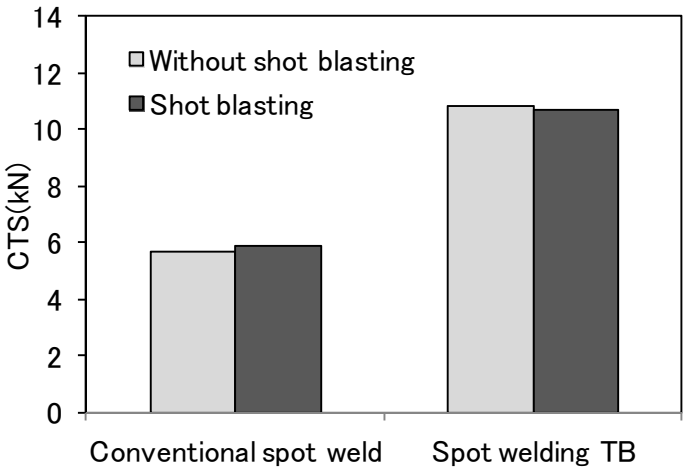


Fig. 3.17 Effect of shot blasting on the cross tension strength (Nugget diameter:4√t).

3.3.4　スポット溶接 TB 継手の面内引張試験での特性

Fig. 3.3(c) に示す試験片で面内引張試験を行ったときの応力－ひずみ曲線（評点距離：50 mm）を Fig. 3.18 に示す．通常のスポット溶接継手では，Fig. 3.19 (a) に示すように，ナゲット近傍の HAZ 軟化部を起点に破断し，破断伸びは大きく低下したが，スポット溶接 TB 継手では，Fig. 3.19 (b) に示すように破断位置がスポット溶接部から離れた母材となり，破断伸びも 7 %を超える値が得られた．スポット溶接 TB 継手は HAZ に軟化部がないため，大きな破断伸びが得られることを確認した．

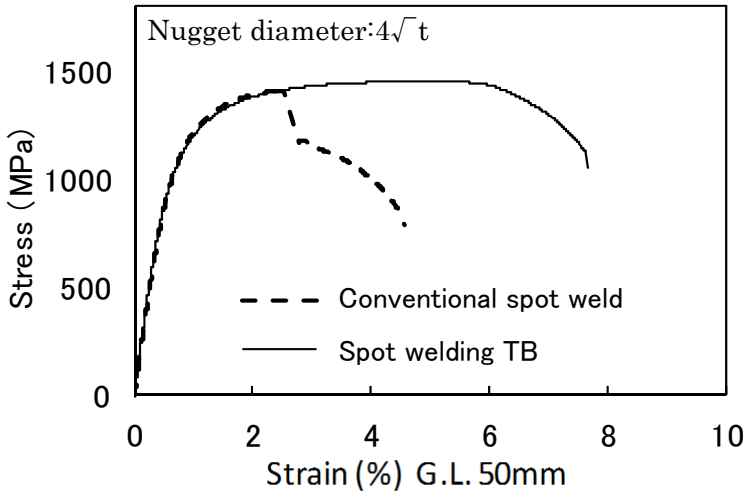
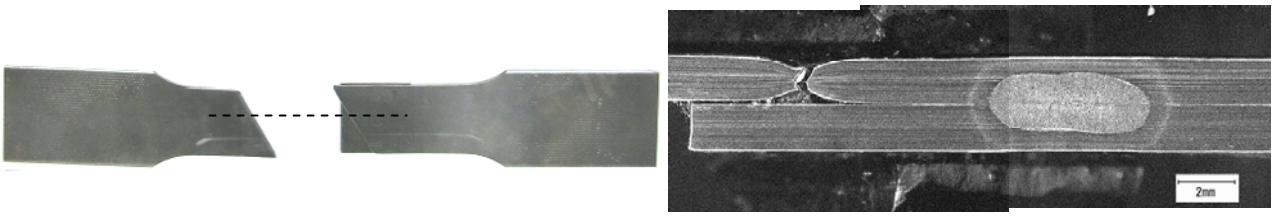


Fig. 3.18 Stress-strain curves in tensile tests.

(a) Conventional spot welds



(b) Spot welding TB

Fig. 3.19 Failure mode in tensile tests.

さらに部品レベルでスポット溶接 TB 工法の効果を検証するために，Fig. 3.4 に示す自動車の骨格部品を模擬したハット型のモデル部材の静的 3 点曲げ試験を実施した．ホットスタンプ工程後にスポット溶接を行った通常のスポット溶接部材と，スポット溶接後にホットスタンプ工程を経たスポット溶接 TB 部材の 2 つで評価した．この静的 3 点曲げ試験において，スポット溶接部は Fig. 3.3(c) と同様の引張変形に加え，若干の曲げ変形が付与される．静的 3 点曲げ試験の荷重－変位曲線を Fig. 3.20 に，試験後の部材を Fig. 3.21 に示す．通常のスポット溶接で作製した部材は，インパクター変位 22 mm 付近で底面のスポット溶接部の HAZ 軟化部を起点に破断し，急激に荷重が低下した．一方，スポット溶接 TB 工法で製造した部材では破断は発生せず，大きな変位まで高い荷重が得られた．自動車の骨格部品を模擬した部材での評価により，スポット溶接 TB 工法を用いた部品を用いれば，インパクター直下にスポット溶接部があるような厳しいケースでも，スポット溶接部での破断を抑制することで，部品性能を向上できることを確認した．

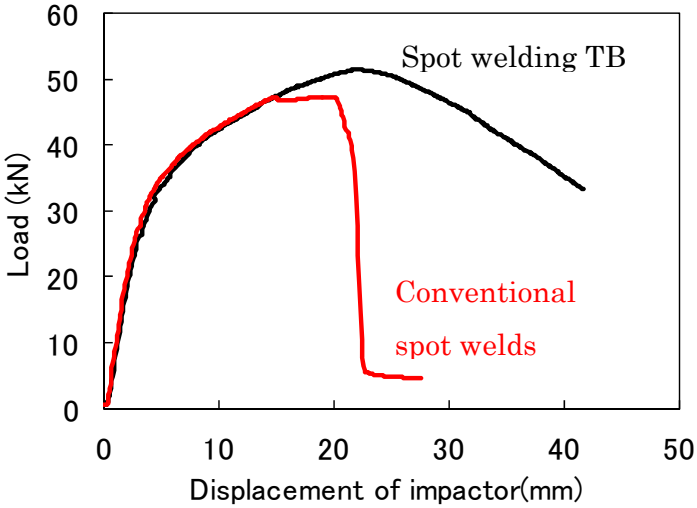
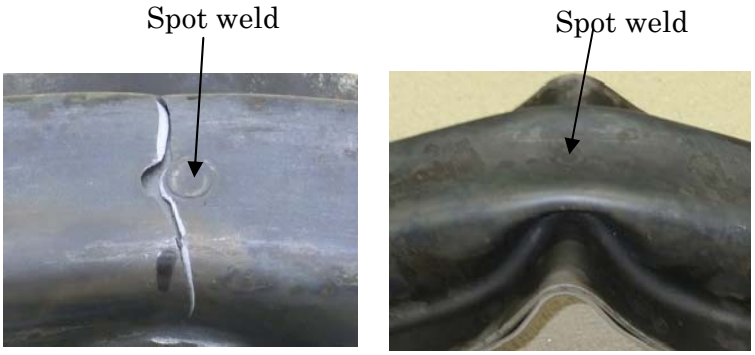


Fig. 3.20 Load-displacement curve of 3-point bending tests.



(a) Conventional spot welds　　(b) Spot welding TB

Fig. 3.21 Spot welds after 3-point bending tests.

3.4　結言

ホットスタンプ処理後の引張強さが 1500 MPa 級となる非めっきホットスタンプ用鋼板を用い，スポット溶接後にホットスタンプ処理を経たスポット溶接テーラードブランク（TB）継手と，ホットスタンプ処理後にスポット溶接を行った通常のスポット溶接継手の静的強度特性を比較検討した結果，以下の結論が得られた．

1) 通常のスポット溶接継手では HAZ にビッカース硬さが 300 程度の軟化部が認められたが，スポット溶接 TB 継手では母材，HAZ，ナゲットまでビッカース硬さが 460 程度の一定値を示した．
2) 引張せん断試験の結果，スポット溶接 TB 継手と通常のスポット溶接継手の破断形態はいずれも界面破断であり，継手強度はスポット溶接 TB 継手の方がごくわずかに高い傾向が認められた．
3) 十字引張試験の結果，スポット溶接 TB 継手はプラグ破断を示し，部分プラグ破断した通常のスポット溶接継手より大幅に高い値を示した．
4) スポット溶接 TB 継手の十字引張強さの向上は，スポット溶接後の熱処理によりナゲット内のリンの凝固偏析が低減され，ナゲットの靭性が改善したためと考えられた．
5) スポット溶接 TB 継手では，HAZ 軟化が存在しないため，スポット溶接部が面内で引張変形を受ける場合でも，通常のスポット溶接継手のように HAZ 軟化に起因する破断が発生せず，大きな破断伸びが得られた．

第 3 章の参考文献

1) 匹田和夫，西畑敏伸，菊地祐久，鈴木貴之，中山伸之：TS1800MPa 級ホットスタンプ用鋼板の開発，まてりあ, 52.2 (2013), p68-70.
2) 小嶋啓達：ホットスタンプ用鋼板の熱処理特性，塑性と加工, 54.630 (2013) ,p586-590.
3) 楠見和久，真木純，及川初彦，末広正芳：自動車用アルミめっきホットスタンプ鋼板の諸特性，溶接学会誌, 78, 6(2009), p537-544.
4) P.Nystrom et.al：The new Volvo V70 and XC70 car body, Proceedings of Euro Car Body 2007.
5) 富士本博紀，岡田徹：材料別にみた溶接条件の選定基準と抵抗溶接の実際　熱間プレス鋼板，高張力鋼板の抵抗溶接性,溶接技術 59.3, 2011-03, p48-53.
6) Mikael Fermer, Richard Johansson, Peter Nystron, Olof Hedegard: Local Annealing of Hot-formed Steel for Improved Ductility and Spot Weld Strength, Proceedings of Material in Car Body Engineering 2012, Bad Nauheim, p1-22.
7) 岡田徹，浜田幸一，富士本博紀，上田秀樹，泰山正則，内原正人：スポット溶接部の破断伸びに及ぼす HAZ 軟化の影響，溶接学会全国大会講演概要, 91(2012), p296-297.

8) 富士本博紀, 福井清之, 岡村一男, 宮原光雄, 中山英介:高張力鋼板スポット溶接継手の強度と破断形態の検討, 自動車技術会学術講演会前刷集, 20025623, (2002).
9) 渡辺史徳, 古迫誠司, 若林千智, 宮崎康信, 野瀬哲郎:スポット溶接継手の破壊力学的考察(第 4 報) ナゲット端部破壊靭性と CTS の関係, 溶接学会全国大会講演概要, 92(2013), p168-169.
10) 谷口公一, 貞末照輝, 伊木聡, 池田倫正, 遠藤茂:高張力鋼板のパルス通電抵抗スポット溶接技術の開発, 溶接学会全国大会講演概要, 89 (2011), p4-5.
11) 福井清之, 富士本博紀:P 添加鋼のスポット溶接部強化機構 高張力鋼板のスポット溶接部高強度化技術, 溶接学会全国大会講演概要, 62(1998), p228-229.
12) 浜谷秀樹, 渡辺史徳, 宮崎康信, 田中智仁, 真木純, 及川初彦, 野瀬哲郎:高張力鋼板スポット溶接継手の十字引張強さ特性, 溶接学会全国大会講演概要, 89(2011), p44-45.

第 4 章　ホットスタンプ処理されたスポット溶接継手の疲労強度特性 -スポット溶接テーラードブランク技術の開発-

4.1　緒言

ホットスタンプ鋼板を，補強が必要な部位のみに重ね合わせて予めスポット溶接し，ホットスタンプ処理（約 900℃に加熱した後，水冷金型で成形と同時に焼入れ→非めっきの場合，ショットブラストによるスケール除去）することにより，高強度な重ね合わせ部品を製造することができるスポット溶接テーラードブランク（TB）[1)]の自動車部品の開発を進めている．スポット溶接 TB は高価なプレス金型の数を増加させることなく，必要な部位のみ強化した高強度部品を製造できる利点がある．

第 3 章では，非めっきホットスタンプ鋼板を使ったスポット溶接 TB 継手の静的強度特性を検討し，ホットスタンプ鋼板の通常のスポット溶接継手と比べ，十字引張強さが高いこと，HAZ 軟化部が無いためスポット溶接部が面内引張を受けた場合でも破断伸びが大きいことを報告した．ホットスタンプ鋼板のスポット溶接部では，十字引張強さの低下や衝突時に HAZ 軟化部を起点に低ひずみで破断するケースが認められるが，本工法を用いることで継手の静的強度特性を向上させるメリットは大きいと思われる．

一方，疲労強度に関してはスポット溶接継手の疲労強度は，一般に鋼材の種類によらず同程度であると報告されており [2)3)]，板厚の減少は疲労強度の低下につながるため，高強度鋼板を用いた薄肉化では疲労強度の向上も望まれる．スポット溶接 TB は，通常のスポット溶接と異なり，スポット溶接後にホットスタンプ処理を経るため，疲労特性が通常のスポット溶接継手と異なる可能性がある．本報では，ホットスタンプ処理後の引張強さが 1500 MPa 級の非めっきホットスタンプ用鋼板を用い，スポット溶接後にホットスタンプ処理をするスポット溶接 TB 継手の疲労強度特性を調査し，ホットスタンプ処理後にスポット溶接をする通常のスポット溶接継手と比較検討した．自動車車体部品の疲労においては，第 2 章で検討した面内引張のモードが問題になることはないため，本研究ではスポット溶接継手の疲労特性を評価する代表的な評価手法である JIS Z3138（スポット溶接継手の疲れ試験方法）に準拠し，引張せん断型の試験にて評価した．

4.2　実験方法

本検討に用いた鋼板は，ホットスタンプ処理前の引張強さが約 800 MPa の非めっきホットスタンプ用鋼板（化学成分：0.21C-0.2Si-1.2Mn-0.012P-0.001S mass%　板厚：1.2 mm　未焼鈍材）である．本鋼板は約 900 ℃の加熱炉で 4 分間加熱後，水冷された金型で冷却されることでマルテンサイト変態し，引張強さが約 1500 MPa となる．加熱により鋼板表面に生成する鉄スケールを除去するため，鋼板の外面にショットブラスト処理を実施した．ショットブラスト処理は，エアー投射式ショットブラスト装置により，φ0.3 mm のスチールビーズを用い空気圧力：0.35 MPa，投射距離：約 150 mm で

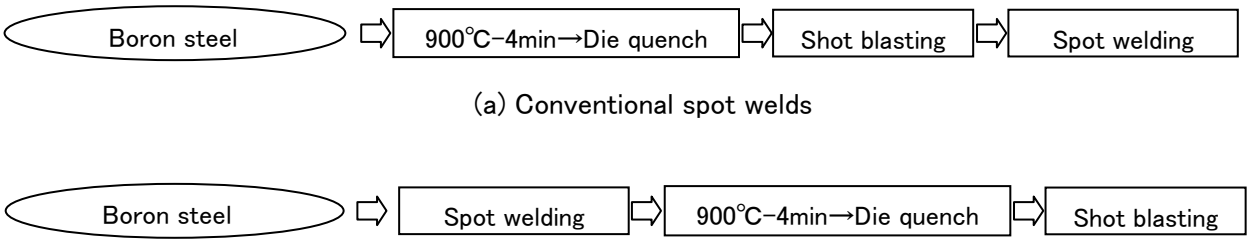


Fig. 4.1 Procedure for preparation of specimen.

Table 4.1 Spot welding condition.

Welder	AC Stationary
Electrode	DR type φ6 R40
Force	3.9 kN
Welding time	266 ms (16cycles)
Welding current	Controlled to obtain target nugget diameter
Holding time	167 ms（10 cycles）

実施した．この鋼板を用い，ホットスタンプ処理後にスポット溶接を行った通常のスポット溶接継手（Fig. 4.1 (a)）とスポット溶接後にホットスタンプ処理を行なったスポット溶接 TB 継手（Fig. 4.1 (b)）を作製した．この時のスポット溶接条件を Table 4.1 に示す．通常のスポット溶接とスポット溶接 TB では同一条件で溶接するとナゲット径が異なるため[4)]，電流値を調整することで，ナゲット径を4.7 mm（4.25√t t:板厚 mm）に揃えた．また，比較のため引張強さ 590 MPa 級と 980 MPa 級の高張力冷延鋼板のスポット溶接継手も作製した．

スポット溶接継手の疲労強度は JIS Z3138（スポット溶接継手の疲れ試験方法）に準拠し調査した．スポット溶接継手の疲労試験片の形状を Fig. 4.2 に示す．疲労試験機は，島津製作所製 EHF-EV20kN，容量 20kN である．荷重比 R=0.1 とし，荷重制御で試験を行い，疲労試験片の変位モニタリングにより，初期値よりも 1 mm 以上変位が増加した繰り返し数を破断繰り返し数とした．

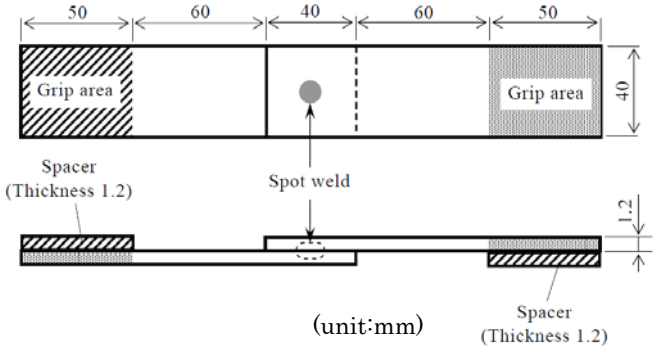


Fig. 4.2 Shape and dimension of the fatigue test specimen.

また，疲労特性に影響を及ぼしていると考えられるスポット溶接部周辺の残留応力分布を測定した．疲労特性と残留応力の相関を明確化するためには，疲労き裂の発生起点である鋼板の重ね面の残留応力を測定する必要があると考えられる．今回，重ね面の残留応力を測定するために，Fig. 4.3 に示す方法を考案した．本試験片はあらかじめ穴を開けた鋼板と，穴を塞ぐための小さな鋼板と残留応力を測定するための鋼板とからなる．小さな鋼板で鋼板の穴を塞ぎ，残留応力を測定するための鋼板の上に重ね合わせた後，Fig. 4.1 に示す工程を経た．その後，穴を塞いでいた鋼板を取り除き，鋼板の重ね面と外面の残留応力を測定した．残留応力の測定はリガク製 XRD PSPC-RSF を用いた．測定領域は 0.5 mmφ とし，ナゲットの半径方向の残留応力を測定した．測定範囲は，鋼板外面ではナゲット中心から 8.0 mm までの範囲とした．鋼板重ね面ではナゲット内の残留応力は測定できないため，ナゲット中心から 3.35 mm から 8.0 mm の範囲を測定した．

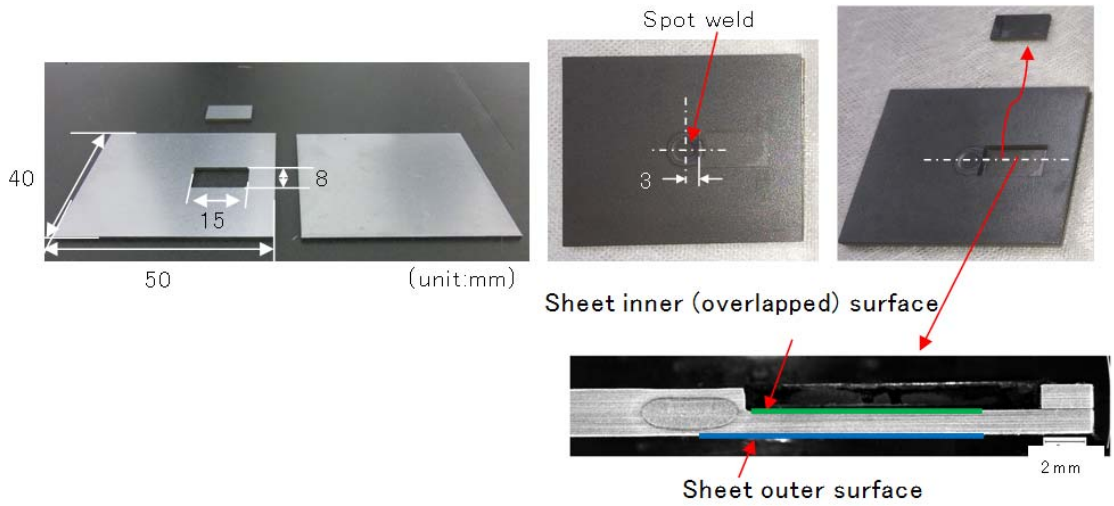


Fig. 4.3 Procedure for preparation of specimen for measurement of residual stress by X-ray.

4.3　実験結果及び考察

4.3.1　スポット溶接 TB 継手の疲労強度

スポット溶接継手の疲労試験の結果を Fig. 4.4 に示す．ホットスタンプ鋼板の通常のスポット溶接継手の疲労強度は，引張強さ 590MPa 級，980MPa 級の高張力冷延鋼板の通常のスポット溶接継手と同程度であった．鋼板のスポット溶接継手の疲労強度は鋼板の引張強さの影響をほとんど受けないとされており，今回の結果も従来の知見通りであった．それに対し，ホットスタンプ鋼板のスポット溶接 TB 継手は疲労強度が高く，疲労限では約 1.4 倍高い値を示した．疲労試験での破断形態を Fig. 4.5 に示す．ホットスタンプ鋼板の通常のスポット溶接継手とスポット溶接 TB 継手のいずれもナゲット周囲の圧接部のノッチ先端から板厚方向に延びる疲労き裂が認められたが，両者の疲労き裂位置に明確な差は認められなかった．また，通常のスポット溶接継手には HAZ 軟化が認められた [1)]が，疲労き裂の位置は圧接部のノッチ先端より外側にある HAZ 軟化部ではなく，ビッカース硬さが 460 程度の HAZ の硬化部であった．スポット溶接 TB 継手のビッカース硬さは 460 程度で一定 [1)]であるため，疲労き裂の位置の硬さは通常のスポット溶接と同じであった．

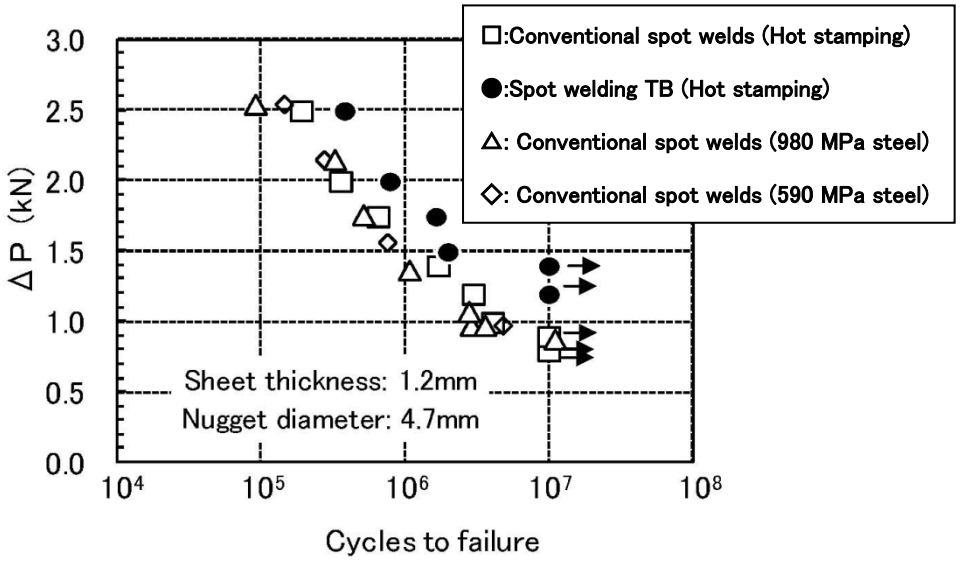
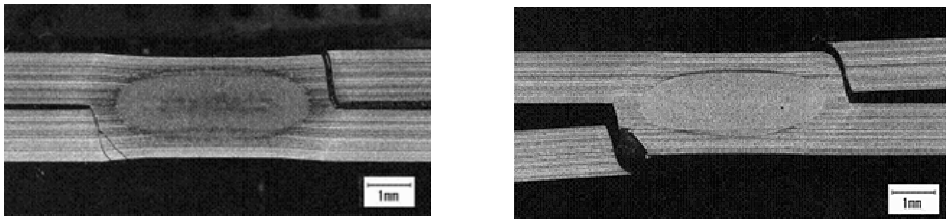


Fig. 4.4 Comparison of the fatigue test results of spot welds.



(a) Conventional spot welds　　(b) Spot welding TB

Fig. 4.5 Failure mode in the fatigue tests (ΔP=1.75kN).

非めっきのホットスタンプ鋼板は，焼入れを行うための加熱・冷却工程と，それらの工程で発生する鉄スケールを除去するため，ショットブラスト工程を経る．スポット溶接 TB 継手の疲労特性が優れている理由を明らかにするため，加熱・冷却のみで，ショットブラストを実施していないスポット溶接 TB 継手の疲労試験（荷重範囲 ΔP＝1.75kN）を実施した．その結果，Fig. 4.6 に示すように，ショットブラストを実施していないスポット溶接 TB 継手の疲労寿命は，通常のスポット溶接継手とほぼ同等であり，実部品としての使用を想定したショットブラストを実施したスポット溶接 TB 継手より低かった．

なお，通常のホットスタンプ鋼板でも，Fig. 4.1(a)に示すようにスポット溶接前に脱スケールのためのショットブラストを行っているため，スポット溶接前のショットブラストの影響を調査した．Fig. 4.1(a)の工程中のショットブラストを実施せず，粘着テープでスケールを除去した試験片を作製し，ショットブラストを実施した試験片と疲労寿命を比較した．その結果，Fig. 4.7 に示すようにスポット溶接前のショットブラストの有無は継手の疲労寿命（ΔP＝1.75 kN）に大きくは影響しないことがわかった．

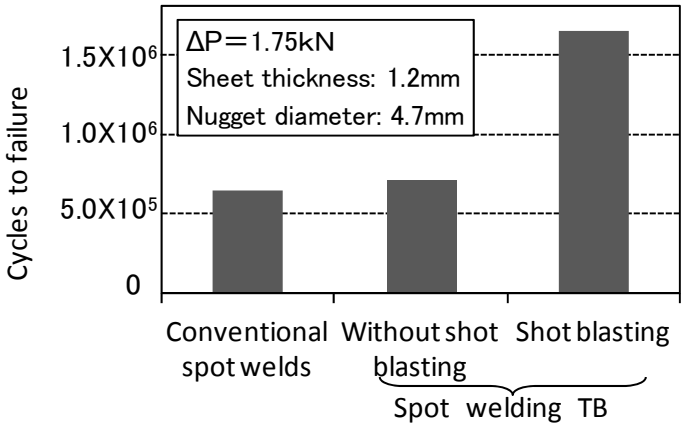


Fig. 4.6 Comparison of the number of cycles to failure in fatigue tests.

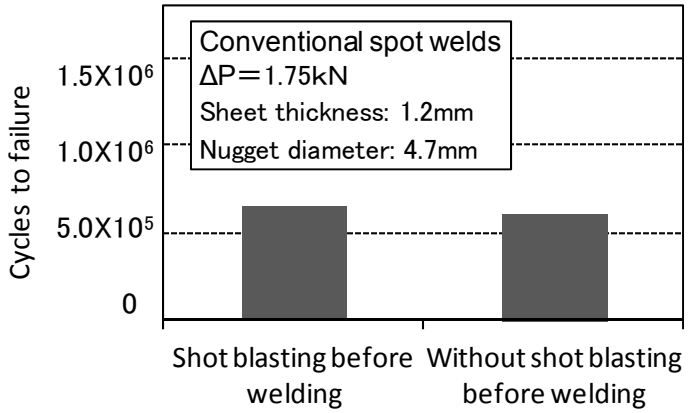


Fig. 4.7 Effect of shot blasting before conventional spot welding on the number of cycles to failure in fatigue tests.

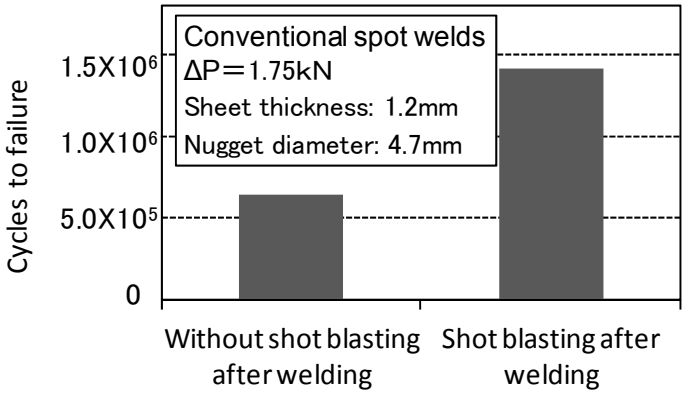


Fig. 4.8 Effect of the shot blasting after conventional spot welding on the number of cycles to failure in fatigue tests.

さらに，ショットブラストによる疲労特性の改善効果が通常のスポット溶接継手でも得られるか検討するため，Fig. 4.1(a)の工程を経たホットスタンプ鋼板の通常のスポット溶接継手にさらにショットブラストを実施し疲労寿命への影響を調査した．その結果，Fig. 4.8 に示すように通常のスポット溶接継手でもショットブラストを行うことによって，疲労寿命（ΔP＝1.75 kN）は約 2 倍程度向上することがわかった．以上の結果より，スポット溶接 TB 継手の疲労特性が優れているのは，焼入れを行うための加熱・冷却工程ではなくショットブラスト工程に起因すること，また，途中工程のショットブラストではなく，スポット溶接，加熱・冷却工程を経た後の最終工程のショットブラストがスポット溶接継手の疲労特性向上に寄与していることがわかった．

4.3.2　スポット溶接部の残留応力に及ぼす熱処理，ショットブラストの影響

ホットスタンプ工程でのショットブラストはスケール除去を狙ったものであるが，類似の加工技術として金属表面に積極的に圧縮残留応力を付与するショットピーニングがある．ショットピーニングは歯車やバネなど機械部品に用いられることがあり，金属表面が加工硬化するとともに圧縮の残留応力が付与されることで，表面から疲労き裂が発生しにくくなり，疲労強度が向上すると考えられている[5)]．他方，スポット溶接TBの場合，疲労き裂はナゲット周囲の圧接部のノッチ先端を起点に発生し，ショットブラストされた外面に向けて板厚方向に進展する．ショットブラストされた面からは疲労き裂は発生しないため，スポット溶接TB継手の疲労寿命の向上メカニズムは，これまでショットピーニングで考えられていたものとは異なると思われる．

スポット溶接継手の疲労特性と残留応力の関係を検討するため，通常のスポット溶接継手，スポット溶接 TB 継手（ショットブラストなし），スポット溶接 TB 継手（ショットブラストあり）の溶接部周辺での残留応力分布を Fig. 4.3 に示す試験片で測定した．Fig. 4.9(a)は外面の残留応力である．通常

のスポット溶接継手ではナゲット中心に大きな引張の残留応力が認められ，ナゲットから離れると圧縮の残留応力に変化した．それに対し，スポット溶接 TB 継手（ショットブラストなし）では，ナゲットからの距離にかかわらず 200 MPa 程度の引張残留応力が認められた．疲労試験でき裂の伝播が認められたナゲット中心から 3.0～3.5 mm 程度離れた位置での両者の残留応力は概ね同程度であった．他方，スポット溶接 TB 継手（ショットブラストあり）ではナゲットからの距離にかかわらず 600 MPa 程度の圧縮残留応力が認められた．次に，重ね面の残留応力分布を Fig.4.9(b)に示す．通常のスポット溶接継手では外面と同様にナゲットに近い部分は引張の残留応力であり，ナゲットから離れると圧縮の残留応力となった．スポット溶接 TB 継手のショットブラストなしとショットブラストありは，いずれも 200 MPa 程度の引張残留応力であることより，ショットブラストは重ね面の残留応力には影響を及ぼさないことがわかった．また，疲労き裂発生位置に近いナゲット中心から3.0 mm程度離れた位置での残留応力はいずれもの継手でも概ね同程度であった．

以上の結果より，同程度の疲労寿命である通常のスポット溶接継手とスポット溶接 TB 継手（ショットブラストなし）では，疲労き裂が認められた位置における残留応力は外面，重ね面とも概ね同程度であった．他方，疲労寿命が長いスポット溶接 TB 継手（ショットブラストあり）ではショットブラストにより外面には大きな圧縮残留応力が付与されるが，重ね面の残留応力はショットブラストの影響を受けず，ショットブラストなしと同程度であることがわかった．

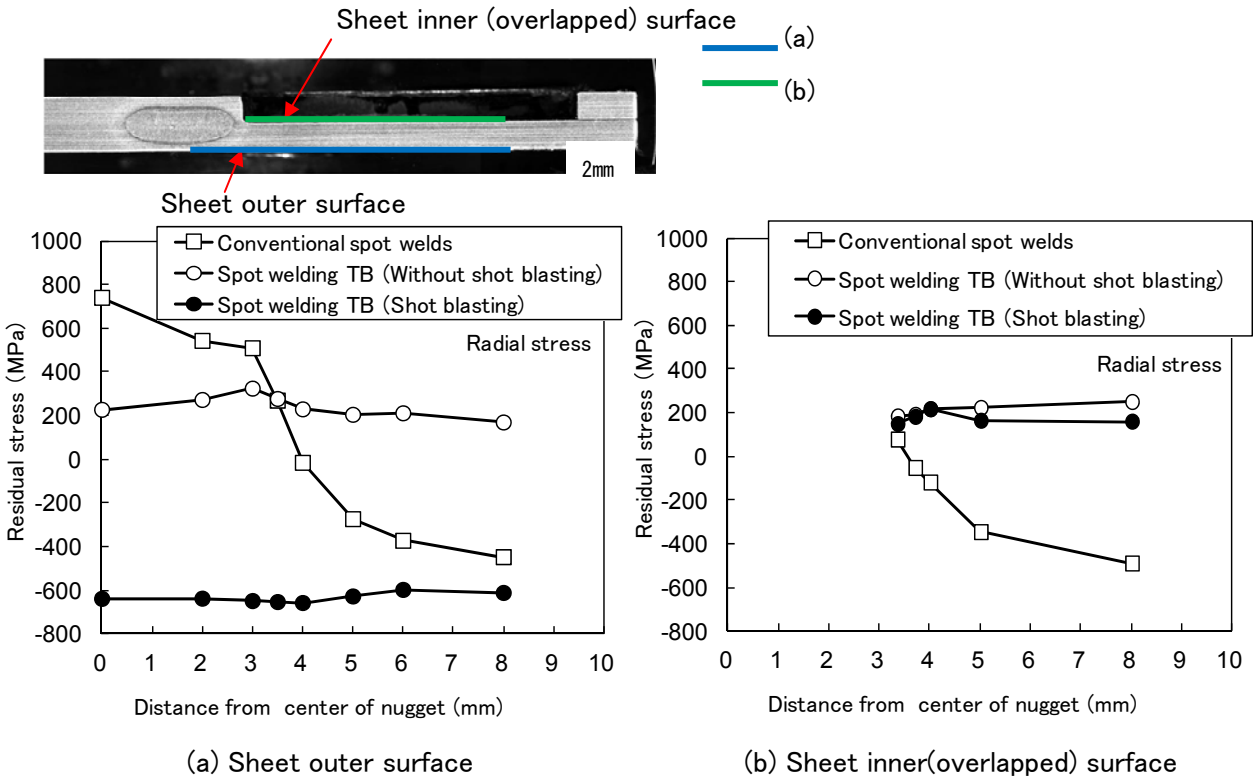


Fig. 4.9 Residual stress distributions around the spot welds.

4.3.3　重ね面からの疲労き裂の発生・進展挙動に及ぼすショットブラストの影響

外面へのショットブラストが重ね面からの疲労き裂の発生・進展挙動に及ぼす影響を検討するため，スポット溶接 TB 継手のショットブラストなしとショットブラストありについて疲労き裂の発生・進展挙動を調査した．スポット溶接継手の疲労き裂は鋼板の重ね面のナゲット周囲の圧接部のノッチ先端を起点に発生し，外面に進展するため外面から疲労き裂の発生・進展を観察することは困難である．このため，今回は ΔP＝1.75 kN で疲労試験を行い，所定の繰り返し数で疲労試験を止め，ナゲット中心の断面を引張荷重に平行方向に観察することで，疲労き裂の発生・進展挙動を調査した．Fig. 4.10 にスポット溶接部の断面を示す．(a)は繰り返し数 $6.0\mathrm{X}10^4$ 回での断面であり，ショッ

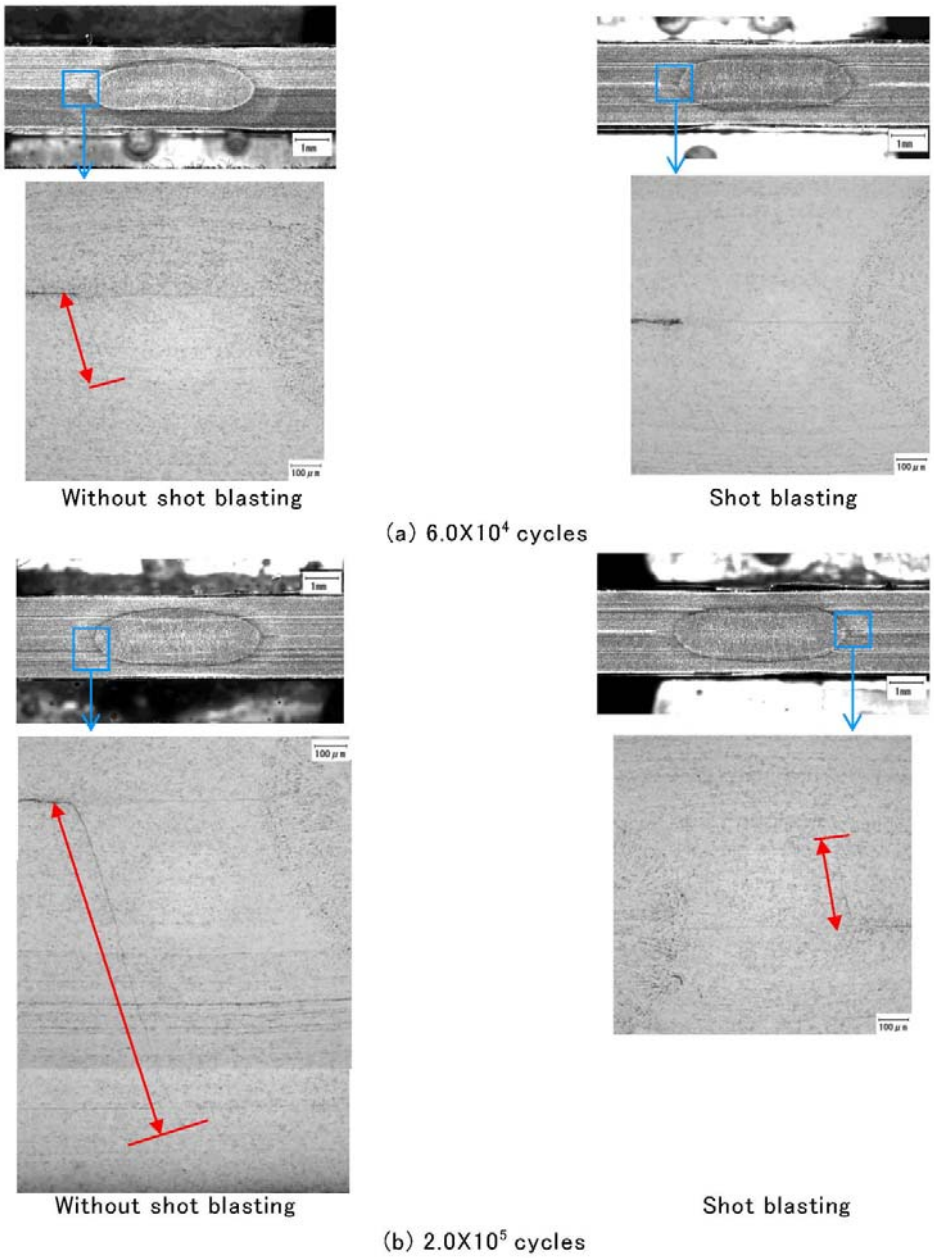


Fig. 4.10 Effect of shot blasting on the fatigue crack propagating length of spot welding TB.

トブラストなしでは圧接部のノッチ先端から板厚方向に小さな疲労き裂が認められるのに対し，ショットブラストありでは疲労き裂は認められなかった．(b)は繰り返し数 $2.0X10^5$ 回での断面であり，ショットブラストなし，ショットブラストありのいずれも圧接部のノッチ先端から板厚方向に疲労き裂の進展が認められた．このとき，ショットブラストなしの方が，疲労き裂が進展していることがわかった．

各繰り返し数で疲労試験を止め，疲労き裂の長さを調査した結果を Fig. 4.11 に示す．疲労き裂はナゲットの周囲の左右 2 か所に認められるが，左右でわずかに長さが異なることがあったため，今回は長い側の疲労き裂で評価した．ショットブラストありは，ショットブラストなしよりも疲労き裂の発生が遅延することがわかった．また，Fig. 4.11 は横軸を対数としたグラフであるため，グラフ上の傾きは同程度でも右側にプロットがあるショットブラストありの方が，ショットブラストなしより疲労き裂の進展速度も遅くなっていることを示している．なお，き裂の発生は Fig. 4.11 に示す各繰り返し数でのき裂長さのプロットより，ショットブラストなしで $4.0X10^4$ 回程度，ショットブラストありで $1.3X10^5$ 回程度と推測される．破断寿命はそれぞれ，約 $7.0X10^5$ 回，約 $1.64X10^6$ 回のため，き裂の発生は全寿命のうち 6～8 %程度であると思われる．よって，本ケースではき裂の進展が疲労の全寿命に占める割合が大きいため，外面へのショットブラストによる疲労寿命の向上は疲労き裂の進展が遅延する作用によるものが大きいと考えられる．

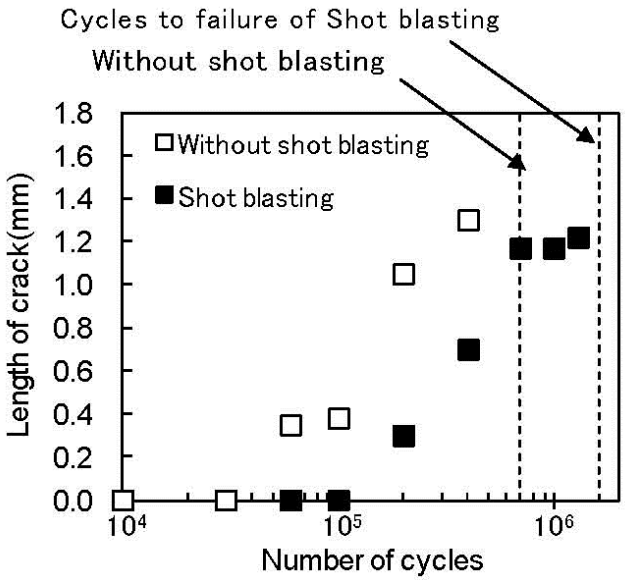


Fig. 4.11 Effect of shot blasting on the fatigue crack propagating length of spot welding TB.

4.3.4　疲労試験時の応力分布，変形状態に及ぼすショットブラストの影響

外面へのショットブラストにより疲労寿命が向上するメカニズムを明らかにするため，スポット溶接 TB のショットブラストなしとショットブラスありの継手について疲労試験での荷重状態を模擬した有限要素法解析(以下，FEM 解析)を適用し，疲労破壊起点付近の応力を評価した．Fig. 4.12 に解析モデルを示す．板幅方向 1/2 対称形でモデル化をし，実験で用いた溶接継手の切断面測定結果よりナゲット径を 4.7 mm，圧接部の直径を 5.9 mm と定義し低減積分 6 面体要素でメッシュ分割を行なった．残留応力が付与された深さを正確に見積もることは難しいが，ショットピーニングでは鋼板表層から 0.2～0.3 mm 程度の範囲に付与された事例が報告されている[5)]．今回のショットブラストは剥がれやすい鉄スケールの除去が狙いであり積極的に圧縮残留応力を付与するショットピーニングのような強力なものではないため，ごく表層のみに残留応力が付与されたものと仮定して，鋼板の表層から 0.05 mm の領域に残留応力を設定した．Fig. 4.9 で測定した残留応力は半径方向の測定値であるが，ホットスタンプの熱処理やショットブラストによる表層の残留応力は半径方向と半径方向に直行方向も同じであると考えられるため，Fig. 4.13 に示すように σ_x，σ_z 方向とも同じ残留応力を設定した．ケース 1 はスポット溶接 TB のショットブラストなしを想定したものであり，表層にはホットスタンプ工程の熱処理で生じた 200 MPa の引張残留応力のみを設定した．ケース 2 はスポット溶接 TB のショットブラストありを想定したものであり，重ね面を除く全表層に 600 MPa の圧縮残留応力，重ね面には 200 MPa の引張残留応力をそれぞれ設定した．材料特性値はヤング率 205.9 GPa，ポアソン比 0.3 を設定した．負荷条件は鋼板端部に強制変位 0.05 mm を設定し，疲労試験の荷重（疲労試験 ΔP＝1.75 kN，R=0.1 での最大荷重である 1.94 kN）を再現した．この荷重負荷条件では塑性変形が生じないことを確認したため，弾性解析とした．解析では汎用 FEM 解析コード Abaqus ver.6.12 の静的陰解法を用いた．

スポット溶接 TB のショットブラストなしを想定したケース 1 の解析結果を Fig. 4.14 に示す．(a)は最大主応力のコンター図，(b)は最大主応力のベクトル分布図，(c)は変形状態（変形倍率： 5 倍）である．同様にショットブラストありを想定したケース 2 の解析結果を Fig. 4.15 に示す．Fig. 4.14(a)，Fig. 4.15(a)の比較より，1.94 kN の荷重を負荷した時，圧接部のノッチ先端近傍において最大主応力が高い領域はショットブラストありの方が狭いことがわかった．また，図中に矢印で示す圧接部のノッチ先端近傍における最大主応力は，ショットブラストなしでは約 980 MPa，ショットブラストありは約 830 MPa であり，外面に圧縮残留応力を設定することで約 150 MPa 軽減することがわかった．また，Fig. 4.14(b)，Fig. 4.15(b)とも，図中に赤色の矢印で示す最大主応力が最も高い位置における最大主応力の方向は Fig. 4.10 に示す疲労き裂の進展方向にほぼ垂直であることより，この最大主応力がき裂進展の駆動力であると考えられる．このような最大主応力の差は荷重負荷時の継手の変形モードの違いに起因すると考えられる．Fig. 4.14(c)，Fig. 4.15(c)に 1.94 kN の荷重を負荷したときの試験片の変形状態（変形倍率：5 倍）を示す．スポット溶接継手に荷重を負荷すると，Fig.

4.14(c)に示すように重ね面のシートセパレーション先端が開口する方向に変形するが，外面に圧縮残留応力を設定して荷重を負荷すると，Fig. 4.15(c)に示すように重ね面のシートセパレーション先端の開口を抑制する方向に継手の変形モードが変化することがわかった．シートセパレーション先端での開口が軽減することで圧接部のノッチ先端での最大主応力が低下したものと思われる．以上のようなショットブラストによる外面の圧縮残留応力の作用により，ショットブラストされていない重ね面からの疲労き裂の発生および進展が遅延する現象が起きたものと考えられる．

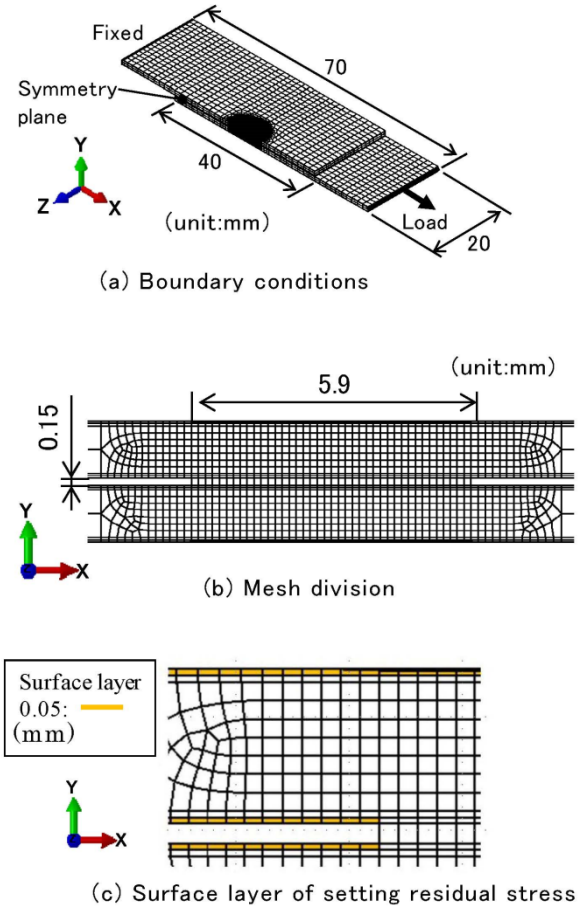
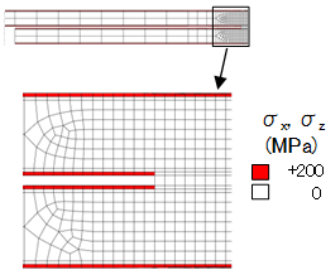


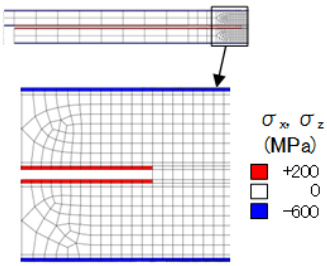
Fig. 4.12 Finite element model of spot welded joints.



Location of setting residual stress	σ_x (MPa)	σ_z (MPa)
Surface layer of outer face	+200	+200
Surface layer of overlapped face	+200	+200

+: Tensile stress　−: Compressive stress

Case 1 (Spot welding TB without shot blasting)



Location of setting residual stress	σ_x (MPa)	σ_z (MPa)
Surface layer of outer face	−600	−600
Surface layer of overlapped face	+200	+200

+: Tensile stress　−: Compressive stress

Case 2 (Spot welding TB with shot blasting)

Fig. 4.13 Initial residual stress used for finite element model of spot welding TB.

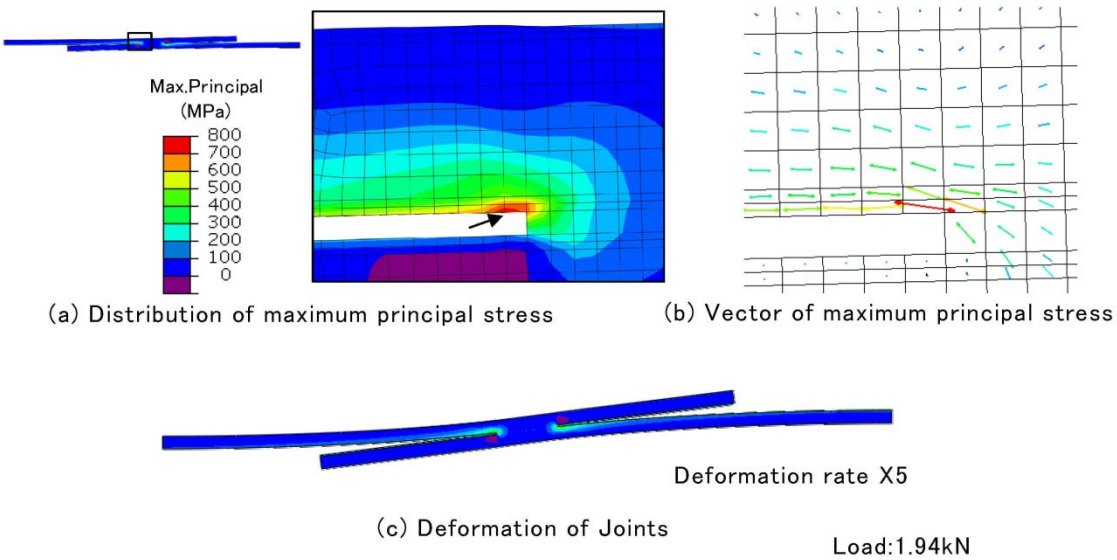


Fig.4.14 Analysis results of case 1 (Spot welding TB without shot blasting).

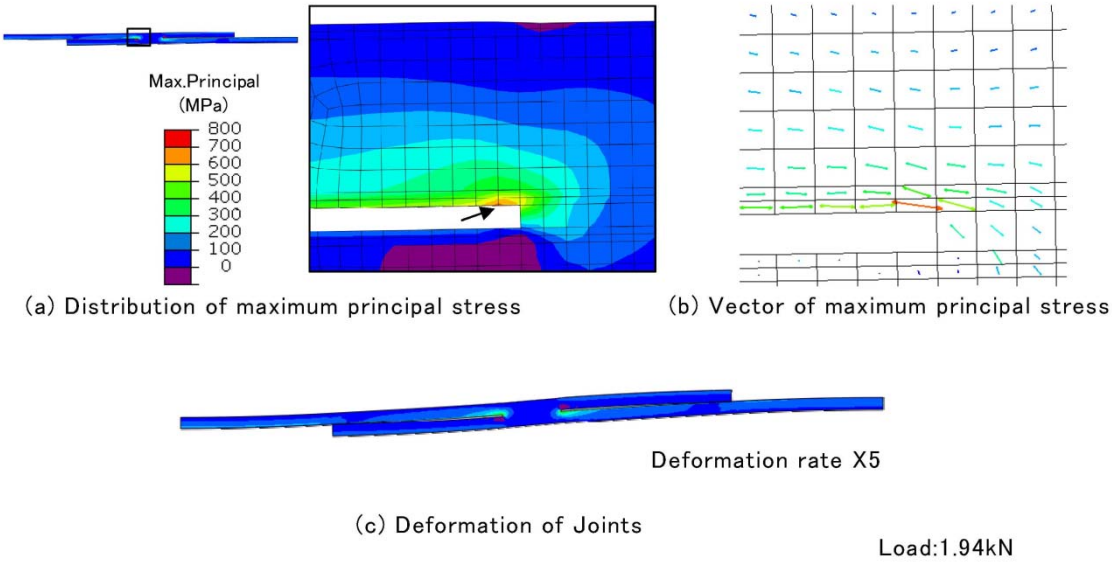


Fig. 4.15 Analysis results of case 2 (Spot welding TB with shot blasting).

4.4　結言

ホットスタンプ処理後の引張強さが 1500 MPa 級となる非めっきホットスタンプ用鋼板を用い，スポット溶接後にホットスタンプ工程（加熱・冷却，ショットブラスト）を経たスポット溶接テーラードブランク（TB）継手の引張せん断疲労強度特性をホットスタンプ工程後にスポット溶接を実施した通常のスポット溶接継手と比較した結果，以下の知見が得られた．

1) スポット溶接テーラードブランク継手では，通常のスポット溶接継手に比べて，高い疲労強度が得られた．
2) これはスポット溶接，加熱・冷却後に鉄スケール除去のために実施するショットブラストの作用によるものであり，ショットブラストを実施しない場合の疲労寿命は，通常のスポット溶接継手と同程度であった．
3) 通常のスポット溶接継手と，ショットブラストを実施していないスポット溶接テーラードブランク継手の疲労き裂位置の残留応力は，鋼板の外面，重ね面とも同程度であった．疲労寿命が長いショットブラスト後のスポット溶接テーラードブランク継手では，鋼板外面に大きな圧縮の残留応力が認められたが，重ね面の残留応力はショットブラストを実施していない継手と同程度であった．
4) 鋼板外面へのショットブラストにより，ショットブラストされていない鋼板重ね面のノッチ先端からの疲労き裂の発生と，外面への進展が遅延することがわかった．本継手では疲労の全寿命に占めるき裂の進展の割合が大きいため，き裂の進展が遅延することが疲労寿命向上の主な要因であると考えられる．
5) 疲労き裂の発生および進展が遅延する原因は，ショットブラストによる鋼板外面の圧縮残留応力により，疲労試験時にシートセパレーション先端の開口が抑制され，重ね面のノッチ先端近傍での最大主応力が低下したためであると考えられる．

第 4 章の参考文献

1) 富士本博紀，泰山正則，上田秀樹，上路林太郎，藤井英俊：ホットスタンプ処理されたスポット溶接継手の静的強度特性．溶接学会論文集, 33.2 (2015), p144-152.
2) 富士本博紀,岡田徹：材料別にみた溶接条件の選定基準と抵抗溶接の実際　熱間プレス鋼板，高張力鋼板の抵抗溶接性,溶接技術 59.3, 2011-03, p48-53.
3) 中山英介，宮原光雄，岡村一男，富士本博紀，福井清之：超小型試験片による自動車用薄板スポット溶接継手の疲労強度予測．材料, 53.10(2004), p1136-1142.
4) 富士本博紀：ホットスタンプ処理されたスポット溶接継手の機械的特性 第 2 報，溶接学会全国大会講演概要, 94 (2014), p36-37.
5) 中沢一，本間寛臣：金属の疲労強度，養賢堂(1987), p51.

第 5 章　ショットブラスト処理による高張力鋼板スポット溶接部の疲労強度の改善

5.1　緒言

スポット溶接は自動車の組み立てにおける主要な溶接法である．自動車車体は 300～400 点のプレス成形部品を 3000～6000 点のスポット溶接で組み立てられている．近年，車体軽量化と衝突安全性向上を目的として，自動車車体への高張力鋼板の適用が拡大しつつある．しかしながら，高張力鋼板のスポット溶接部の疲労強度は鋼板の引張強さによらず概ね同程度であると報告されている[1)2)]．他方，鋼板の板厚を薄くするとスポット溶接部の疲労強度は低下する[1)3)]．このため疲労特性が重視される部位に高張力鋼板を用い薄肉化するためには，スポット溶接継手の疲労強度の向上が望まれている．

溶接継手の疲労強度を向上させる手段として，アーク溶接のすみ肉継手の場合は，溶接ビードの止端部をグラインダーで仕上げ応力集中を軽減する方法[4)]，低温変態溶接材料を用い溶接部へ圧縮残留応力を付与する方法[5)]，溶接ビード止端部への超音波ピーニング処理により応力集中を軽減するとともに圧縮残留応力を付与する方法[6)]などが提案されている．これらの手法は全て疲労き裂の発生起点であるビードの止端部に直接作用させる方法である．

他方，スポット溶接継手では，溶融凝固部（ナゲット）は鋼板の重ね面に形成され，疲労き裂は鋼板の重ね面のナゲット周囲にあるコロナボンド部のノッチ先端に発生し，鋼板外面へと進展する．このため，スポット溶接では，アーク溶接のように応力集中部の形状を変えることや，溶接材料を用いて溶接金属の化学成分を制御することは困難である．スポット溶接継手の疲労強度を向上させる方法としては，スポット溶接後に後通電を行う方法[7)]，スポット溶接後に溶接部を鍛造する方法[8)]が報告されている．

今回，第 4 章で得られた知見をもとに，ショットブラスト処理を活用することで，疲労き裂の発生起点を直接処理しなくてもスポット溶接継手の疲労強度を向上させる新たな手法を開発した．ショットブラスト処理は非めっきホットスタンプ鋼板のプレス成形品の製造において用いられている[9)]．本手法はホットスタンプ鋼板の加熱工程で鋼板表面に生成する鉄スケールを除去するために用いられていたショットブラストを鉄スケールの除去ではなく，スポット溶接継手の疲労特性の向上に活用したものである．本手法は後通電や溶接部に大きな鍛造荷重を加えなくても疲労特性が向上できるメリットがあり，特に高い疲労特性が求められているフロントサブフレーム，リアサブフレーム，ロアアームなど自動車のシャシー部品のスポット溶接部の疲労特性向上に寄与できる可能性がある．

本章では，引張強さが 980 MPa 級の高張力鋼板を用い，鋼板外面へのショットブラスト処理によるスポット溶接継手の疲労特性の向上を実証するとともに，鋼板外面へのショットブラスト処理により鋼板重ね面から疲労き裂が発生，進展するケースで疲労特性が向上するメカニズムを考察した．

5.2　実験方法

本検討に用いた鋼板の化学成分と機械的特性をTable 5.1に示す．板厚が1.2 mm，引張強さが980 MPa級の非めっきの冷延鋼板である．疲労試験片の形状をFig. 5.1に示す．試験片形状はJIS Z 3138（スポット溶接継手の疲れ試験方法）に準拠し作製した．スポット溶接条件をTable 5.2に示す． 4.7 mm（4.25√t　t：板厚 mm）のナゲット径が得られるように条件を調整した．Fig. 5.2にショットブラスト処理の様子を示す．ショットブラストは厚地鉄工製のエアー投射式ショットブラスト装置BA-1を用い，φ 0.3 mmのスチールビーズを空気圧力：0.35 MPa，投射距離：約150 mmでスポット溶接試験片の両面に投射した．

ショットブラストを実施していないスポット溶接試験片とショットブラストを実施したスポット溶接試験片を作製し， JIS Z3138（スポット溶接継手の疲れ試験方法）に準拠し疲労強度を評価した．疲労試験機は，島津製作所製 EHF-EV20kN，容量20 kNを用いた．荷重比を R= 0.1とし荷重制御で試験を行なった．スポット溶接試験片の変位をモニタリングし，初期変位よりも1 mm以上変位が増加した繰り返し数を破断繰り返し数とした．

スポット溶接試験片の疲労き裂は鋼板の重ね面から外面に進展するため，外面から疲労き裂の発生・進展挙動を観察することは困難である．このため所定の繰り返し数で疲労試験を停止させ，試験片のナゲット中心の断面を引張荷重に平行方向に観察することで，疲労き裂の発生挙動と進展挙動を調査した．このときの疲労試験条件は荷重範囲1.75 kNとした．

Table 5.1 Chemical composition and mechanical properties of the steel sheets.

Grade	C	Si	Mn	P	S
980MPa	0.15	0.13	2.58	0.008	0.002

mass%

Thickness (mm)	Yeild strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
1.2	702	1087	15

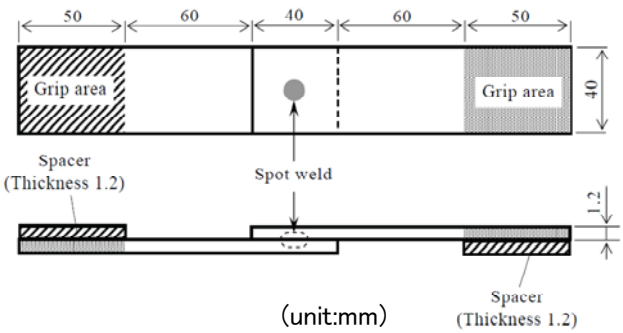


Fig. 5.1 Shape and dimensions of the fatigue test specimen.

Table 5.2 Welding conditions.

Welder	AC stationary
Electrode	DR type, Tip face: ϕ6 R40
Force	3.4 kN
Welding time	267 ms (16 cycles/60Hz)
Welding current	5.7 kA
Holding time	167 ms (10 cycles/60Hz)

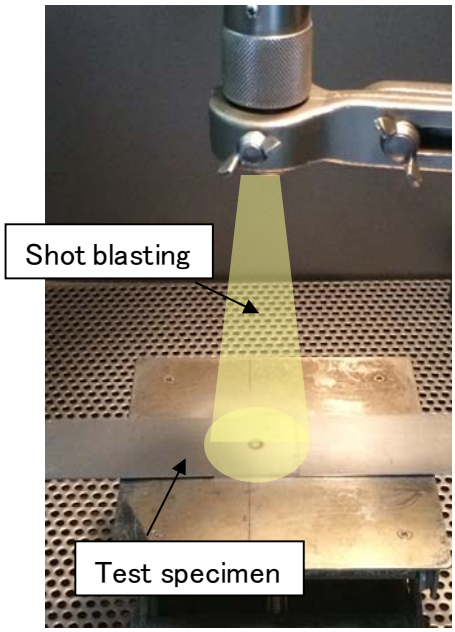


Fig. 5.2 Shot blasting method.

また，疲労特性に影響を及ぼしていると考えられる，スポット溶接部周辺の残留応力分布を測定した．疲労特性と残留応力の相関を明確化するためには，疲労き裂の発生起点である鋼板の重ね面の残留応力を測定する必要がある．本研究では重ね面の残留応力を測定するために，Fig. 4.3 及び Fig. 5.3 に示す手法を用いた．本手法では残留応力を測定するための鋼板と，予め穴を空けた鋼板と，穴を塞ぐための鋼板を用いる．穴を塞ぐための鋼板を，穴を空けた鋼板の中にセットし，残留応力を測定するための鋼板と重ね合わせた後，スポット溶接を行った．ショットブラスト処理を行わない試験片は，穴を塞ぐための鋼板を取り除いた後，鋼板の重ね面と外面のそれぞれの残留応力を測定した．また，ショットブラスト処理を行った試験片は，ショットブラスト処理後に穴を塞ぐための鋼板を取り除き，鋼板の重ね面と外面のそれぞれの残留応力を測定した．残留応力の測定はリガク製 XRD PSPC-RSF を用いた．測定領域は 0.5 mmφ とし，疲労特性に影響を及ぼしていると考えられるナゲットの半径方向の残留応力を測定した．測定範囲は，鋼板外面ではナゲット中心から 10.0mm までとした．鋼板の重ね面ではナゲット内の残留応力は測定できないため，測定範囲は

ナゲット中心から 3.0 mm から 8.0 mm までの範囲とした．さらに，ショットブラスト有無による鋼板の残留応力の変化を深さ方向に調査した．ナゲット中心から 10 mm 離れた位置において，電解研磨により鋼板を表面から研磨し，ナゲットの半径方向の残留応力を表面から深さ方向に 0.3 mm まで測定した．

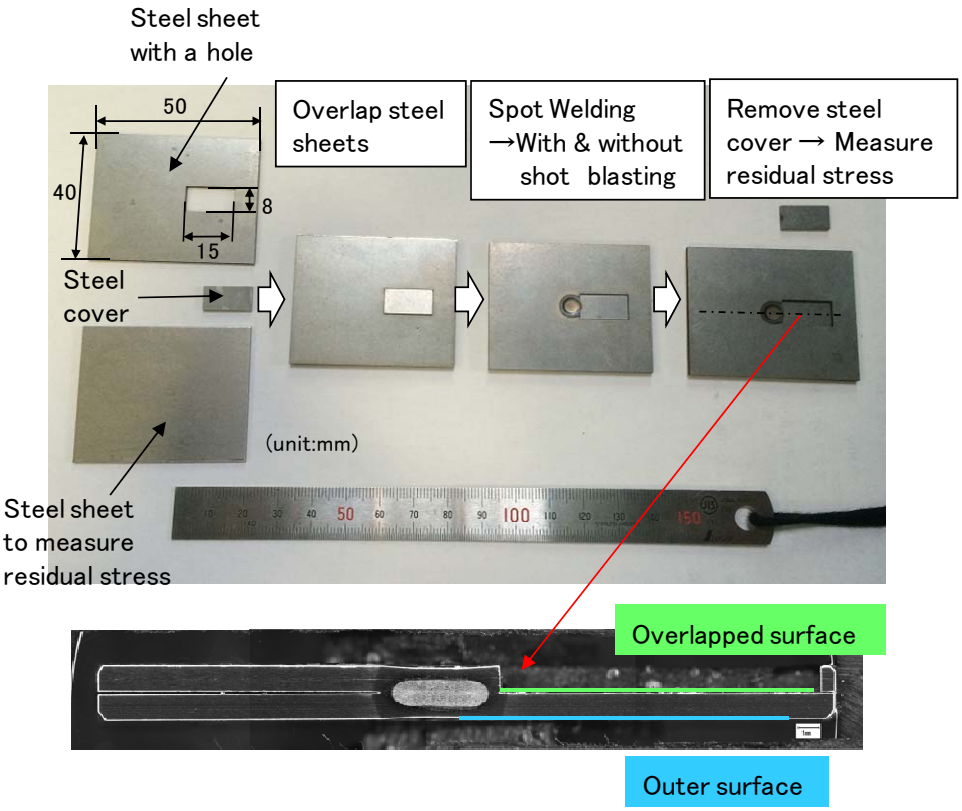
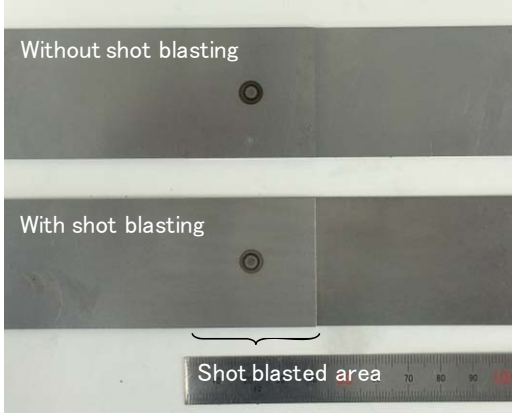


Fig. 5.3 Procedure for preparation of specimen for the measurement of residual stress by X-ray.

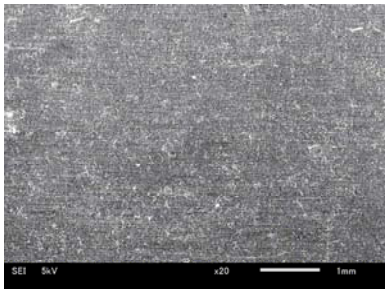
5.3　実験結果及び考察

5.3.1　スポット溶接継手の疲労特性に及ぼすショットブラストの影響

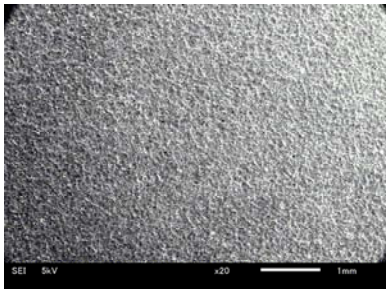
Fig. 5.4(a) にショットブラストなしとショットブラストありのスポット溶接試験片の外観を示す．ショットブラストありはショットブラストなしに比べスポット溶接部の色が若干薄いものの両者の外観上の差はわずかである．Fig. 5.4(b) は鋼板表面を拡大し SEM で観察した結果である．ショットブラストありはショットブラストなしに比べ，鋼板表面の凹凸が若干大きい傾向が認められる．Fig. 5.5 にショットブラストなしとショットブラストありのスポット溶接部の硬さ分布を示す．鋼板の重ね面から 0.2 mm の位置で板厚平行方向に測定した硬さ分布にショットブラストあり，ショットブラストなしの差は認められなかった．また，板厚方向に硬さを測定したケースでも硬さ分布に明確な差は認められなかった．



(a) Appearance of test specimen



Without shot blasting



With shot blasting

(b) SEM observation of steel surface

Fig. 5.4 Comparison of test specimen with and without shot blasting.

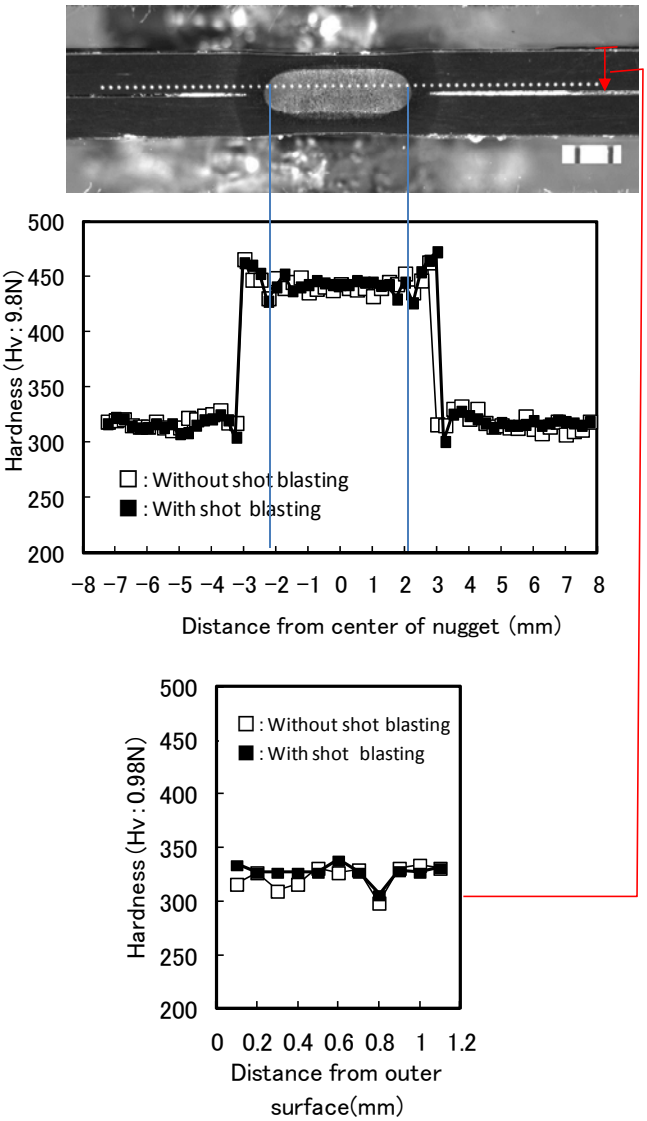


Fig. 5.5 Hardness profile of 980 MPa steel spot welds with and without shot blasting.

Fig. 5.6 にショットブラストなしとショットブラストありのスポット溶接継手の疲労試験結果を示す．ショットブラストありのスポット溶接継手はショットブラストなしの継手より破断までの寿命が長く，疲労限(繰り返し数 10^7 回)での荷重は約 2 倍に向上した． Fig. 5.7 に疲労試験での破断形態を示す．ショットブラストなし，ショットブラストあり，いずれもナゲット周囲のコロナボンド部のノッチ先端から板厚方向に延びる疲労き裂が認められたが，両者の疲労き裂の発生位置，進展位置には明確な差は認められなかった．

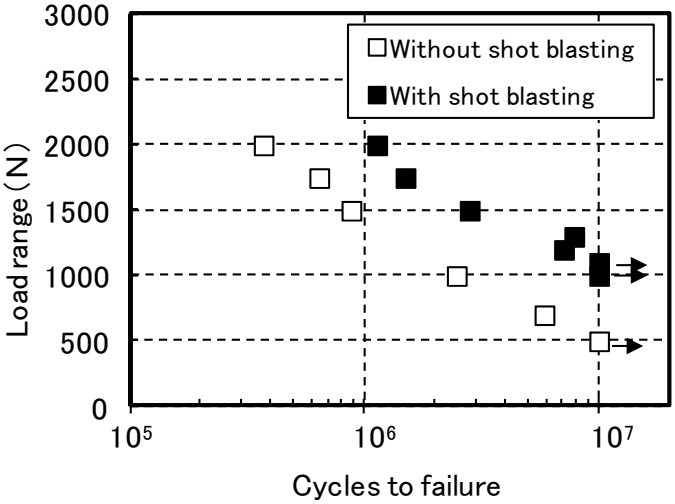
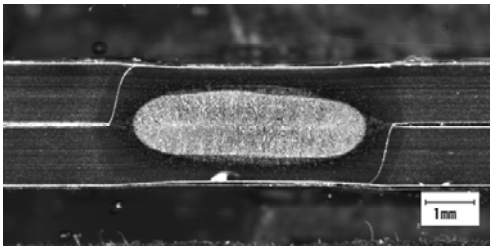
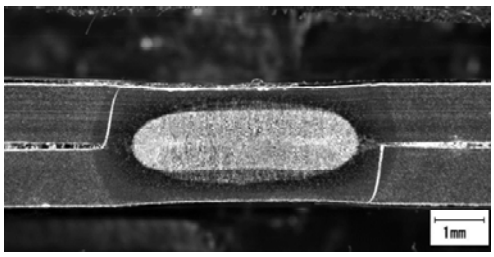


Fig. 5.6 Fatigue test results of spot welds with and without shot blasting.



(a) Without shot blasting



(b) With shot blasting

Fig. 5.7 Failure mode of 980 MPa steel spot welds in fatigue tests (Load range: 1.75 kN).

5.3.2　スポット溶接継手の残留応力に及ぼすショットブラストの影響

ショットブラストがスポット溶接部の残留応力に及ぼす影響を検討するため，Fig. 5.3 に示した試験片でショットブラストなし，ショットブラストありのスポット溶接部の残留応力を測定した．Fig. 5.8(a)はスポット溶接部の外面の残留応力分布である．ショットブラストなしのスポット溶接継手ではナゲット中心に大きな引張残留応力が認められナゲットから離れると引張残留応力が低下した．疲労き裂の進展位置である，ナゲット中心から約 3 mm 離れた位置では約 200 MPa の引張残留応力が認められた．他方，ショットブラストありのスポット溶接部では，ナゲットからの距離にかかわらず約 500 MPa の大きな圧縮残留応力が認められた．次に，重ね面の残留応力分布を調査した結果を Fig. 5.8 (b) に示す．重ね面ではショットブラストの有無によらず残留応力は大きくは変化せず，疲労き裂の発生起点近傍であるナゲット中心から約 3 mm 離れた位置での残留応力は概ね同程度であった．

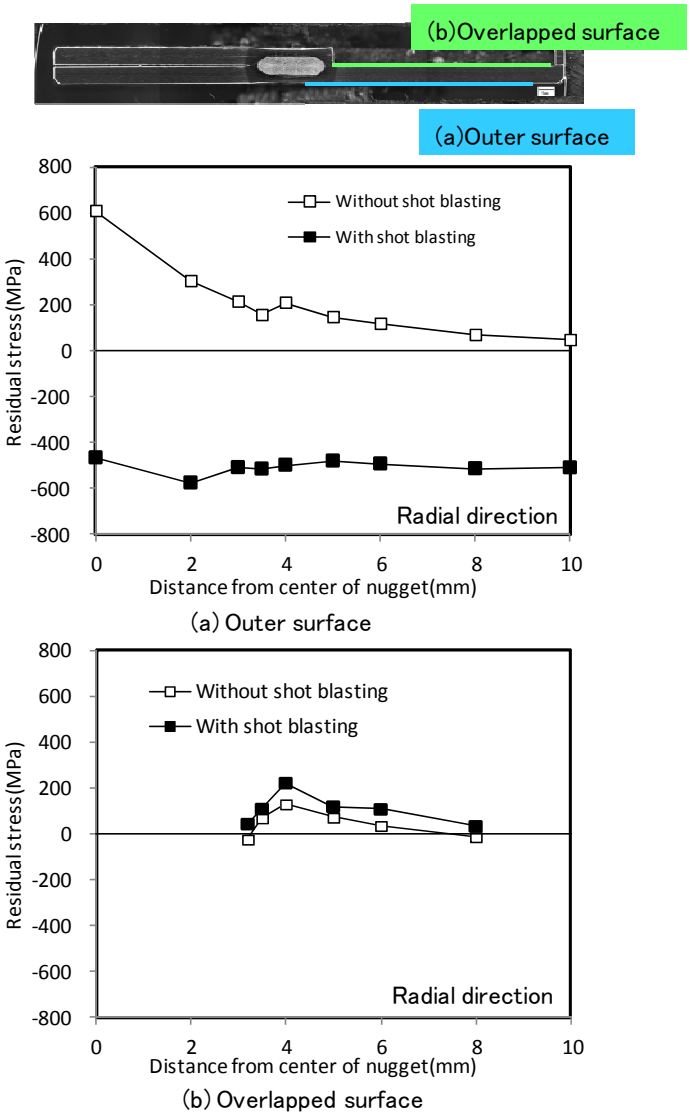


Fig. 5.8 Residual stress distributions around the spot welds.

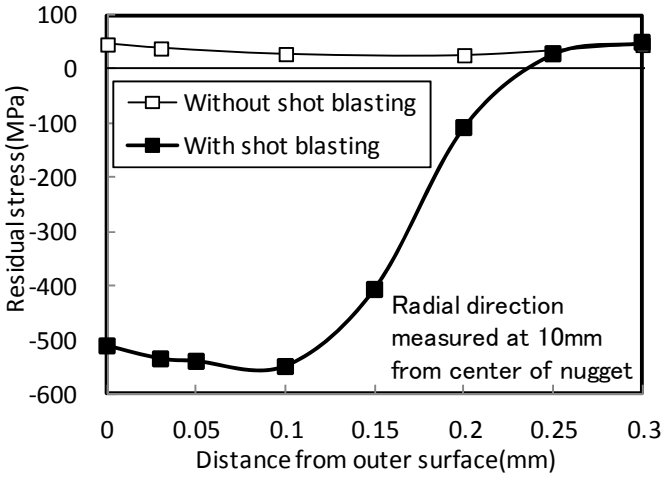


Fig. 5.9 Residual stress distributions in the thickness direction.

Fig. 5.9 にナゲット中心から 10 mm 離れた位置において，ナゲットの半径方向の残留応力を鋼板外面から深さ方向に測定した結果を示す．ショットブラストなしでは鋼板表面からの距離によらず 50 MPa 程度の引張残留応力が認められた．他方，ショットブラストありでは表面から約 0.1 mm の深さまで約 500 MPa の圧縮残留応力が認められ，深さの増加とともに圧縮残留応力が低下し 0.25 mm でショットブラストなしと同じ値となった．

以上の結果より，ショットブラストにより鋼板外面側に大きな圧縮残留応力が付与されるが，鋼板内部や疲労き裂の発生起点である重ね面の残留応力はショットブラストの影響を受けず，ショットブラストなしとほぼ同程度であることがわかった．なお，一般的には圧縮残留応力が付与されるとそれとバランスする引張残留応力が生じると考えられるが，本調査の範囲では明確な傾向は認められなかった．この原因は明確ではないが，鋼板のがわずかに塑性変形することで，引張の残留応力が低減した可能性が考えられる．

5.3.3　重ね面からの疲労き裂の発生・進展挙動に及ぼすショットブラストの影響

鋼板外面へのショットブラストが重ね面からの疲労き裂の発生・進展挙動に及ぼす影響を明確化するため，ショットブラストなしのスポット溶接継手とショットブラストありのスポット溶接継手の疲労き裂の発生・進展挙動を荷重範囲 1.75 kN で調査した．Fig. 5.10 (a) は繰り返し数 $4X10^4$ 回での断面である．ショットブラストなしの継手ではコロナボンド部のノッチ先端から板厚方向に小さな疲労き裂が認められるのに対し，ショットブラストありの継手では疲労き裂は認められなかった．Fig. 5.10 (b)は繰り返し数 $1X10^5$ 回での断面である．いずれの継手でもコロナボンド部のノッチ先端から板厚方向に疲労き裂の進展が認められたが，ショットブラストなしの継手の方が，ショットブラストありの継手よりも疲労き裂が進展していることがわかった．

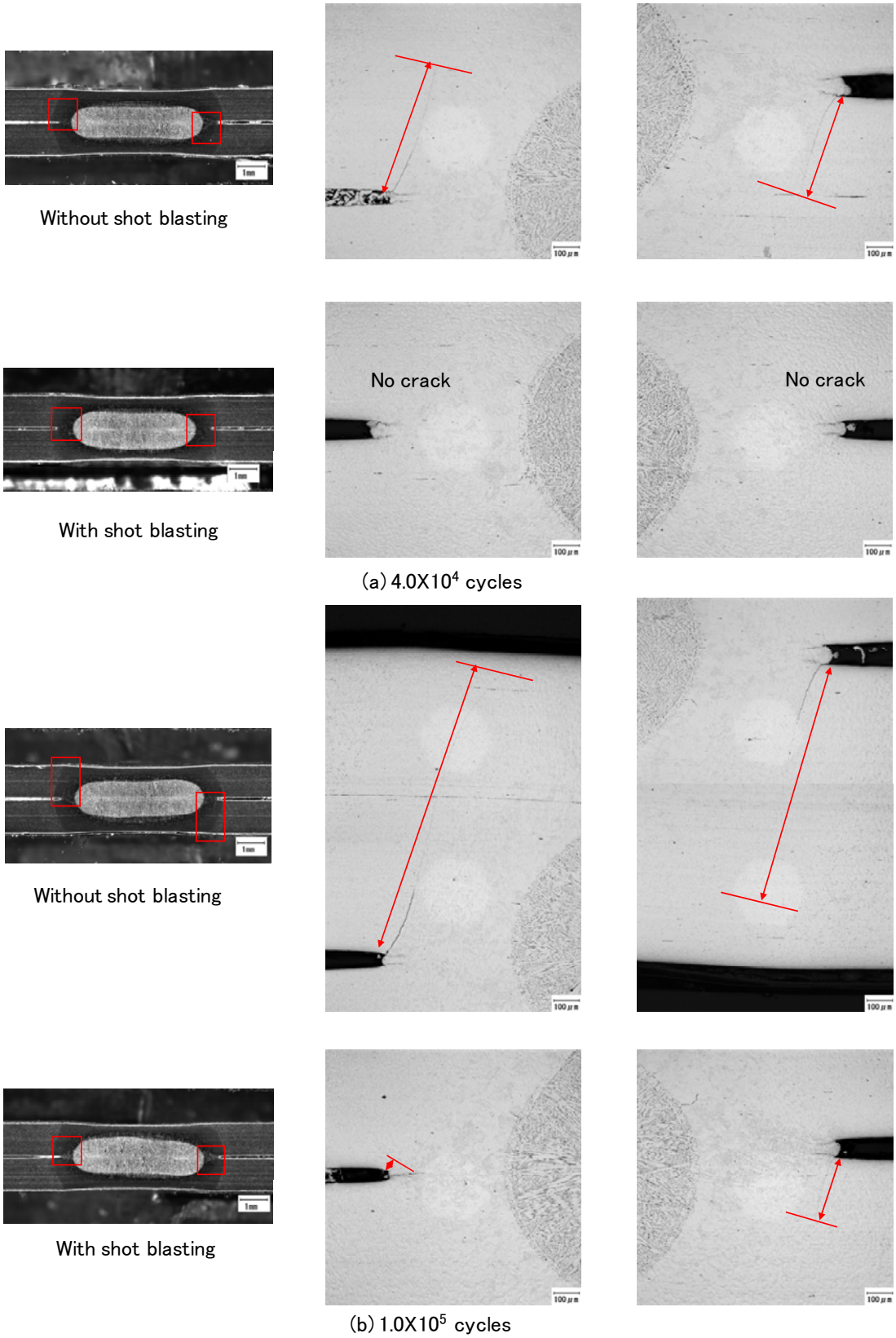


Fig. 5.10 Comparison of the fatigue crack behavior of spot welds with and without shot blasting (Load range: 1.75 kN).

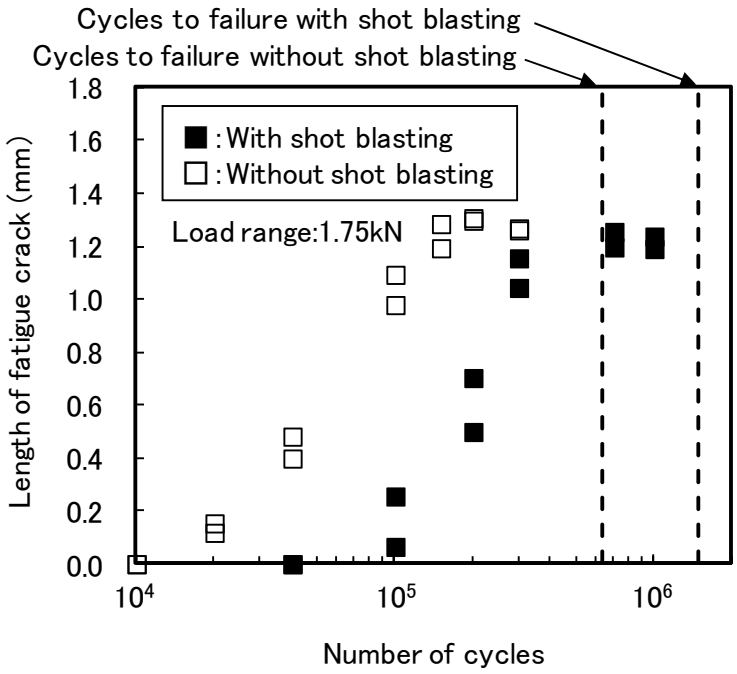


Fig. 5.11 Effect of shot blasting on the fatigue crack length of the spot welds.

各繰り返し数で疲労試験を止め，疲労き裂の長さを調査した結果を Fig. 5.11 に示す．疲労き裂はナゲットの左右 2 か所に認められたため，両方のき裂長さをプロットした．Fig. 5.11 よりショットブラストありは，ショットブラストなしよりも疲労き裂の発生が遅延することがわかった．き裂の発生はグラフのプロットよりショットブラストなしで $1.5X10^4$ 回程度，ショットブラストありで $8.0X10^4$ 回程度と推測される．また，Fig. 5.11 は横軸が対数のグラフであるため，右側にプロットがあるショットブラストありの方が，ショットブラストなしより疲労き裂の進展速度も遅くなっていることを示している．

以上の結果より，鋼板外面へのショットブラストにより鋼板重ね面での疲労き裂の発生と，重ね面から外面へのき裂進展の両方が遅延することがわかった．他方，5.3.2 で示したように，ショットブラストにより圧縮残留応力が付与されたのは鋼板外面側である．今回，圧縮残留応力が付与されていないにも関わらず，重ね面でのき裂の発生と鋼板内部でのき裂の進展が遅延する現象が起きていることがわかった．

5.3.4 疲労試験時の応力分布，変形状態に及ぼすショットブラストの影響

外面へのショットブラストにより疲労寿命が向上するメカニズムを明らかにするためショットブラストなしとショットブラスありのスポット溶接継手について疲労試験での荷重状態を模擬した有限要素法解析(以下，FEM 解析)を適用し，疲労破壊起点付近の応力を評価した．Fig. 5.12 に解析モデ

ルを示す．板幅方向 1/2 対称形でモデル化をし，実験で用いた溶接継手の切断面測定結果よりナゲット径を 4.7 mm，コロナボンド部の直径を 5.9 mm と定義し低減積分 6 面体要素でメッシュ分割を行なった．Fig. 5.13 は解析モデルである．(a) はショットブラストなしを想定したものである．簡略化のためスポット溶接による残留応力は考慮しなかった，(b) はショットブラストありを想定したものである．簡略化のためスポット溶接による残留応力は考慮せずショットブラストによる残留応力のみ考慮した．Fig. 5.9 を元に σ_x，σ_z 方向とも重ね面を除く全表層に 500 MPa の圧縮残留応力を表層から 0.15 mm の領域に設定した．材料特性値はヤング率 205.9 GPa，ポアソン比 0.3 を設定した．負荷条件は鋼板端部に強制変位 0.05 mm を設定し，疲労試験の荷重（疲労試験 ΔP＝1.75 kN，R=0.1での最大荷重である 1.94 kN）を再現した．この荷重負荷条件では塑性変形が生じないことを確認したため，弾性解析とした．解析では汎用 FEM 解析コード Abaqus ver.6.12 の静的陰解法を用いた．

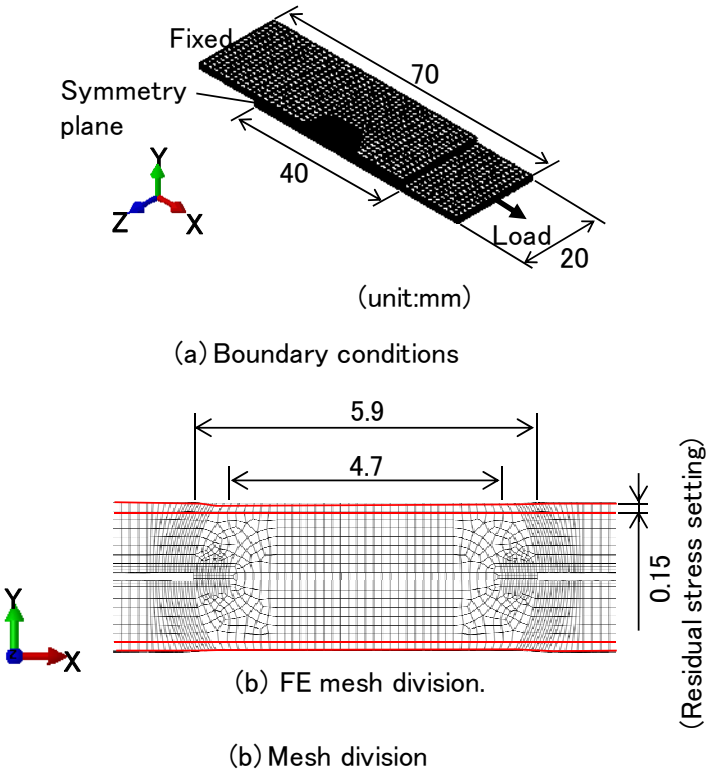


Fig. 5.12 Finite element model of the spot welded joints.

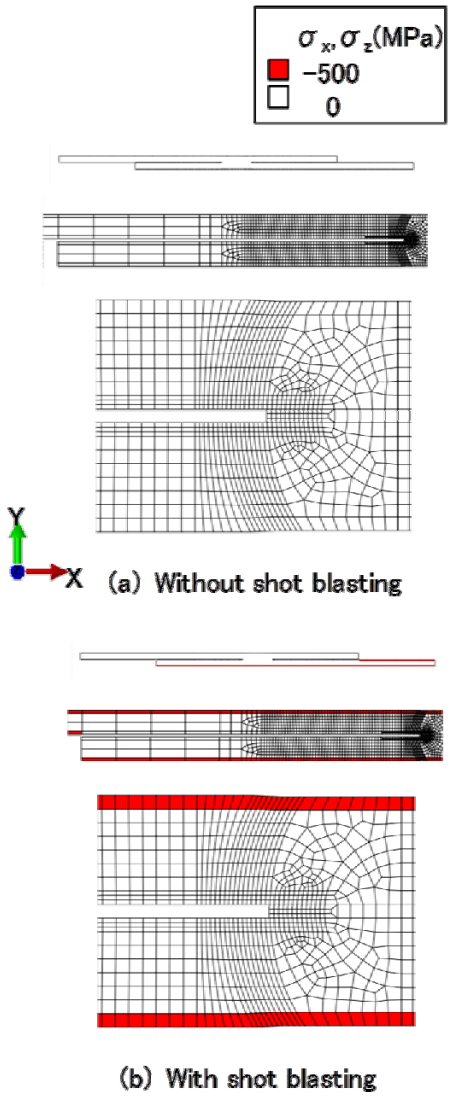
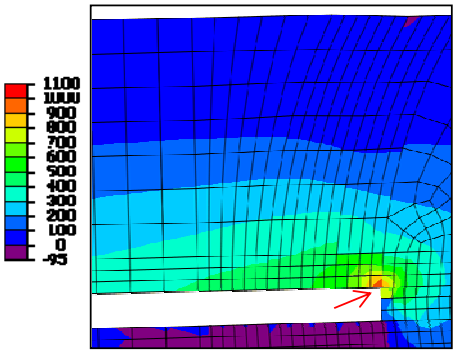


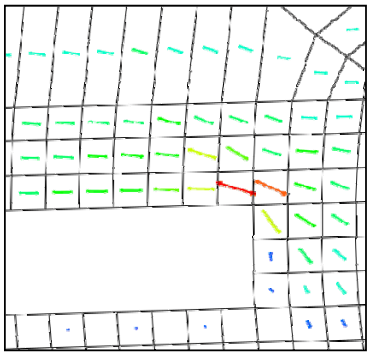
Fig. 5.13 Initial residual stress used for the finite element model of 980 MPa steel spot welds.

Fig. 5.14 にスポット溶接継手のショットブラストなしを想定したケース 1 とショットブラストありを想定したケース 2 の解析結果を示す. (a)は最大主応力のコンター図, (b)は最大主応力のベクトル分布図, (c)は変形状態（変形倍率:2 倍）である. ケース 1 とケース 2 の最大主応力(a)の比較より, 1.94 kN の荷重を負荷した時, コロナボンド部のノッチ先端近傍において最大主応力が高い領域はショットブラストありの方が狭いことがわかった. 図中に矢印で示すコロナボンド部のノッチ先端近傍における最大主応力は, ショットブラストなしでは約 1150 MPa, ショットブラストありは約 790 MPa であり, 外面に圧縮残留応力を設定することで重ね面のノッチ先端の応力が 360 MPa 軽減することがわかった. また, ケース 1 とケース 2 の(b)に図中に赤色の矢印で示す最大主応力が最も高い位置における最大主応力の方向は Fig. 5.10 に示す疲労き裂の進展方向にほぼ垂直であることより, この最大主応力がき裂進展の駆動力であると考えられる.

このような最大主応力の差は荷重負荷時の継手の変形モードの違いに起因すると考えられる (c)に荷重を負荷したときの試験片の変形状態を示す. スポット溶接継手に荷重を負荷すると, ケース1では重ね面のシートセパレーション先端が開口する方向に変形するが, 外面に圧縮残留応力を設定した場合ケース2に示すように重ね面のシートセパレーション先端の開口を抑制する方向に継手の変形モードが変化することがわかった. シートセパレーション先端での開口が軽減することでコロナボンド部のノッチ先端での最大主応力が低下したものと思われる.

以上のようなショットブラストによる外面の圧縮残留応力により疲労試験での荷重負荷時の変形状態が変化することで最大主応力が低下し, ショットブラストされていない重ね面からの疲労き裂の発生および進展が遅延する現象が起きたものと考えられる.



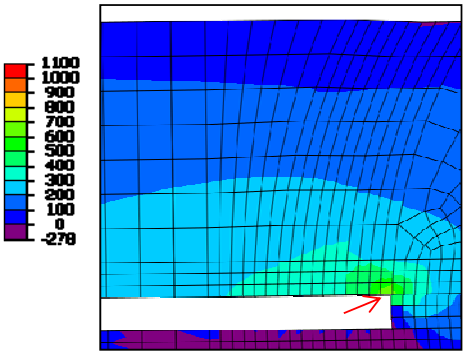


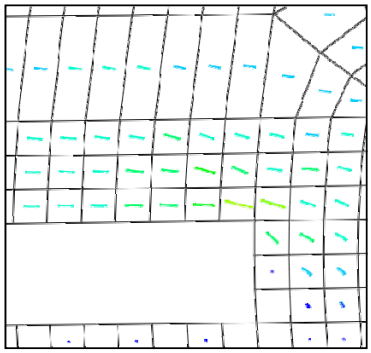
(a) Distribution of maximum principal stress (b) Vector of maximum principal stress

Deformation rate X2 Load:1.94kN

(c) Deformation of Joints

Case 1 (Without shot blasting)





(a) Distribution of maximum principal stress (b) Vector of maximum principal stress

Deformation rate X2 Load:1.94kN

(c) Deformation of Joints

Case 2 (With shot blasting)

Fig. 5.14 Analysis results of spot welds with and without shot blasting.

5.4　結言

引張強さが 980 MPa 級の高張力鋼板を用い，ショットブラスト処理によるスポット溶接継手の疲労特性の向上を実証するとともに，残留応力，変形の観点から疲労特性の改善メカニズムを考察した結果を以下に示す．

1) スポット溶接後のショットブラスト処理によりスポット溶接継手の疲労限が約 2 倍に向上した．
2) ショットブラストされた鋼板外面側には高い圧縮残留応力が付与されたが，疲労き裂の発生起点である重ね面側の残留応力はほとんど変化しなかった．
3) 鋼板外面へのショットブラストにより，ショットブラストされていない鋼板重ね面のナゲット周囲にあるコロナボンド部のノッチ先端からの疲労き裂の発生と，外面への進展の両方が遅延することがわかった
4) 疲労き裂の発生と，外面への進展の遅延は圧縮残留応力が付与されていない領域でも認められた．
5) 鋼板外面へのショットブラストにより，重ね面からの疲労き裂の発生および進展が遅延する原因は，ショットブラストにより鋼板外面に圧縮残留応力が付与されることで，疲労試験時に重ね面のシートセパレーション先端の開口が抑制され，ナゲット周囲のコロナボンド部のノッチ先端近傍での最大主応力が低下したためであると考えられる．

第 5 章の参考文献

1) R Mohan Iyengar, M. Amaya, J. Bonnen, K. Citrin, H. T. Kang, S. Laxman, A. Khosrovaneh, N. Schillaci, and H. S. Shih: Fatigue of Spot Fatigue of Spot-Welded Sheet Steel Joints, Great Design in Steel 2008.
2) Eisuke Nakayama, Okamura Kazuo, Mitsuo Miyahara, Michitaka Yoshida, Kiyoyuki Fukui, Hiroki Fujimoto: Prediction of Strength of Spot-Welded Joints by Measurements of Local Mechanical Properties, SAE Technical Paper 2003-01-2830（2003）.
3) 小野守章，長江守康，樺澤真事，田中甚吉：引張せん断疲労強度に及ぼす諸因子の影響スポット溶接継手の疲労強度(第 1 報)，鉄と鋼 70.5, S585, 1984-03-05 (1984).
4) Japanese Society of Steel Construction：Fatigue design recommendations for steel structures（Revised in 2012），p27-29.
5) A. Ohta, O. Watanabe, K. Matsuoka, C. Shiga, S. Nishijima, Y. Maeda, N. Suzuki, T. Kubo: Fatigue strength improvement by using newly developed low transformation temperature welding material, Weld. World, 43 (1999), p38–42.
6) Takeshi Mori, Hiroshi Shimanuki, Mutsuto Tanaka: Effect Of Uit On Fatigue Strength Of Web-

Gusset Welded Joints Considering Service Condition Of Steel Structures, Welding in the World, September 2012, Volume 56, Issue 9, p141-149.

7) 篠崎正利, 加藤俊之, 入江敏夫, 高橋功:高張力鋼板における点溶接継手疲労強度の改善, 鐵と鋼 日本鐵鋼協會々誌, 68.9(1982), p1444-1451.

8) 青山咸恒, 藤本正男:スポット溶接継手の曲げ疲労強度と冷間加工によるその改善, 材料 20.217 (1971), p1094-1100.

9) 富士本博紀, 泰山正則, 上田秀樹, 上路林太郎, 藤井英俊:ホットスタンプ処理されたスポット溶接継手の静的強度特性. 溶接学会論文集, 33.2 (2015), p144-152.

第 6 章　自動車用鋼板の接着継手の静的強度と疲労強度に関する検討

6.1　緒言

近年，自動車車体への構造用接着剤の適用が検討されている．構造用接着剤を用いると連続的な継手構造が得られるため，点状の継手構造である抵抗スポット溶接よりも車体の剛性や NVH（Noise， Vibration， Harshness）特性を向上できるという利点がある．また，応力の分散効果に優れるため，継手の疲労強度を向上させる効果があることが報告されている [1)]．構造用接着剤はスポット溶接と併用されることが多く，欧州では車体への適用が進んでいる．近年，耐衝撃型の構造用接着剤が開発されたこともあり[1)2)]，車体への構造用接着剤の適用は拡大し，最新の欧州車では接合長さが数十 m に達しているものがある [3)]．

他方，日本国内ではかしめ継手との組み合わせにより，従来から接着剤が用いられているドア，フード，ラッゲージなどのヘミング構造部を除くと車体への構造用接着剤の適用事例は少なく，一部の自動車でピラーの結合部，ホイールハウス，ロアーバックなどに適用されているに留まる [4)5)]．今後，国内でも車体剛性，NVH 関連部位から構造用接着剤の適用が進むと考えられるが，これらの部位では，走行時に繰り返しの荷重を受けるため，接着継手の静的強度だけでなく，疲労強度に関する知見が必要となる．

近年，自動車の軽量化と衝突安全性の両立のため，車体への高張力鋼板の適用が進んでいるが，高張力鋼板の接着継手の強度に関する報告 [6)7)]は少なく，これらの鋼板の接着強度特性に関する知見が求められている．また，国内では表面処理鋼板として合金化溶融亜鉛めっき鋼板（GA めっき鋼板）を使用している．GA めっき鋼板は塗装後耐食性に優れ，スポット溶接性も良好であるが，欧州で多く用いられている溶融亜鉛めっき鋼板（GI めっき鋼板）に比べると，めっきの密着性が低い傾向があるため接着継手の引張せん断試験でめっき層が鋼板から剥離することがあると報告されている [2)6)8)9)]．また，GA めっき鋼板の接着継手の疲労特性については過去に一部報告例 [10)]があるが，最近の耐衝撃型の構造用接着剤での報告は認められない．このため今後，国内の自動車車体に構造用接着剤の適用を拡大するためには，高張力鋼板や GA めっき鋼板の接着継手について静的強度特性だけでなく疲労強度特性についても明確化する必要がある．

本章では，欧州で適用が拡大している耐衝撃型の構造用接着剤を用いて，引張せん断型の試験片にて接着継手の静的強度と疲労強度に及ぼす鋼板の機械的特性の影響，GA めっき有無の影響，接着剤の種類の影響について検討した結果を報告する．

6.2　実験方法

本検討に用いた鋼板の機械的特性を Table 6.1 に示す．引張強さが 270 MPa 級～980 MPa 級の冷間圧延された非めっき鋼板（マーク:CR）と GA めっき鋼板（マーク:GA）であり，板厚は 0.7 mm

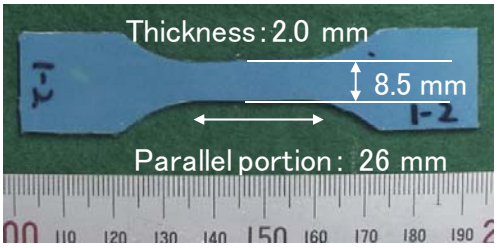
Table 6.1 Mechanical properties of the steel sheets.

Coating	Grade	Thickness (t)	Yeild strength (δY)	Tensile strength	δY×t×w
		mm	MPa	MPa	N
Uncoated (CR)	270	0.7	154	300	2695
	270	0.8	220	348	4400
	270	1.6	210	334	8400
	440	1.2	320	461	9600
	440	1.6	302	469	12080
	590	1.6	371	620	14840
	590	1.6	431	618	17240
	980	1.4	654	1017	22890
GA	270	0.7	156	288	2730
	270	0.8	239	365	4780
	270	1.6	218	348	8720
	440	1.2	310	460	9300
	440	1.6	326	451	13040
	440	1.8	327	456	14715
	590	1.6	361	635	14440
	590	1.6	422	630	16880
	980	1.4	628	1011	21980

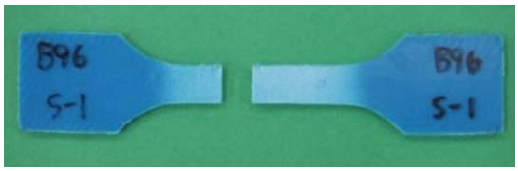
から 1.8 mm である．ここで δY×t×w は鋼板の降伏強度 δY と板厚 t と試験片幅 w (本実験では 25 mm)の積であり，接着試験に用いた鋼板の降伏荷重を示している．

接着剤はエポキシ系の一液熱硬化型の耐衝撃型接着剤である接着剤 A と接着剤 B を用いた．接着剤 A は従来から用いられている GI めっき鋼板などを対象とした構造用接着剤であり，接着剤 B は GA めっき鋼板向けの構造用接着剤である．これら接着剤自身を硬化させて，機械的特性を調査した結果を Fig. 6.1 に示す．接着剤 A は接着剤 B よりも最大荷重が高く破断伸びも大きい．次に，接着継手の試験片形状を Fig. 6.2 に示す．試験片形状は JIS K 6850 に準拠し，静的試験と疲労試験とも同一形状とした．試験片の作製では鋼板をシャー切断し端面のバリを除去した後，エタノールで接着面を脱脂した．接着継手試験片の作製では，直径 0.2 mm のガラスビーズを少量混ぜた接着剤を試験片に塗布し，試験片を塗布面で重ね合わせてクランプすることで接着層の厚みを 0.2 mm に揃えた．接着剤を硬化させるため，試験片をクランプした状態で 170 ℃に加熱した炉に 20 分間保持した．試験片の接着面積を揃えるため，重ね面からはみ出た接着剤は，炉から取り出した直後に除去した．また，チャック部の当て板の厚みは試験片の鋼板と同厚とした．接着継手試験片は1日以上室温においてから，静的強度，疲労強度を評価した．静的強度は室温にてチャック間距離 112.5 mm，引張速度 10 mm/min の条件で評価し，各試験片の最大荷重の n3 での平均値で引張せん断強さを求めた．また，GA めっき鋼板の場合，12.5 mm×25 mm の接着面において GA めっき層が鋼板から剥離した面積を調査し，めっきの剥離率（%）を n3 の平均値で求めた．

また，接着継手との比較のため，一部の鋼板については接着継手試験片と同じ 25 mm 幅の短冊状に切断し，チャック間距離 112.5 mm で引張試験を行なった．次に，疲労強度はチャック間距離 112.5 mm，荷重比 R=0.1 の条件のもと，荷重制御で Fig. 6.3 に示す正弦波の荷重を付与し評価した．各荷重範囲にて，接着継手が破断するまでの繰り返し数で引張せん断疲れ強さを評価した．



Adhesive tension test specimen



After tension test

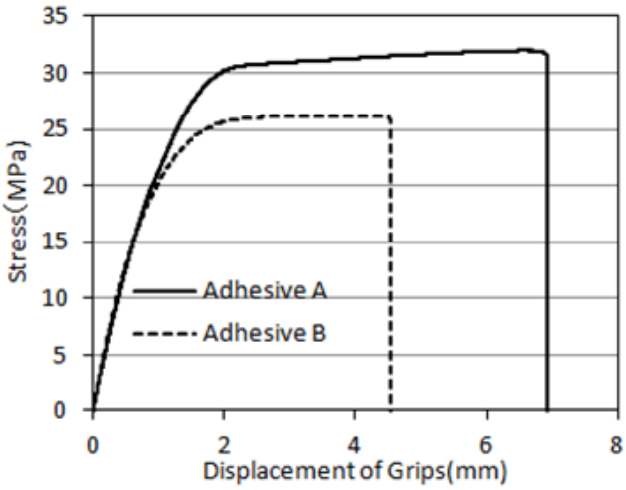


Fig. 6.1 Stress-displacement curves of the cured adhesive.

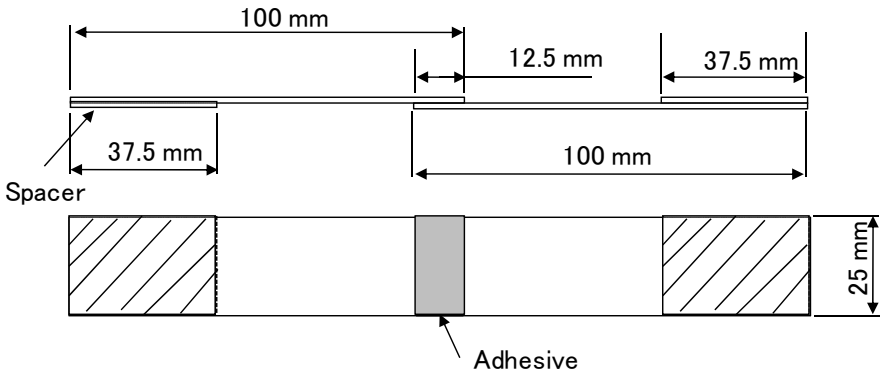


Fig. 6.2 Tensile shear joint of the adhesive.

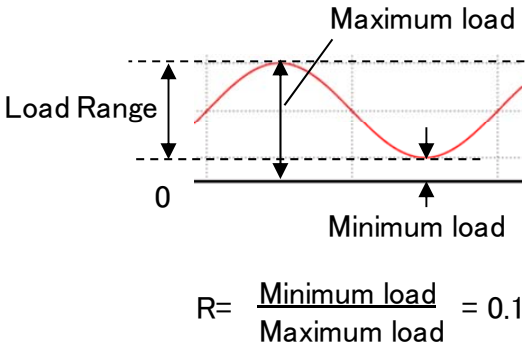


Fig. 6.3 Load of the fatigue tests.

接着継手の強度特性に及ぼす影響因子を検討するため，有限要素法解析(以下，FEM 解析)を実施した．接着部の破断基準は，Fig. 6.1 に示した硬化後の接着剤自身の引張試験を模擬した FEM 解析により導出した．FEM 解析には汎用 FEM 解析コード Abaqus ver.6.12 を用いた．解析メッシュは長手，板幅及び板厚の各軸方向対称形でモデル化をして，低減積分 6 面体要素で分割した．材料特性値は Table 6.2 に示す値を用いた．負荷条件として試験片端部に強制変位を設定し引張試験を再現した．接着剤自身の引張試験での最大荷重発生時の変位を破断変位とし，FEM 解析のチャック間変位が破断変位に到達した時の最大相当塑性ひずみを破断限界ひずみとした．Fig. 6.4 に硬化後の接着剤自身の引張試験片の解析モデルと接着剤 A での相当塑性ひずみ分布の例を示す．破断限界ひずみは接着剤 A では 0.44 であった．また，接着剤 B では 0.15 であった．次に，接着継手の FEM 解析を行った．Fig. 6.5 に解析モデルを示す．解析モデルは板幅方向 1/2 対称形でモデル化をし，接着層の厚みを 0.2 mm とした．また，何れの接着剤においても GA めっき層及び界面は考慮せず，鋼板と接着層は完全拘束とした．接着部には Table 6.2 に示した材料特性値と上記の破断限界ひずみを設定した．鋼板はヤング率 205.9 GPa，ポアソン比 0.3 とし，それぞれの鋼板の荷重—変位曲線を設定した．継手の引張試験に伴い相当塑性ひずみが破断限界ひずみに到達すると接着部の要素を削除した．なお，いずれの継手においても板幅方向

外側の重ね面端部が破断起点となった.

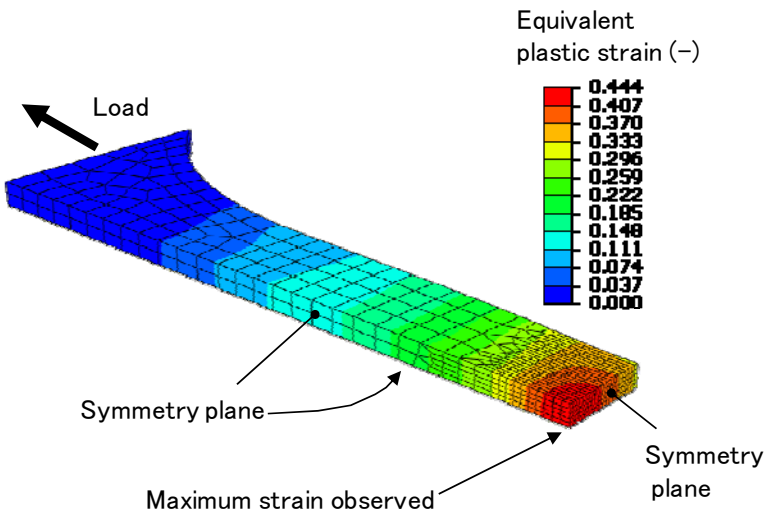


Fig. 6.4 FEA model of the cured adhesive tension test specimen and distribution of equivalent plastic strain.

Table 6.2 Mechanical properties of the adhesive for FEA.

Mechanical property	Adhesive A	Adhesive B
Young's modulus[Mpa]	1600	1600
Poisson ratio	0.46	0.43
Stress−displacement relationship	Fig.1 (Solid line)	Fig.1 (Dash line)

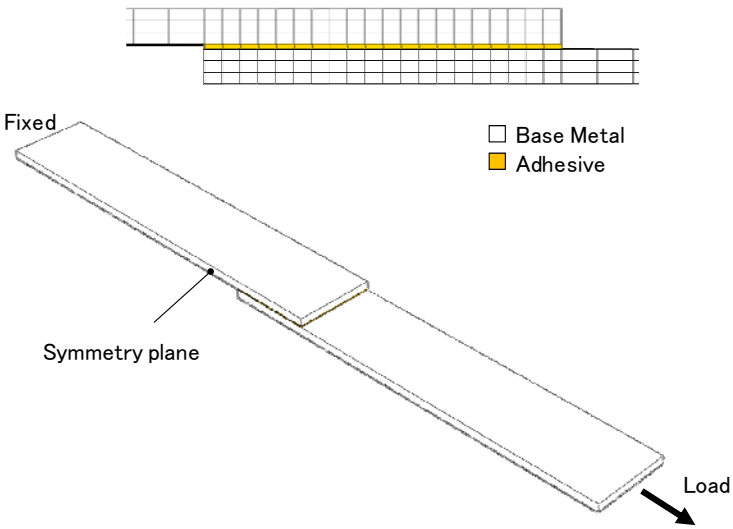


Fig. 6.5 FEA model of the tensile shear joint of adhesive.

6.3　実験結果及び考察

6.3.1　接着継手の静的強度

6.3.1.1　接着継手の静的強度に及ぼす鋼板の降伏強度と板厚の影響

接着剤 A と非めっき鋼板を用いて，鋼板の機械的特性，板厚と接着継手の引張せん断強さとの関係について検討した結果を Fig. 6.6 に示す．グラフの横軸は前述の δY×t×w であり，鋼板の降伏荷重である．接着継手の引張せん断強さは，鋼板の降伏荷重と引張せん断強さが同じ値となる図中の破線を境界に 2 つの領域に分かれ，異なる挙動を示した．すなわち，破線より左側の鋼板の降伏荷重が小さい領域では，鋼板の降伏荷重の増加にともない引張せん断強さの上昇が認められたが，破線より右側の鋼板の降伏荷重が大きい領域では，鋼板の降伏荷重によらず概ね一定となった．

Fig. 6.7 に接着継手と鋼板の荷重—変位曲線を示す．接着継手の引張せん断強さは鋼板の機械的特性と関係があり，接着部で破断するまでは接着継手の荷重—変位曲線と鋼板の荷重—変位曲線は一致している．つまり，接着継手の引張せん断強さは鋼板の強度特性により上限が支配され，270 MPa 級鋼板（板厚 0.7 mm）の結果に示すように鋼板が塑性変形する場合，変位に対し荷重はほとんど上昇しなくなる．鋼板の降伏強度，板厚の増加にともない，鋼板が塑性変形を開始する荷重が上昇するため，接着継手の引張せん断強さも上昇すると考えられる．さらに降伏強度，板厚が大きくなり所定の値（Fig. 6.6 中の破線）を越えると，Fig. 6.7 の 980 MPa 級鋼板（板厚 1.4 mm）の結果を例に示すように，鋼板の弾性変形内で接着部が破断する．このため δY×t×w が大きい領域では， 引張せん断強さは鋼板の降伏強度，板厚の影響を受けず一定値となったものと考えられる．同様の傾向は GI めっき鋼板の事例 [10]でも報告されていることから，めっきの有無によらないものと思われる．

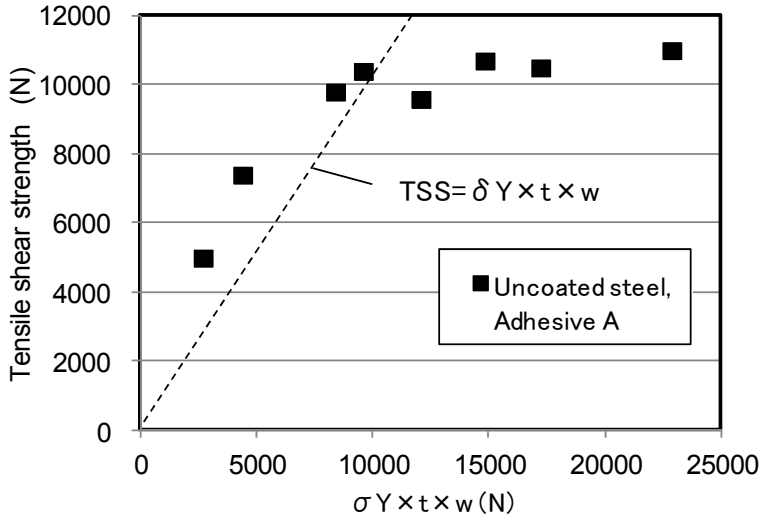


Fig. 6.6 Relationship between the static tensile shear strength of adhesive joint and the base metal properties.

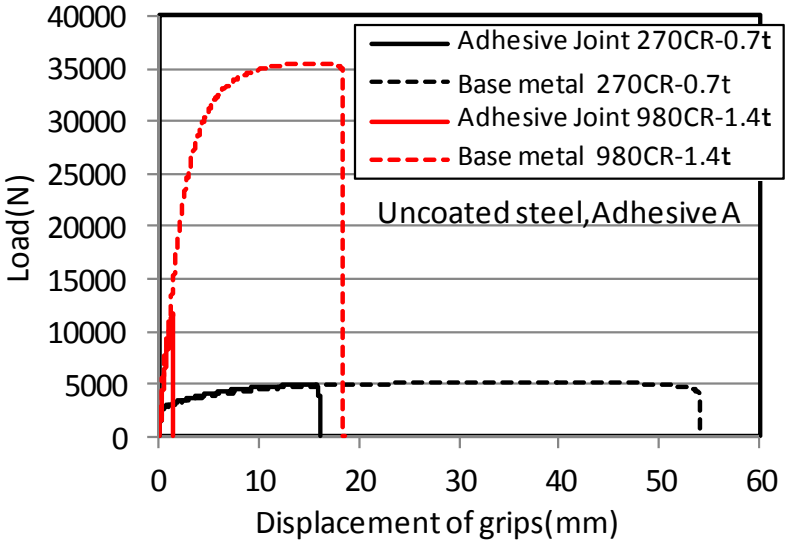


Fig. 6.7 Comparison of load-displacement curves of the adhesive joints and that of the base metal.

6.3.1.2　接着継手の静的強度の FEM 解析

鋼板の機械的特性が接着継手強度に及ぼす影響を詳細に検討するため，FEM 解析で各種継手の引張せん断強さを計算し，実験値と比較した結果を Fig. 6.8(a)に示す．FEM 解析で計算した引張せん断強さは，何れの鋼板においても実験結果と良好に対応した．また，Fig. 6.8(b)に接着継手の荷重-変位曲線を示す．実験値と計算値の最大荷重はよく一致しているが，破断変位に若干の差が認められ，440 MPa 級鋼板（板厚 1.2 mm），980 MPa 級鋼板（板厚 1.4 mm）では実験値の方が計算値より破断変位が若干大きくなった．これは実験ではクロスヘッドの距離の変化で変位を測定しているため，変位の実験値には引張試験中の試験片へのチャック部の噛み込みによる変位とクロスヘッドの遊びによる変位を含むことで，変位に対する荷重の立ち上がりが緩やかとなり，破断変位が計算値より若干大きくなったと考えられる．また，270 MPa 級鋼板（板厚 0.7 mm），270 MPa 級鋼板（板厚 0.8 mm）では実験値の方が計算値より破断変位が小さかった．これは FEM での破断クライテリアは接着剤での凝集破壊を想定しているが，Fig. 6.15 で後述するように実験では 270 MPa 級鋼板など変形が大きい非めっき鋼板では接着剤は接着剤と鋼板の界面で破断したため，破断変位が計算よりも若干小さくなったと推察される．以上より，本解析で設定した破断クライテリアを接着継手の解析に用いると，破断変位については若干の差が認められるものの，最大荷重（引張せん断強さ）については良好に予測することができたため，接着継手の影響因子の検討に本解析を用いることは可能であると思われる．

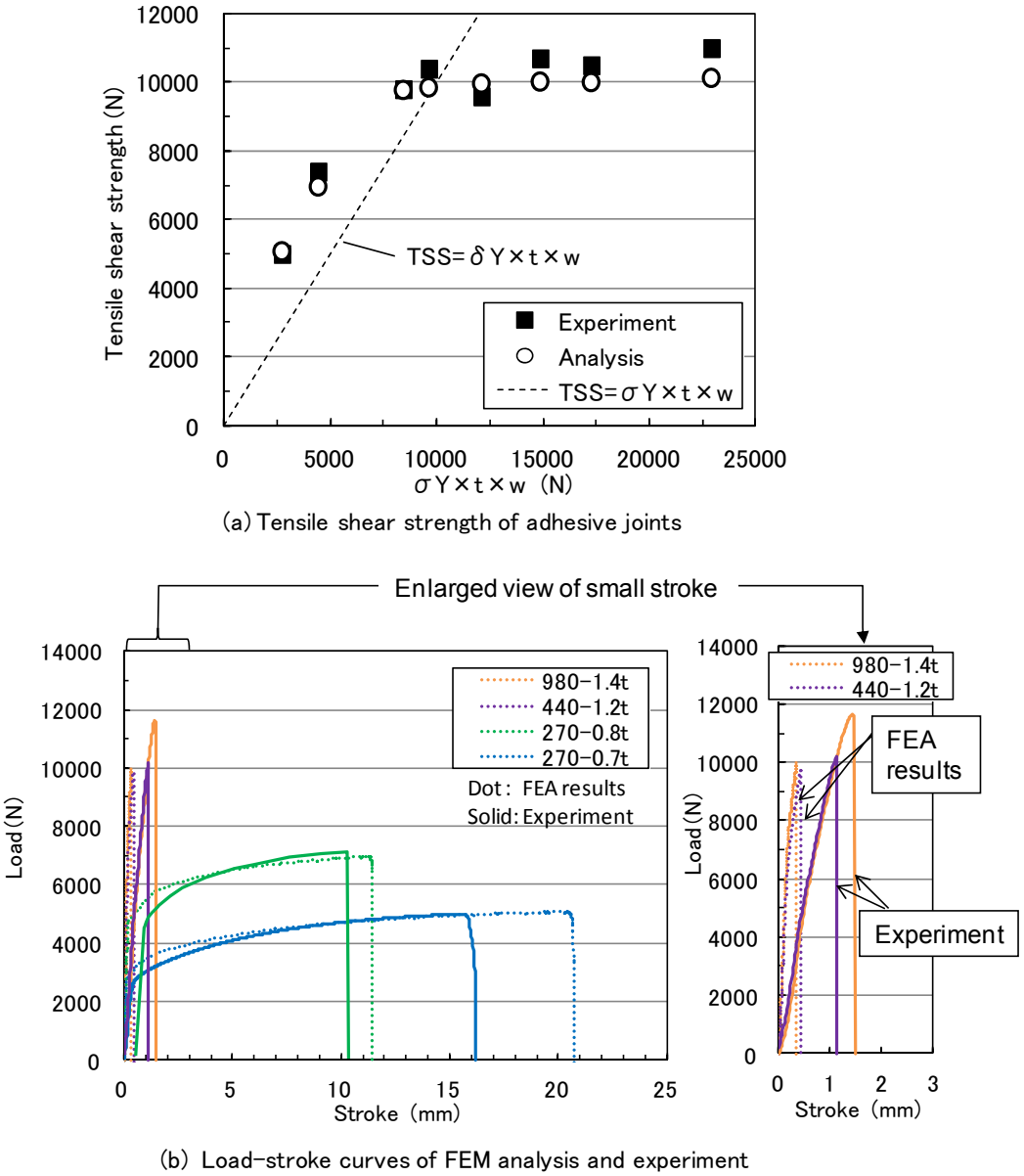


Fig. 6.8 Comparison of FEM analysis and experiment.

Fig. 6.9 に FEM 解析で接着部が破断した直後の変形状態と鋼板の相当塑性ひずみ分布の比較を示す．270 MPa 級鋼板（板厚 0.7 mm）及び 270 MPa 級鋼板（板厚 0.8 mm）では鋼板が大きく塑性変形し接着部が回転することで，剥離方向の負荷も付与された状態で破断することを示している．鋼板のひずみは 270 MPa 級鋼板（板厚 0.7 mm）より 270 MPa 級鋼板（板厚 0.8 mm）の方が小さかった．440 MPa 級鋼板（板厚 1.2 mm）は鋼板の塑性変形が小さく，980 MPa 級鋼板（板厚 1.4 mm）ではほぼ純せん断の状態で塑性変形せずに破断した．このように，鋼板の機械的特性の違いにより接着継手の変形状態とひずみ分布は大きく変化することを解析結果は示している．

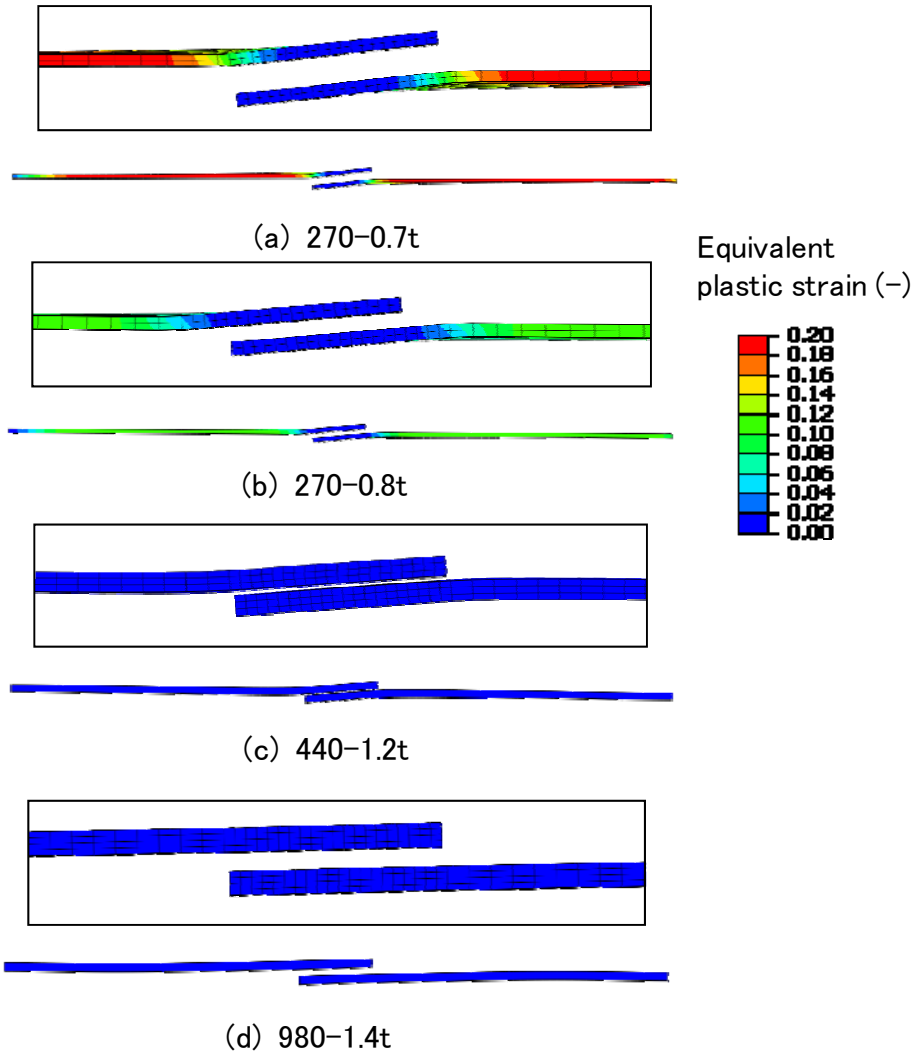


Fig. 6.9 Deformation and distribution of the equivalent plastic strain in adhesive joints.

6.3.1.3　接着継手の静的強度に及ぼす GA めっきと接着剤の種類の影響

Fig. 6.10 に GA めっき鋼板各種の接着継手の引張せん断強さを示す．比較のため Fig. 6.6 に示した非めっき鋼板の結果も記載している．接着剤 A で接着された GA めっき鋼板の引張せん断強さは，非めっき鋼板の場合よりもわずかに低い傾向があるものの，その差は小さかった．他方，GA めっき鋼板に接着剤 B を用いた場合，接着継手の引張せん断強さは，鋼板の降伏荷重が小さい領域では接着剤 A と差が小さいものの，降伏荷重が大きい領域では低下することがわかった．Fig. 6.11 に非めっき鋼板と GA めっき鋼板の接着継手の荷重—変位曲線を示す．鋼板の引張強さが同等の場合，GA めっきの有無や接着剤の種類によらず荷重—変位曲線はほぼ同じ曲線上に重なった．変形が大きい 270 MPa 級鋼板（板厚 0.7 mm）では破断変位に違いは認められ，非めっき鋼

板に接着剤 A を用いたもの，GA めっき鋼板に接着剤 A を用いたもの，GA めっき鋼板に接着剤 B を用いたものの順に破断変位は小さくなった．また，980 MPa 級鋼板（板厚 1.4 mm）でも，荷重—変位曲線はほぼ同じ曲線上に重なったが，接着剤 B を用いた場合，破断変位はわずかに低下した．

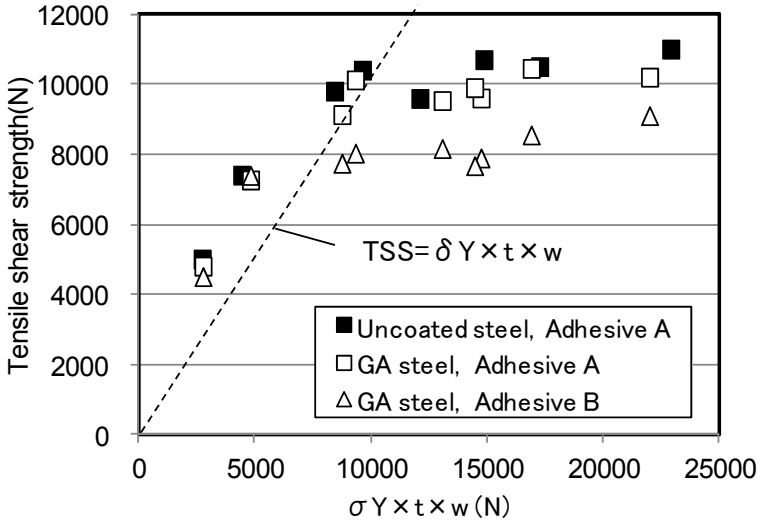


Fig. 6.10 Relationship between the static tensile shear strength of adhesive joint and the base metal properties with different surface and adhesive.

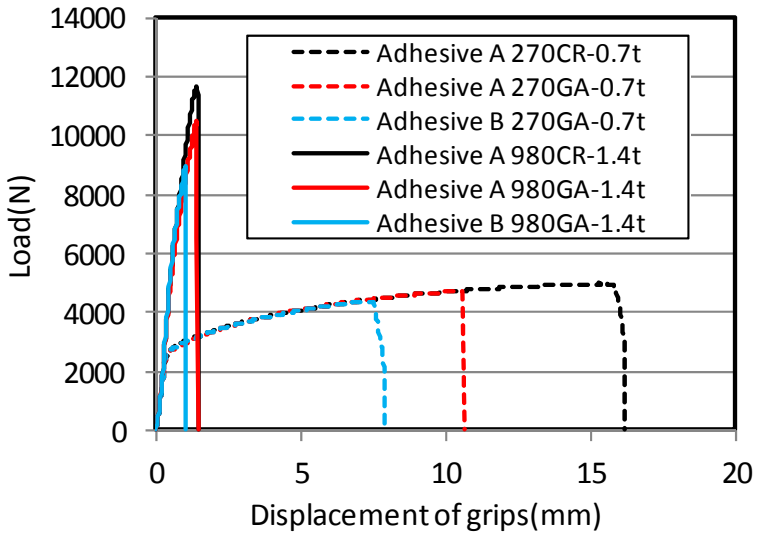


Fig. 6.11 Comparison of load-displacement curves of the uncoated and the GA steel sheet joints.

鋼板の降伏荷重が小さい領域では接着剤 A と接着剤 B の接着継手の引張せん断強さの差が小さく，鋼板の降伏荷重が大きい領域では差が大きい要因は，接着継手の FEM 解析から次のように考えられる．Fig. 6.12 に FEM 解析で計算した引張せん断試験での荷重と，最終破壊部位における接着剤の相当塑性ひずみとの関係を示す．降伏荷重が小さい 270 MPa 級鋼板（板厚 0.7 mm）及び 270 MPa 級鋼板（板厚 0.8 mm）では引張せん断試験の荷重が増加し，所定の値を越えると接着剤の相当塑性ひずみが急激に増加する．このため接着剤 A，B の破断限界ひずみの差が引張せん断試験の荷重（引張せん断強さ）に与える影響は小さい．他方，鋼板の降伏荷重が大きい 440 MPa 級鋼板（板厚 1.2 mm）及び 980 MPa 級鋼板（板厚 1.4 mm）では引張せん断試験の荷重に対する接着剤の相当塑性ひずみの立ち上がりはやや緩やかである．このため引張せん断試験の荷重（引張せん断強さ）に及ぼす接着剤 A，B の破断限界ひずみの差の影響は大きくなる．なお，GA めっき鋼板では，GA めっき層の剥離の影響も考慮する必要はあると思われるが，Fig. 6.10 に示したように，接着剤 A の場合，非めっき鋼板とめっき剥離が多い GA めっき鋼板の継手強度の差は小さいこと，後述するように接着剤 A よりも GA めっきの剥離が少ないにもかかわらず接着剤 B の方が継手強度が低いことより，上記要因が降伏荷重による継手強度差の主要因と考えて問題ないと思われる．

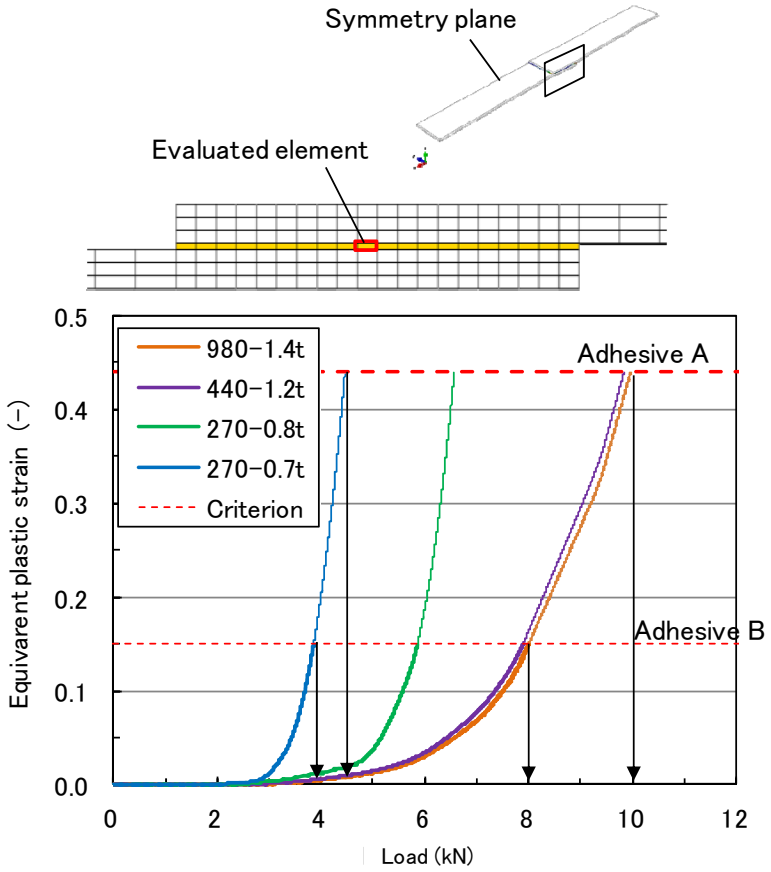


Fig. 6.12 Relationship between the equivalent plastic strain of adhesive and the load of joints.

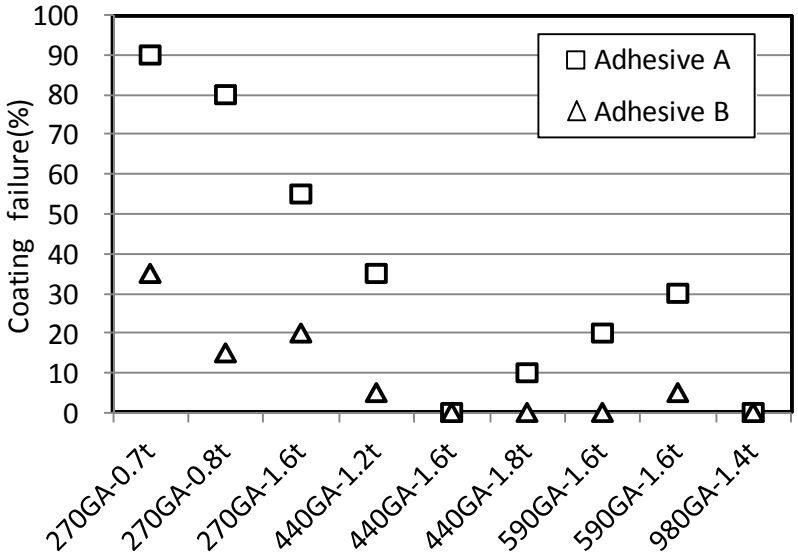


Fig. 6.13 Coating failure of the GA by the static tensile tests of joints with adhesive A and B.

Fig. 6.13 に引張せん断試験での GA めっき層の剥離率を示す．接着剤 A を用いた場合， 270 MPa 級の鋼板で剥離率が高かったが，高張力鋼板では剥離率が低い傾向が認められた．これは，各鋼板で GA めっきと鋼板素地の密着性に差があることが影響していることも考えられるが，引張試験での鋼板の変形状態の違いに起因し，鋼板の素地から GA めっき層が剥がれにくくなることが大きく影響しているものと推察される．すなわち，Fig. 6.9 に例を示したように，270 MPa 級鋼板では重ね面の回転により GA めっき層には剥離方向の負荷がかかるが，440 MPa 級鋼板（板厚 1.2 mm）及び 980 MPa 級鋼板（板厚 1.4 mm）は鋼板の塑性変形が殆どなく，特に 980 MPa 級鋼板（板厚 1.4 mm）は純せん断に近い負荷モードとなる．高張力鋼板では GA めっきが剥がれにくくなる要因の1つとして，接着部の剥離方向の負荷が減少することが影響しているものと推察される．

また，接着剤の種類による GA めっき層の剥離率への影響は大きく，接着剤 A よりも接着剤 B のほうが，剥離率が低かった．接着剤 B を用いた場合，270 MPa 級鋼板では幾らかのめっき層の剥離は認められたものの，440 MPa 級以上の鋼板では剥離率は極めて低く，接着剤での凝集破壊が主体となった．接着剤 B を用いると，降伏荷重が高い高張力鋼板では引張せん断強さは低下するものの，GA めっき層の剥離は大幅に抑制できることがわかった．

GA めっき鋼板のめっき層の剥離を抑制するためには，ヤング率の低い接着剤が有効であると報告[6)8)]されている．しかしながら，Fig. 6.1 に示したように，ヤング率に対応する小変形領域での傾きはほぼ同じであることより，GA めっき向けの接着剤 B でめっき層の剥離率が低い要因は，接着剤のヤング率が低いことによるものではないと思われる．本試験で用いた接着剤は Fig. 6.12 に示したように，接着剤が塑性変形してから破断することが FEM 解析から示唆されている．接着剤 B でめ

っき層の剥離率が低い要因は，接着剤自身の破断限界ひずみが小さいため，GA めっきが鋼板から剥がれる前に接着剤内で破断しやすいためであると考えられる．接着継手の引張せん断強さと GA めっきの剥離にはトレードオフの関係があり，GA めっき層の剥離を抑制したい場合，引張試験において鋼板が塑性変形しないケースでは継手強度が若干低下するものの，接着剤の破断限界ひずみを下げることが有効であると考えられる．

6.3.2　接着継手の疲労強度

6.3.2.1　接着継手の疲労強度に及ぼす鋼板の機械的特性の影響

接着継手の引張せん断疲れ強さは，前述の静的引張せん断試験で鋼板が塑性変形するケースと塑性変形しないケースの 2 つで評価した．静的試験で鋼板が塑性変形するケースとして，270 MPa 級鋼板（板厚 0.7 mm）を用いた．また，静的試験で鋼板が塑性変形しないケースとして，980 MPa 級鋼板（板厚 1.4 mm）を用いた．鋼板は非めっき鋼板と GA めっき鋼板を用い，非めっき鋼板は接着剤 A で評価し，GA めっき鋼板は接着剤 A と接着剤 B で評価した．

Fig. 6.14 に引張せん断疲れ強さの試験結果を示す．非めっき鋼板同士で比較した場合，980 MPa 級鋼板の接着継手の疲労強度は 270 MPa 級鋼板の接着継手よりも 2 割程度高めであったが，Fig. 6.7 に示す静的試験での約 2 倍の継手強度差に比べると，鋼板の機械的特性の影響は小さかった．また，GA めっき鋼板同士で比較した場合も同様の傾向を示した．

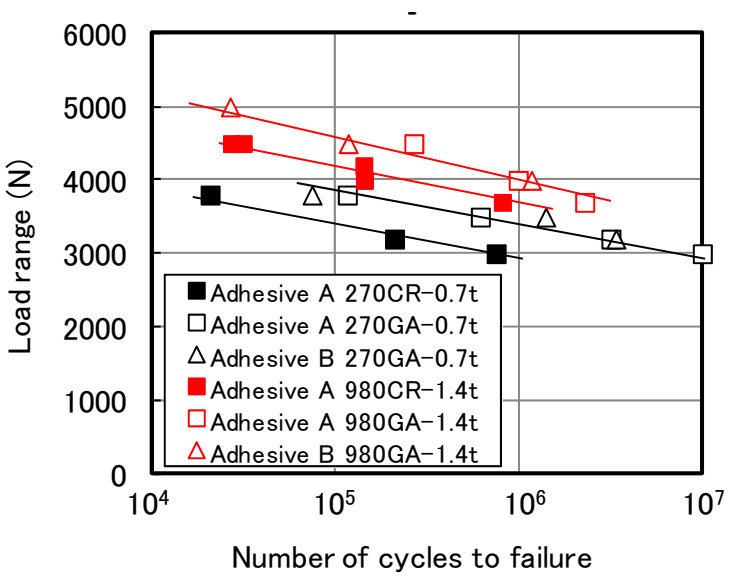


Fig. 6.14 Tensile shear fatigue strength of adhesive joints.

6.3.2.2　接着継手の疲労強度に及ぼす GA めっきと接着剤の種類の影響

Fig. 6.14 より 270 MPa 級の非めっき鋼板と GA めっき鋼板の接着継手の疲労強度を比較した結果，非めっき鋼板よりも GA めっき鋼板の方が，疲労強度が若干高い傾向が認められた．これは静的試験とは逆の傾向である．GA めっき鋼板の方が接着継手の疲労強度が高い現象は，980 MPa 級鋼板での評価でも認められているため，鋼板の機械的特性に関わらず，GA めっき層の存在が疲労強度の向上に寄与していると考えられる．

Fig. 6.15 に試験後の 270 MPa 級非めっき鋼板と GA めっき鋼板のそれぞれの接着継手試験片の外観を示す．非めっき鋼板の場合，静的試験と同様に疲労試験では鋼板と接着剤の界面付近での破壊が認められたが，GA めっき鋼板の場合，疲労試験では接着剤での凝集破壊とめっき層の剥離が認められた．後述するように，疲労試験でのめっき層の剥離は試験での最終破断時に発生したと推察されるため，めっき層が剥離した部分は疲労特性とは関係がなく，凝集破壊の部分が疲労特性に影響していると考えられる．他方，非めっき鋼板では鋼板と接着剤の界面付近での破壊が認められたことから，GA めっき鋼板の方が非めっき鋼板より接着継手の疲労強度が高い要因として，疲労試験の負荷モードにおいて，接着剤と GA めっき間の密着性が，接着剤と鋼板素地間との密着性より高く，疲労き裂が鋼板界面を進展する速度が低下していると思われる．GA めっきは表面に微細な凹凸があるため[11)]，アンカー効果により接着剤とめっき界面の密着性が高いと推察される．次に，Fig. 6.16 に試験後の 980 MPa 級非めっき鋼板と GA めっき鋼板のそれぞれの接着継手試験片の外観を示す．非めっき鋼板の場合，静的試験では接着剤内での凝集破壊が認められたが，疲労試験では 270 MPa 級鋼板のケースと同様に鋼板と接着剤の界面での破壊が認められた．他方，GA めっき鋼板では静的試験，疲労試験ともめっき層の剥離は認められず，ほぼ全面が凝集破壊であった．このことは，接着剤と GA めっき層の密着性が接着剤と鋼板素地との密着性より高いことを示唆していると考えられる．よって，980 MPa 級鋼板の疲労試験結果からも，GA めっき鋼板の方が非めっき鋼板より接着継手の疲労強度が高い要因として，接着剤と GA めっき層の密着性が接着剤と鋼板素地との密着性より高いことが影響していると思われる．

次に，接着剤の種類が疲労特性に及ぼす影響を検討した．静的試験では接着剤 A よりも接着剤 B の方が接着継手の引張せん断強さが低かったが，Fig. 6.14 に示すように，疲労試験では接着剤 A，B とも同程度の疲労強度を示したことより，静的強度が低い接着剤の疲労強度は必ずしも低いわけではないことがわかった．また，疲労試験での GA めっき層の剥離は Fig. 6.15 に一例を示すように，接着剤 A よりも接着剤 B の方が少なく，これは静的試験と同じ傾向を示した．

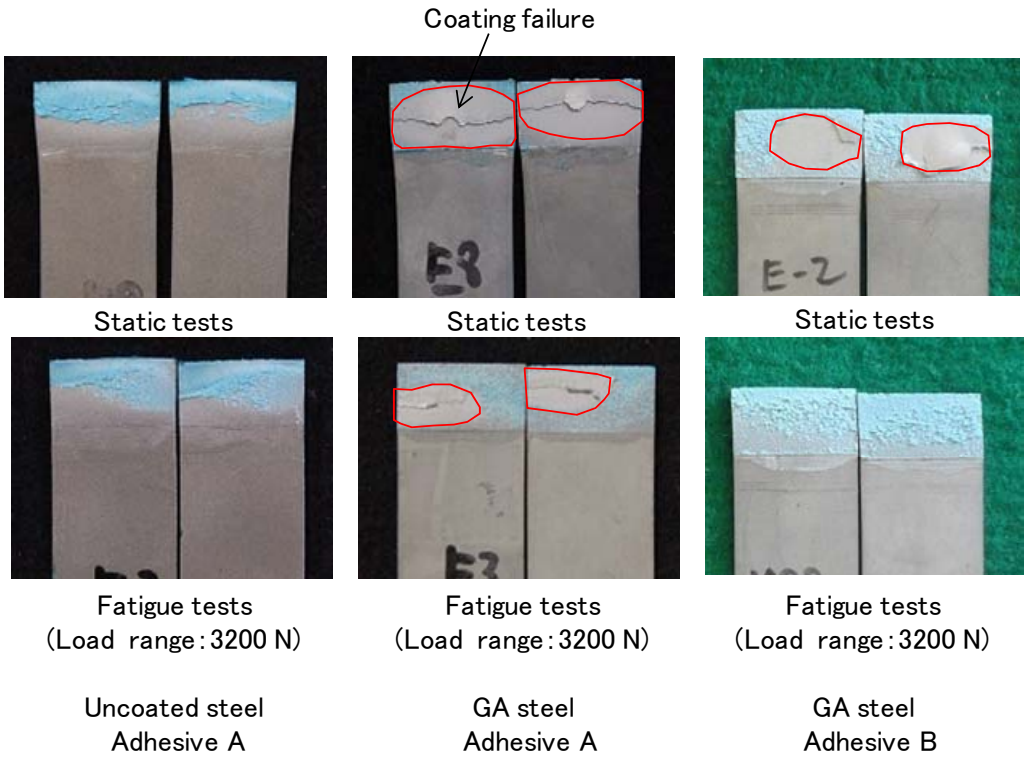


Fig. 6.15 Appearance of the static and fatigue tested specimen with adhesive A and B (270 MPa-0.7t steel sheets).

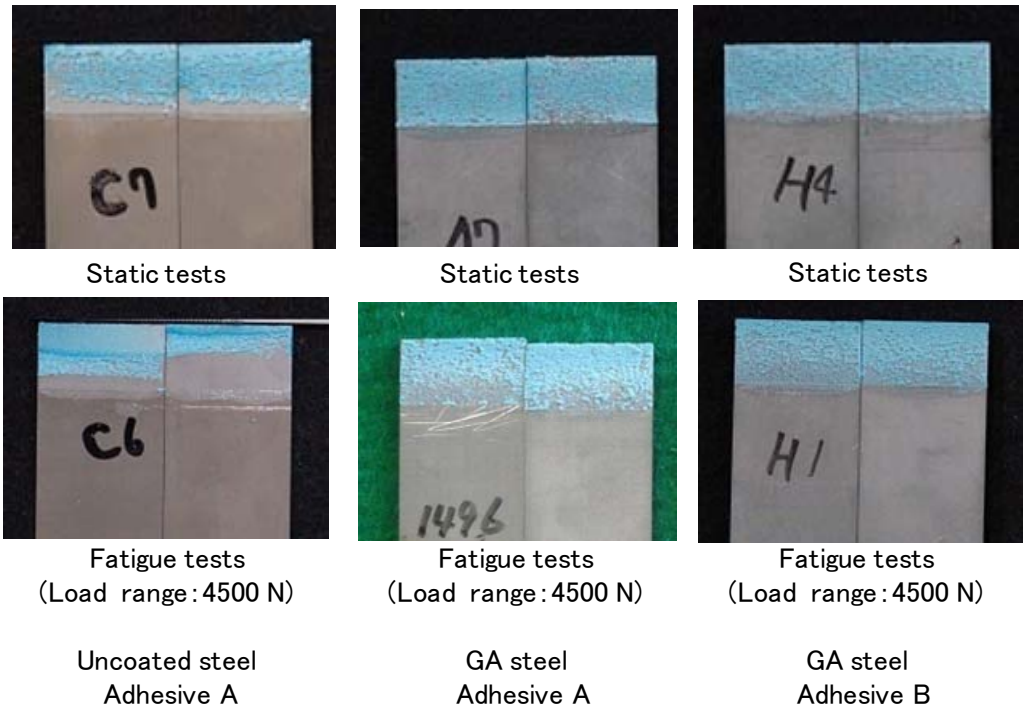


Fig. 6.16 Appearance of the static and fatigue tested specimen with adhesive A and B (980 MPa-1.4t steel sheets).

6.3.3　接着継手の試験結果に及ぼす評価方法の影響

6.3.3.1　静的試験と疲労試験での GA めっき層の剥離状態の比較

Fig. 6.15 に示したように 270 MPa 級の GA めっき鋼板の継手では静的試験よりも疲労試験の方が GA めっき層の剥離が少ない傾向が認められたため，その原因について検討した．Fig. 6.17 は疲労試験を途中で止め，接着継手の疲労き裂の進展位置を調査した結果である．拡大写真より疲労き裂は接着剤中を進展しており，き裂進展部では GA めっき層の剥離は認められなかった．他方，Fig. 6.15 に示したように疲労試験後の試験片では GA めっき層が剥離しているため，疲労試験でのめっき層の剥離は，疲労き裂の進展により接着面積が減少し，接着部が疲労試験の荷重の耐えられなくなり，最終破断する時に発生したと推察される．加えて疲労試験は荷重が低いため，鋼板の変形が小さく剥離方向の応力も低いと思われる．これら 2 つの要因で，疲労試験での GA めっき層の剥離率が静的試験より低いと考えられる．

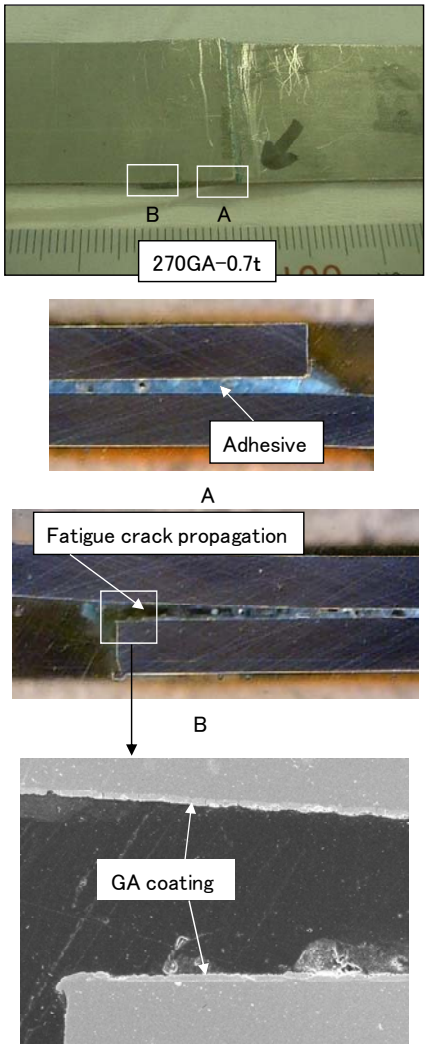


Fig. 6.17 Observation of the GA coating of the 270 MPa-0.7t steel joints (Fatigue test stopped before fracture, Adhesive A).

6.3.3.2　接着継手の静的強度と疲労強度の関係

鋼板の機械的特性と接着継手の引張せん断モードでの静的強度と疲労強度の関係を明確化するため 270 MPa 級鋼板（板厚 0.7 mm）と 980 MPa 級鋼板（板厚 1.4 mm）の静的強度と疲労強度（繰り返し数　1.0×10^6 回における，Fig. 6.3 の荷重波形での最大荷重）をプロットした結果を Fig. 6.18 に示す．270 MPa 級鋼板の接着継手では静的強度に対し高い疲労強度が得られている．他方，980 MPa 級鋼板の接着継手の静的強度は 270 MPa 級鋼板よりも 2 倍以上高いが，疲労強度の上昇は比較的小さいため，静的強度に対する疲労強度の強度比は低下する．この原因については次のように考えられる．静的試験は試験荷重が大きいため，270 MPa 級鋼板の接着継手では鋼板が塑性変形し継手強度の上昇が抑制される．他方，980 MPa 級鋼板では塑性変形しないため，接着剤自身の引張強さまで継手強度が上昇することで，両材料の静的継手強度に 2 倍以上の強度差が生じる．他方，疲労試験は試験荷重が低いため，980 MPa 級鋼板だけでなく 270 MPa 級鋼板でも塑性変形が小さい領域で破断する．このため，継手強度に及ぼす鋼板の機械的特性の影響が小さくなり，接着剤自身の疲労強度特性が支配的となるため，接着継手の疲労強度の材料差が小さくなったと考えられる．

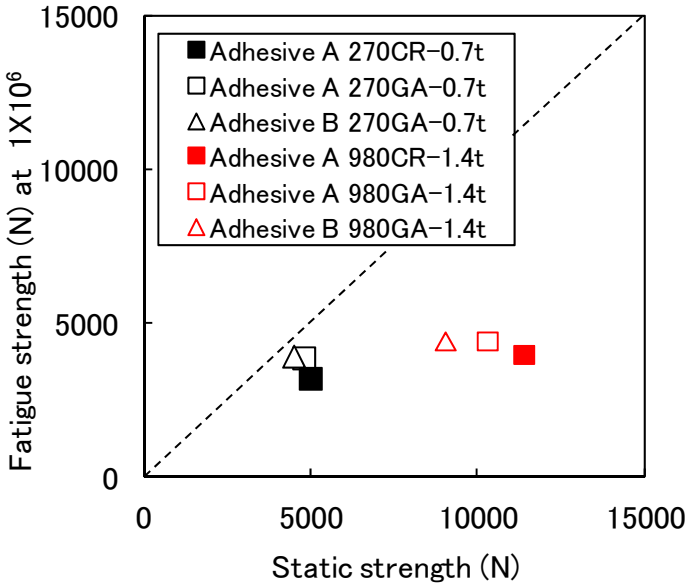


Fig. 6.18 Relationship between static strength and fatigue strength of adhesive joints with different base metal properties.

6.4　結言

近年，車体への適用が拡大しつつある耐衝撃型の構造用接着剤を用いて，鋼板接着継手の静的強度特性と疲労強度特性を引張せん断型の試験片で検討した．供試材として引張強さが 270 MPa 級から 980 MPa 級，板厚が 0.7 mm から 1.8 mm の非めっき鋼板と GA めっき鋼板を用い，接着剤として従来型の接着剤 A と GA めっき向けの接着剤 B の 2 種類を用いた．検討の結果，得られた知見を以下に示す．

1) 非めっき鋼板の接着継手の静的引張せん断強さは，鋼板の板厚と降伏強度の影響を受けた．引張せん断試験で鋼板が塑性変形するケースでは，鋼板の降伏強度，板厚の増加とともに，接着継手の静的引張せん断強さは上昇した．降伏強度の上昇，板厚の増加により，鋼板が塑性変形しないケースでは，静的引張せん断強さは鋼板の降伏強度，板厚によらず，ほぼ一定の値を示した．
2) 非めっき鋼板の接着継手の静的引張せん断強さは，接着剤の破断限界ひずみをクライテリアとすることで精度よく推定できることがわかった．
3) GA めっき鋼板の接着継手の静的引張せん断強さは，非めっき鋼板の継手より若干低い傾向が認められた．他方，引張せん断疲れ強さは，非めっき鋼板の継手よりも若干高い傾向が認められた．
4) GA めっき向け接着剤 B の静的引張せん断強さは，鋼板が塑性変形するケースでは従来型接着剤 A と概ね同程度であるが，鋼板が塑性変形をしないケースでは低い傾向を示した．他方，GA めっき向け接着剤 B と従来型接着剤 A の接着継手の引張せん断疲れ強さは同等であった．
5) GA めっき向け接着剤 B は，従来型接着剤 A より引張せん断試験での GA めっき層の剥離率は小さい傾向が認められた．接着継手の静的引張せん断強さと GA めっきの剥離率にはトレードオフの関係があり，引張試験で鋼板が塑性変形しないケースでは継手強度が低下するものの，接着剤の破断限界ひずみを下げることが GA めっき層の剥離抑制に有効であると考えられた．
6) 鋼板の機械的特性は接着継手の静的引張せん断強さには大きな影響を及ぼしたが，引張せん断疲れ強さに及ぼす影響は比較的小さかった．
7) GA めっきの剥離は静的試験より疲労試験の方が少ない傾向が認められた．これは，疲労試験では，き裂は接着剤内を進展し，接着面積が減少し接着部が最終破断する時に GA めっきの剥離が発生したためと考えられた．

第 6 章の参考文献

1) 川端博, Andreas Lutz:耐衝撃性構造用接着剤の開発 -車両重量軽減と安全性能の両立, 自動車技術会学術講演前刷集, No.134-08, 20085683 (2008).

2) 加藤晴也, 三石浩嗣, 柴田晴司:耐衝撃性構造用接着剤の開発, 自動車技術会学術講演前刷集, No.134-04, 20085737 (2008).

3) Proceedings Euro Car Body-2014.

4) 中村岳司, 森本誠, 田中潤一, 玄道俊行:新型マツダアクセラ 新型アクセラの軽量ボデーシェル開発, マツダ技報, 31(2013), p14-18.

5) 日経オートモーティブテクノロジー, 2013-01, p18-19.

6) Susan Wolf: Adhesive Bonding Performance of GA Coated 590 MPa Tensile Strength Steels, Great Design in STEEL 2011 (http://www.autosteel.org/Resources.aspx).

7) Sullivan Smith, Jurgen Vrenken, Tony van der Veldt: Structural performance of adhesive and weld-bonded joints in AHSS, Welding in the World, Volume 57, Issue 1(2013), p147-156.

8) 米野実:新しい自動車用鋼板と接着特性, 自動車技術会シンポジウム 次世代を担う構造接着技術 90, No.12(1991), p120-123.

9) 福井清之, 高隆夫, 高橋通泰, 若野茂, 大栗靖弘, 藤井和彦:表面処理鋼板の接着接合継手における破壊挙動と接着強度支配因子(第 1 報), 溶接学会全国大会講演概要, 51(1992), p264-265.

10) 栢木浩之, 高木順, 山本拓, 向亮一, 土井清人:高温加湿下の振動疲労試験結果, 自動車技術会シンポジウム 次世代を担う構造接着技術 90, No.12 (1991), p135-138.

11) NS シルバーアロイ 合金化溶融亜鉛めっき鋼板, 新日鐵住金カタログ (2012), p19.

第 7 章　総括

自動車の車体軽量化と衝突安全性の向上を目的に，自動車用高強度薄鋼板のスポット溶接継手と接着継手の強度特性に関する研究に取り組んだ結果を論文としてまとめた．本研究の成果と工業的価値は以下のように総括できる．

第1章では，本研究の背景となる自動車車体の軽量化の現状，自動車用高張力鋼板の特徴，高張力鋼板のスポット溶接および接着における課題について述べた後，論文の構成について説明した．

第 2 章では，引張強さが 980 MPa 級～1800 MPa 級の高張力鋼板のスポット溶接継手が鋼板面内で引張変形を受けた場合の，最大応力と破断伸びに及ぼす HAZ 軟化の影響について検討した．その結果，鋼板の引張強さが 1180 MPa 級を超えると，スポット溶接部の引張方向に直交した HAZ 軟化部を起点とした破断が認められた．このとき，母材の引張試験片と比べると，スポット溶接試験片の最大応力の低下はわずかであるものの，破断伸びは大幅に低下した．さらに，鋼板の引張強さの増加にともない，スポット溶接試験片の破断伸びが低下する傾向が認められた．また，HAZ の最軟化部の硬さが変化しない場合，ナゲット径や HAZ の軟化幅がスポット溶接試験片の破断伸びに及ぼす影響は非常に小さかった．スポット溶接された引張試験片の相手材の板厚は破断伸びに影響を及ぼさなかったが，引張試験片の板厚が低下すると破断伸びが減少する傾向を示した．スポット溶接試験片の面内引張試験における破断形態と破断伸びに最も大きな影響を及ぼしている因子は，HAZ の軟化率[=(母材の硬さ－HAZ の最軟化部の硬さ)／母材の硬さ×100 %]であった．板厚 1.6 mm のスポット溶接試験片において，HAZ の軟化率が 20 %より小さい場合は母材で破断し，母材と同等の破断伸びが得られたが，HAZ の軟化率が 20 %を超えると HAZ 軟化部で破断し，破断伸びが急激に低下した．さらに，HAZ の軟化率の増加にともない，スポット溶接試験片の破断伸びが低下する傾向があることがわかった．

第3章では，ホットスタンプ処理（加熱・冷却，ショットブラスト）後の引張強さが1500 MPa級となる非めっきホットスタンプ用鋼板を用い，スポット溶接後にホットスタンプ処理を経たスポット溶接テーラードブランク（TB）継手とホットスタンプ処理後にスポット溶接を行った通常のスポット溶接継手の静的継手強度を比較した．引張せん断試験では，スポット溶接TB継手と通常のスポット溶接継手の破断形態は界面破断であり，引張せん断強さはスポット溶接TB継手の方がわずかに高い傾向が認められた．十字引張試験では，スポット溶接TB継手はプラグ破断し，部分プラグ破断した通常のスポット溶接継手より大幅に高い値を示した．スポット溶接TB継手の十字引張強さが大きい要因は，スポット溶接後の熱処理によりナゲット内のリンの凝固偏析が低減され，ナゲットの靭性が改善したためと考えられた．さらに，通常のスポット溶接継手ではHAZ軟化部が認められたが，スポット溶接TB継手ではHAZ軟化部は認められなかった．スポット溶接TB継手では，HAZ軟化が存在し

ないため，スポット溶接部が鋼板面内で引張変形を受けた場合でも，通常のスポット溶接継手のようにHAZ軟化に起因する破断が発生せず，高い破断伸びが得られることを確認した．

第 4 章では，ホットスタンプ鋼板のスポット溶接 TB 継手の引張せん断疲労強度特性をホットスタンプ工程後にスポット溶接を実施した通常のスポット溶接継手と比較した．その結果，スポット溶接 TB 継手は，通常のスポット溶接継手よりも疲労強度が高いことがわかった．この要因を調査した結果，スポット溶接，加熱・冷却後に鉄スケール除去のために実施するショットブラストに起因することを特定した．鋼板表面の残留応力測定の結果，鋼板外面へのショットブラストにより，外面には圧縮残留応力が付与されるが，重ね面側の残留応力はほとんど変化しないことがわかった．また，疲労試験での途中止めによるき裂進展挙動の調査より，圧縮残留応力が付与されていない鋼板の重ね面のコロナボンド部のノッチ先端からの疲労き裂の発生と，外面に向けた進展が遅延することが明らかとなった．疲労き裂の発生および進展が遅延する原因は，ショットブラストにより鋼板外面に付与された圧縮残留応力の作用により，疲労試験時に重ね面のシートセパレーション先端の開口が抑制され，重ね面のノッチ先端近傍での最大主応力が低下したためであると考えられた．

第5章では，第4章で得られた知見を元に，高張力鋼板のスポット溶接部の疲労強度向上を目的とし，引張強さが980 MPa級の冷延鋼板を用い，ショットブラスト処理による疲労特性の向上を実証するとともに，疲労特性の改善メカニズムを検討した．その結果，スポット溶接後のショットブラスト処理により，980 MPa級鋼板のスポット溶接継手の疲労限が約2倍に向上することを確認した．これにより，スポット溶接TB継手だけでなく，高張力鋼板の通常のスポット溶接継手においても，ショットブラストを実施することで疲労特性を大幅に改善できることが明らかとなった．鋼板外面へのショットブラストにより，圧縮残留応力が付与されていない重ね面側での疲労き裂の発生と外面への進展が遅延することを確認し，第4章と同様のメカニズムで疲労特性が向上することを明らかにした．

第6章では，耐衝撃型の構造用接着剤を用いて，引張せん断型の試験片にて接着継手の静的強度と疲労強度に及ぼす鋼板の板厚と機械的特性の影響，GAめっき有無の影響，接着剤の種類の影響について検討した．その結果，非めっき鋼板の接着継手の静的引張せん断強さは，鋼板の板厚と降伏強度の影響を受け，引張せん断試験中に鋼板が塑性変形するケースでは，鋼板の降伏強度，板厚の増加とともに接着継手の静的引張せん断強さは上昇した．鋼板の降伏強度や板厚が大きく，引張せん断試験中に鋼板が塑性変形しないケースでは，静的引張せん断強さは鋼板の降伏強度，板厚によらずほぼ一定の値を示した．また，鋼板の機械的特性は接着継手の静的引張せん断強さには影響を及ぼしたが，引張せん断疲労特性に及ぼす影響は比較的小さかった．次に，GAめっき鋼板の接着継手の強度特性について検討した結果，静的引張せん断強さは，非めっき鋼板の継手より若干低い傾向が認められたが，引張せん断疲労強度は逆に若干高い傾向が認められた．また，接着剤の種類の影響について検討した結果，接着継手の静的引張せん断強さとGAめっき層の剥離率にはトレードオフの関係があり，破断限界ひずみの低い接着剤は，引

張せん断試験中に鋼板が塑性変形しないケースで引張せん断強さが若干低いものの，GAめっき層の剥離は少ない傾向が認められた.

本研究で得られた知見の幾つかは，自動車メーカにおいて自動車車体への高張力鋼板の適用に活用されており，自動車の車体軽量化による燃費の向上と衝突安全性向上の両立に寄与している.

謝辞

本論文をまとめる機会を与えていただくとともに，全般にわたりご指導を賜りました，主査の大阪大学大学院 接合科学研究所，藤井英俊教授に心から御礼を申し上げます．論文の内容についてご指導いただきました副査の大阪大学大学院 工学研究科マテリアル生産科学専攻，安田弘行教授，接合科学研究所，井上裕滋教授に心から御礼を申し上げます．また，論文作成でご指導をいただいた接合科学研究所，上路林太郎准教授（現，NIMS）に御礼を申し上げます．

本研究は新日鐵住金株式会社 技術開発本部にて行われました．上司として本論文をまとめるきっかけを与えて頂いた及川初彦博士（現，日鉄住金テクノロジー）に心から感謝いたします．溶接部の強度解析に関して共同研究者として御協力と有益なご助言をいただいた社内共同研究者の上田秀樹氏，濱田幸一氏，岡田徹氏に心から御礼を申し上げます．また，疲労評価に関して共同研究者としてご指導いただきました，中山英介博士に心から御礼を申し上げます．溶接に関する研究については，旧，利用技術研究開発部，現，接合研究部の職場の皆様に大変お世話になりました．内原正人博士，泰山正則氏，巽雄二郎氏，西畑ひとみ博士，徳永仁寿氏，銭谷佑氏にはご助言，御協力をいただきました．中澤嘉明博士，中田匡浩氏，鈴木利哉氏にはホットスタンプの適用に関して御協力をいただきました．溶接試験，強度評価においては今村高志氏に大変お世話になりました．また，金田健司氏，茅野松男氏，阪本晃樹氏，前田拓馬氏，爲實巧氏にも本試験を進める上でお世話になりました．日鉄住金テクノロジーの岡野克則氏にも断面調査でお世話になりました．御氏名を記載させていただきました他にも，多くの諸先輩や同僚の皆様のご理解やご指導，御協力のもとで本論文を完成させることができました．心から御礼申し上げます．

本論文をまとめ公開の機会を与えていただきました，前接合研部長，濱谷秀樹博士，現接合研究部長，平田弘征博士に心から御礼を申し上げます．

また，本論文の一部は弊社のお客様との共同研究や技術交流の中で得た知識を元にして完成したものです．お世話になったお客様の皆様にも心から感謝いたします．

最後に，私の家族の理解と配慮のもとで本論文をまとめることができました．妻子にも心から感謝します．

本研究に関する論文

1) 富士本博紀, 濱田幸一, 岡田徹, 藤井英俊：高張力鋼板スポット溶接継手の面内引張試験での強度と伸びに及ぼすHAZ軟化の影響, 溶接学会論文集, 34.4 (2016), p285-294.

2) 富士本博紀, 泰山正則, 上田秀樹, 上路林太郎, 藤井英俊：ホットスタンプ処理されたスポット溶接継手の静的強度特性. 溶接学会論文集, 33.2 (2015), p144-152.

3) 富士本博紀, 上田秀樹, 中山英介,上路林太郎, 藤井英俊：ホットスタンプ処理されたスポット溶接継手の疲労強度特性, 溶接学会論文集, 33.3 (2015), p253-261.

4) FUJIMOTO Hiroki, UEDA Hideki, UEJI Rintaro, FUJII Hidetoshi：Improvement of Fatigue Properties of Resistance Spot Welded Joints in High Strength Steel Sheets by Shot Blast Processing, ISIJ International, Vol. 56 No. 7 (2016), p1276-1284.

5) 富士本博紀, 上田秀樹, 今村高志, 上路林太郎, 藤井英俊：自動車用鋼板の接着継手の静的強度と疲労強度に関する検討, 溶接学会論文集, 34.2(2016), p93-101.

受賞

・平成28年　溶接学会技術貢献賞 「自動車車体軽量化のための高張力薄鋼板の接合技術と接合強度に関する研究開発」