九州大学学術情報リポジトリ
Kyushu University Institutional Repository

異強度板組の抵抗スポット溶接継手の引張せん断強さと破断位置に及ぼす材料強度の影響

岡田，徹
日本製鉄株式会社

上田，秀樹
日本製鉄株式会社

松田，和貴
九州大学(元日本製鉄株式会社)

宮崎，康信
日本製鉄株式会社

他

https://hdl.handle.net/2324/6770666

出版情報：溶接学会論文集. 40 (4), pp.216-225, 2022-11. Japan Welding Society
バージョン：
権利関係：

KYUSHU UNIVERSITY

［溶接学会論文集　第40巻　第4号　p. 216-225（2022）　DOI: 10.2207/qjjws.40.216］

異強度板組の抵抗スポット溶接継手の引張せん断強さと破断位置に及ぼす材料強度の影響*

岡田　徹**,***，上田　秀樹**，松田　和貴****，宮崎　康信**，泰山　正則**，藤井　英俊***

Effect of strength of steel sheets on tensile shear strength and failure mode of dissimilar joint of spot welds*

by OKADA Tohru**,***, UEDA Hideki**, MATSUDA Kazuki****,
MIYAZAKI Yasunobu**, YASUYAMA Masanori** and FUJII Hidetoshi***

Advanced high strength steel sheet (AHSS) is widely used in the automotive body for weight reduction and the improvement of crash performance. In general, weldability and formability of steel sheet tends to decline as steel strength increases. Hot stamping is a technique that achieves both formability and strength of steel sheet, and TS1500 MPa class hot stamped steel sheet is applied to many vehicle models. On the other hand, since the joint strength characteristics of the spot weld are dominated by the melt-solidified zone and weld heat affected zone, there is a concern that performance of spot welded joints will decline as steel strength increases. In other words, in order to further expand the application of AHSS, it is very important to have knowledge about the characteristics of spot welded joints. In this report, we investigated the TSS of the TS1500 MPa class hot stamped steel sheet, focusing on the characteristics of tensile shear joints. Then, we compared the joint strength and failure position of the same kind material joints and the dissimilar material joints with the TS1500 MPa class hot stamped steel sheet in case of the plug failure. As a result, it was found that TSS of dissimilar material joints depend on base metal strength on lower strength steel side. However, fracture occurred on the TS1500 MPa class hot stamped steel side except for joints with large difference of base metal strength. The mechanism is thought that the effect of strain concentration at the edge of nugget on the TS1500 MPa class hot stamped steel side due to the increase of rotational deformation around the nugget.

Key Words: Resistance spot welding, Tensile shear strength, Failure mode, Dissimilar joint, High strength steel sheet

1. 緒　　言

近年，自動車分野では，燃費性能や衝突安全性能の向上を目的に，高強度鋼板の適用が急速に拡大している[1)2)]．一般的に，成形性は鋼板の高強度化とともに劣化する場合が多いが，成形性と強度を両立する手法としてホットスタンプ工法がある．ホットスタンプは，鋼板をオーステナイト化温度に加熱した後，金型で成形と同時に急冷してマルテンサイト変態させることにより，形状凍結性に優れる高強度部品を製造可能な工法である．1500 MPa級ホットスタンプ鋼板（以下，1500 HS鋼板）は，車体骨格部品やバンパーレインフォースを中心に多くの車種に適用されている．一方で，部品を組立てる溶接部の継手特性については，溶融凝固部や溶接熱影響（HAZ）部の影響が支配的であるため，鋼板の高強度化による性能低下が懸念される．すなわち，高強度鋼板のさらなる適用拡大のためには，鋼板の接合技術に関する知見が非常に重要である．

抵抗スポット溶接は自動車車体組立に用いられる接合方法の中でもコスト，タクトタイム，施工性に優れることから，最も多く用いられる主要接合技術である．その継手特性は，各種継手引張試験における継手強度や破断形態により評価されている．一般的に，抵抗スポット溶接の継手強度は，1958年に制定（1999年改訂）された，JIS Z 3136に規定の引張せん断試験（引張せん断強さ：Tensile Shear Strength：TSS），JIS Z 3137に規定の十字引張試験（十字引張強さ：Cross Tension Strength：CTS）により評価されることが多い．これらの継手引張試験における破断形態は，ナゲット内で破断する界面破断，部分プラグ破断と，ナゲット外で破断するプラグ破断に大別され，鋼板が高強度化するほどナゲット内で破断しやすい傾向を示す．

引張せん断試験については，過去にTSSに及ぼす支配因子が検討され，破断形態に応じてTSSを推定可能な予測式が種々提案されている[3)4)5)]．ただし，これらの検討は980 MPa級までの鋼板を対象に実施されており，1500 HS鋼板に対しても適用可能かどうか明らかになっていない．また，これらの継手強度特性は，ほとんどが同強度同板厚の2枚重ね板組（以下，同強度板組）に対して検討されており，実車で多く用いられる異強度異板厚の板組を対象とした継手強度や破断形態に関する検討は少ない．上田らは，異強度異板厚の板組において，溶融混合率を考慮することで継手の破断予測精度が向上することを報告している[6)]が，同強度板組と異強度板組の継手強度や破断形態を系統的に比較

*受付日　2022年1月17日　受理日　2022年10月21日
**正　員　日本製鉄株式会社　Member, Nippon Steel Corporation
***正　員　大阪大学接合科学研究所　Member, Joining and Welding Research Institute, Osaka University
****正　員　九州大学（元 日本製鉄株式会社）　Member, Kyushu University（Formerly Nippon Steel Corporation）

検討した事例は見当たらない．

以上の背景より，本研究では引張せん断継手の強度特性に焦点を当て，まず 270 MPa 級～1500 HS 鋼板を対象にナゲット径 $3\sqrt{t}$～$5\sqrt{t}$ にて同強度板組の TSS と破断形態を調査し，1500 HS 鋼板の TSS が従来予測式で整理可能かどうか検討した．次に，1500 HS 鋼板と母材強度の異なる同板厚の鋼板を重ね合せた板組（以下，異強度板組）を用いて同様に評価し，同強度板組の TSS，破断形態と比較検討した．ただし，種類の異なる鋼板を重ねあわせて抵抗スポット溶接すると，ナゲット部はそれぞれの鋼板の溶融体積に応じて混ざり合うことになる[7)8)]．ナゲット内で破断する場合の継手強度はナゲット硬さ，すなわち化学成分に依存するため[9)10)]，影響因子が複雑になる．そこで，異強度板組における検討はプラグ破断する場合を対象とした．プラグ破断する場合の破面は延性破面であり，継手強度や破断形態は，FEM 解析を用いて相当塑性ひずみで整理できることが報告されている[11)]．さらに，局所的な相当塑性ひずみと応力 3 軸度の関係から破断基準を導出することで破断予測精度を向上できることが報告されている[12)]．そこで，異強度板組における材料強度の差によって，どのように試験片の変形挙動が変化し，抵抗スポット溶接部周囲の局所的な相当塑性ひずみに影響を及ぼすのかを考察することにより，異強度板組の引張せん断継手の強度特性を把握することを目的とした．

2. 実 験 方 法

2.1 供試材および試験片形状

供試材には板厚 1.0～2.0 mm の公称引張強さ 270～980 MPa 級冷延鋼板（以下，270～980 鋼板），および 1500 HS 鋼板を用いた．いずれの鋼板も非めっき材である．供試材の機械的特性値を Table 1 に示す．同強度板組の継手特性は板厚 1.0～2.0 mm の供試材を用いて評価した．1500 HS 鋼板と相手材 270～980 鋼板を重ね合せた異強度板組の継手特性は，板厚 1.2 mm の供試材を用いて評価した．

試験片形状には Fig. 1 に示す引張せん断試験片を用いた．JIS Z 3136 では，板厚に応じて試験片形状が規定されているが板厚に対する連続性はなく，鋼板強度の影響は考慮されていない．また，通常板幅試験片に規定されている板幅は飽和板幅試験のそれよりも小さな値である．このような背景から，過去には TSS に及ぼす試験片形状の影響が検討され[13)14)]，適当な板幅寸法での引張せん断試験結果から任意の板幅の TSS を推定可能な評価式も提案されている．しかし，これらの検討はほとんどの場合，プラグ破断を前提としており，界面破断しやすい高強度鋼板において，種々の板厚に対して応力分布を揃えた板幅を選定することは難しい．本検討では，同強度板組において母材強度の影響を系統的に把握し，異強度板組の継手強度特性と比較することを主目的に，全ての板厚において，試験片幅は板厚 1.2 mm の通常板幅である 30 mm 一定とした．

ホットスタンプ鋼板は，900℃で 4 分加熱した後，下死点保持時間 1 分で金型冷却により焼入れした．その後，酸化スケールをショットブラストにより除去して，溶接に供した．

2.2 溶接条件

溶接には，定置型エアー加圧式の単相交流スポット溶接機を用いた．また電極には，外径 16 mm，先端径 6 mm，先端 R40 のドームラジアス形のクロム銅電極を用いた．その他の溶接条件を Table 2 に示す．板厚に応じて加圧力，通電時間を変化させた．溶接電流は，ナゲット径 3，4，5，$5.5\sqrt{t}$（t：板厚（mm））が得られるように，4.0～10.0 kA の範囲で

Table 1 Mechanical properties of materials

Grade	TS (MPa)	YS (MPa)	EL (%)
270 steel	354.4	249.4	40.9
440 steel	470.0	327.7	35.1
590 steel	635.0	420.4	27.1
780 steel	831.9	501.3	22.7
980 steel	1015.2	705.0	18.0
1500 HS steel	1585.5	1144.6	8.9

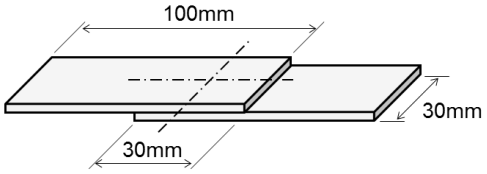


Fig. 1 Schematic diagram of tensile shear joint

Table 2 Welding conditions

Thickness (mm)	Force (kN)	Welding time (s)	Welding current (kA)	Holding time (s)
1.0	2.94	0.23	4.0－7.0	0.17
1.2	2.94	0.27	4.0－10.0	
1.4	3.43	0.30	4.5－8.0	
1.6	3.43	0.33	4.5－8.0	
1.8	3.92	0.37	4.5－9.0	
2.0	3.92	0.40	4.5－9.0	

板組毎に調整した．また，ホールド時間（通電後の電極保持時間）は全ての板組で 0.17 s とした．

2.3　評価方法

各板組のナゲット径 $4\sqrt{t}$ 条件において，抵抗スポット溶接部のビッカース硬さ分布を調査した．ビッカース硬さは，板界面から 1/4 t（t：板厚）の位置を界面と平行方向に荷重 0.98 N，0.25～0.5 mm ピッチで測定した．次に，継手強度は静的引張試験における最大荷重で評価した．各条件それぞれ 3 体継手を作製し，引張試験を行った．引張速度は 10 mm/min 一定とし，チャック間距離は 70 mm とした．また，破断後の試験片から溶接部を切り出して樹脂に埋め込み，研磨，ピクリン酸腐食後に光学顕微鏡により破断位置を観察した．

2.4　継手引張試験の FEM 解析方法

解析モデルは引張せん断試験片の 1/2 対称モデルとした．解析メッシュは低減積分 6 面体要素で分割した．材料特性値はヤング率 205.9 GPa，ポアソン比 0.3 に設定した．抵抗スポット溶接部の拡大図を Fig. 2 に示す．抵抗スポット溶接部は実測した硬さ分布をもとにナゲット部，HAZ 硬化部，HAZ 軟化部，母材部に分けて，それぞれ異なる変形抵抗を与えた．各部位の変形抵抗は平行部断面 0.3 mm 角の超小型試験[15]を用いて評価した．解析には汎用 FEM 解析コード Abaqus ver.6.14 を用いた．解析では，実験で求めた最大荷重までの同強度板組と異強度板組のマクロな変形挙動と各部のひずみ状態を比較した．

3.　実　験　結　果

3.1　抵抗スポット溶接部の硬さ分布

板厚 1.2 mm の同強度板組における抵抗スポット溶接部の硬さ分布を Fig. 3 に示す．鋼板強度が高くなると概ねナゲット硬さも上昇する傾向を示したが，440～780 鋼板のナゲット硬さの差は小さかった．440 MPa 級以上の鋼板では，ナゲット端部から約 1 mm 程度，ナゲットと同程度の硬さを有する HAZ 硬化部が存在した．また，780 MPa 級以上の鋼板では HAZ 軟化が認められ，1500 HS 鋼板ではその影響が大きく，最軟化部の硬さは母材に対して HV 150 程度低下した．次に，界面破断しやすくなる 590 MPa 級以上の鋼板において，ナゲット硬さに及ぼす板厚の影響を調査した結果を Fig. 4 に示す．図にはナゲット内の硬さ測定点の平均値をプロットした．いずれの鋼種においても，板厚が 1.2 mm 以下に薄くなると僅かではあるがナゲット硬さが上昇する傾向が認められた．

270，590 及び 980 鋼板との異強度板組における 1500 HS 鋼板側の抵抗スポット溶接部の硬さ分布を 1500 HS 鋼板同強度板組のそれと比較して Fig. 5 に示す．溶融部ではそれぞれの鋼板の成分が混ざり合うため，異強度板組のナゲット硬さは相手材に応じて変化したが，ナゲット外側の HAZ 部の硬さ分布は相手材によらずほぼ同等であった．なお，図では省略したが，相手材が 440，780 鋼板の場合でも同様の傾向であった．

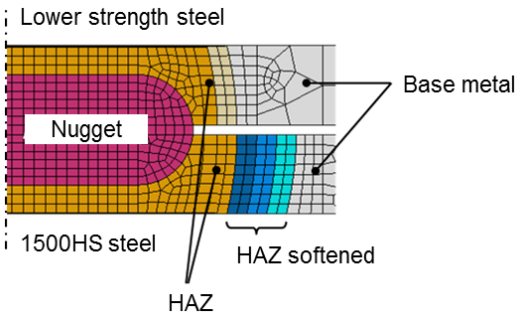


Fig. 2　FEM mesh division of spot weld

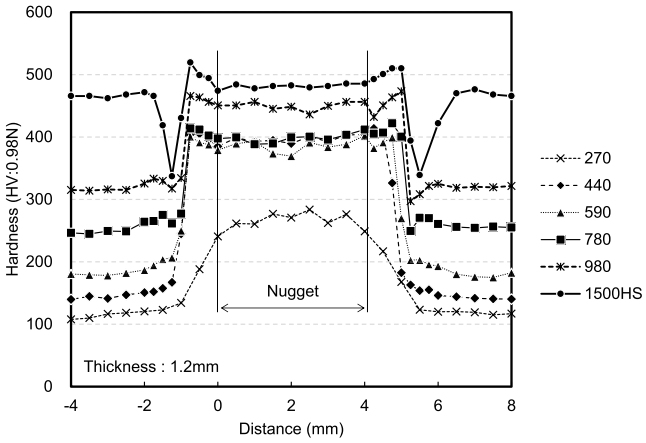


Fig. 3　Hardness distribution of spot welds

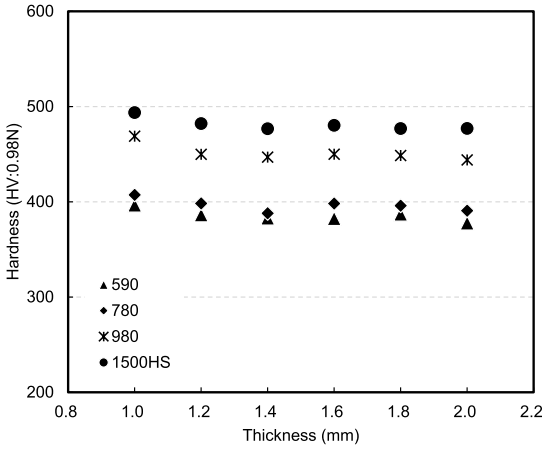


Fig. 4　Effect of thickness on hardness of nugget

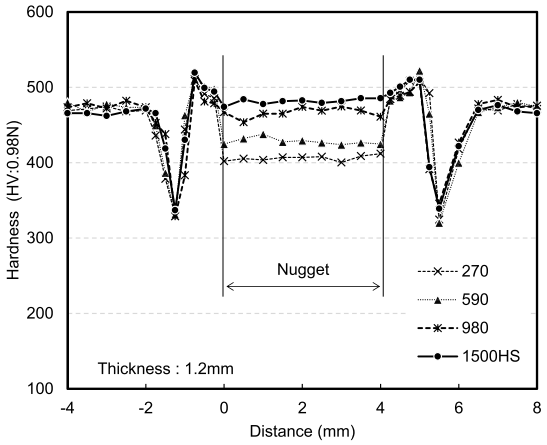


Fig. 5 Comparison of hardness distribution between same kind material joints and dissimilar material joints

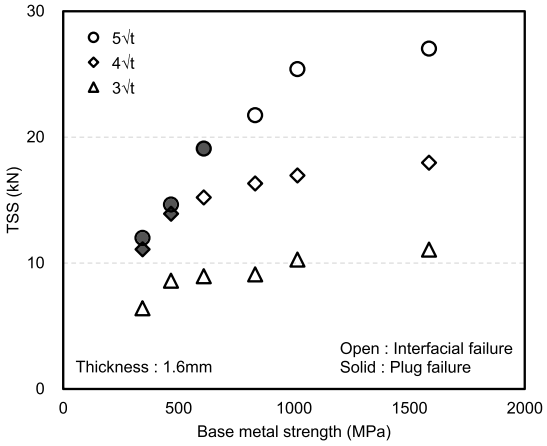
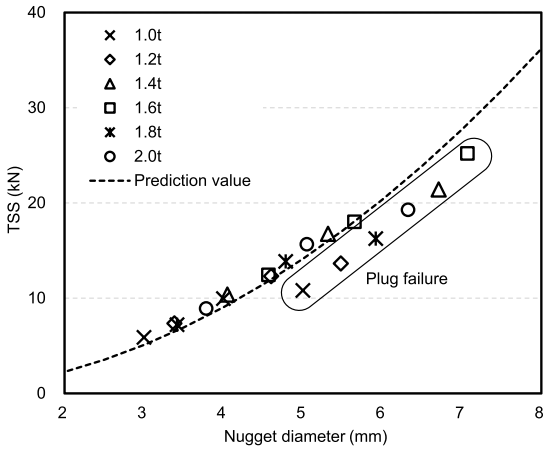
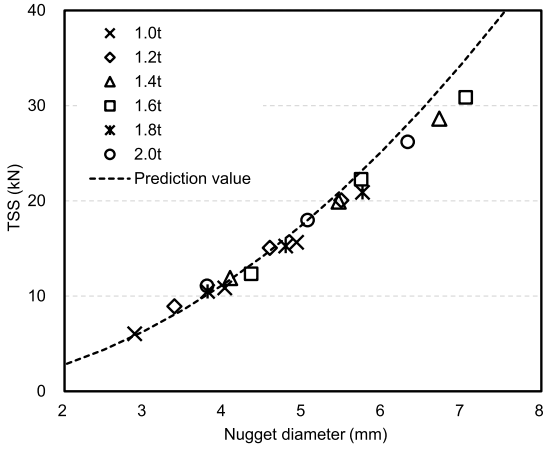


Fig. 6 Relationship between base metal strength and TSS



(a) 590 steel



(b) 1500 HS steel

Fig. 7 Relationship nugget diameter and TSS on 590 steel and 1500 HS steel

Table 3 Failure mode in nugget diameter $5\sqrt{t}$

Grade	Thickness (mm)					
	1.0	1.2	1.4	1.6	1.8	2.0
440 steel	Plug	Plug	Plug	Plug	Plug	Plug
590 steel	Plug	Plug	Plug	Plug	Plug	Plug
780 steel	Plug	Plug	Plug	Interfacial	Interfacial	Interfacial
980 steel	Plug	Plug	Interfacial	Interfacial	Interfacial	Interfacial
1500 HS steel	Interfacial	Interfacial	Interfacial	Interfacial	Interfacial	Interfacial

3.2　同強度板組の引張せん断強さ

板厚 1.6 mm の TSS に及ぼす母材強度の影響を Fig. 6 に示す．ナゲット径は 3，4，$5\sqrt{t}$ の 3 水準を比較した．3 回の引張試験を行い，その平均値をプロットした．TSS は母材強度の増加とともに上昇する傾向を示した．母材強度が高くなるほど，ナゲット径を大きくしても界面破断する傾向が認められた．ナゲット径 $5\sqrt{t}$ における破断形態に及ぼす母材強度，板厚の影響を Table 3 に示す．母材強度が高く板厚が厚いほど界面破断しやすく，プラグ破断を得るために大きなナゲット径が必要であることが確認できる．

次に，590 鋼板と 1500 HS 鋼板の TSS に及ぼすナゲット径の影響を Fig. 7 に示す．板厚 1.0～2.0 mm のそれぞれの板厚に対し，ナゲット径 3，4，$5\sqrt{t}$ の 3 水準で評価した．併せて下記(1)式で提案されている界面破断する場合の TSS 予測値[3]を計算した．ここで，Fig. 4 に示したようにナゲット硬さは板厚によってわずかに異なるため，図には各板厚におけるナゲット硬さ Hv_{wm} の平均値を用いて計算した TSS 予測値を点線で示した．

$$TSS = 1.45 \times Hv_{wm} \times \mathrm{ND}^2 \quad (1)$$

（Hv_{wm}：ナゲットのビッカース硬さ，ND：ナゲット径（mm））

590 鋼板では，各板厚のナゲット径 3√t，4√t では界面破断であり，ナゲット径 5√t ではプラグ破断が得られた．界面破断する場合の TSS は，予測値と概ね一致した．一方，1500 HS 鋼板では，評価した範囲のすべての板厚，ナゲット径で界面破断した．ナゲット径が比較的小さい 3√t，4√t では予測値と精度良く一致したが，ナゲット径が 5√t と大きくなると若干の乖離が生じ，実験値が予測値よりも 1 割程度小さな値を示した．

3.3　プラグ破断する場合の異強度板組の引張せん断強さと破断位置

板厚 1.2 mm の異強度板組の TSS を，同強度板組のそれと比較して Fig. 8 に示す．ナゲット径は 5.5√t である．異強度板組においては，低強度鋼板側の母材強度を横軸としてプロットした．異強度板組における破断位置についても着目し，グラフ中では，1500 HS 鋼板側での破断を中塗プロット，低強度鋼板側での破断を中空プロットとして区別した．ドットで塗りつぶしたプロットは 3 回の引張試験のうち，1500 HS 鋼板側での破断と低強度鋼板側での破断が混在したことを意味する．引張試験後の断面写真を Fig. 9 に示す．各断面写真において，上板はナゲット左側，下板はナゲット右側が荷重負荷方向である．いずれの継手も破断形態としてプラグ破断が得られた．異強度板組では，図中白字側の鋼板で破断した．なお，最大荷重到達後も上板と下板が完全に分離するまで引張試験した後の断面写真のため，同強度板組の 270～780 鋼板ではナゲット周囲の母材が U 字状に変形している．

Fig. 8 において異強度板組と同強度板組の TSS は，ほぼ同等の値を示した．すなわち，プラグ破断する場合の異強度板組の TSS は，低強度鋼板側の TSS に依存した．破断位置は，270 鋼板との異強度板組では低強度鋼板側であった．590 鋼板との異強度板組では，3 回の引張試験のうち低強度鋼板側での破断と 1500 HS 鋼板側での破断が混在した．相手材が 780 鋼板以上になると全て 1500 HS 鋼板側で破断した．また，異強度板組において 1500 HS 鋼板側で破断した時の起点はナゲット端部であったが，1500 HS 鋼板同強度板組での破断起点は HAZ 軟化部であった．

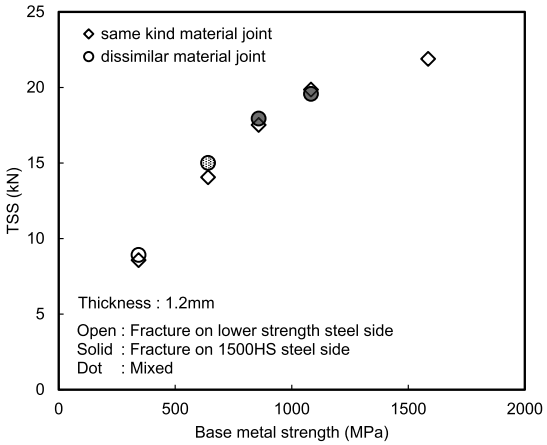


Fig. 8　Comparison of TSS and failure mode between same kind material joints and dissimilar material joints

4.　考　　察

4.1　同強度板組の引張せん断強さに及ぼす回転変形の影響

引張せん断試験では，上板と下板の引張軸ずれに起因して生じる回転変形が TSS に影響することが知られている[4)16)]．そこで，板厚 1.2 mm の 270，590，980 鋼板のナゲット径 5.5√t 条件で，最大荷重到達直前に引張試験を止め，荷重除荷後の塑性変形の様子を試験片横方向から撮影した外観写真を Fig. 10 に示す．以下では試験片の長手方向を X 軸，幅方向を Y 軸，板厚方向を Z 軸と定義し，回転変形挙動について考察する．鋼板強度が高くなるほど，ナゲット周囲の Y 軸回りの回転角度が小さくなることが判る．スポット溶接部周囲は引張曲げ状態であり，同一ナゲット径において鋼板強度が高くなるほど破断荷重は増加して曲げ変形の駆動力は高くなるが，それよりも降伏強度の上昇による曲げ

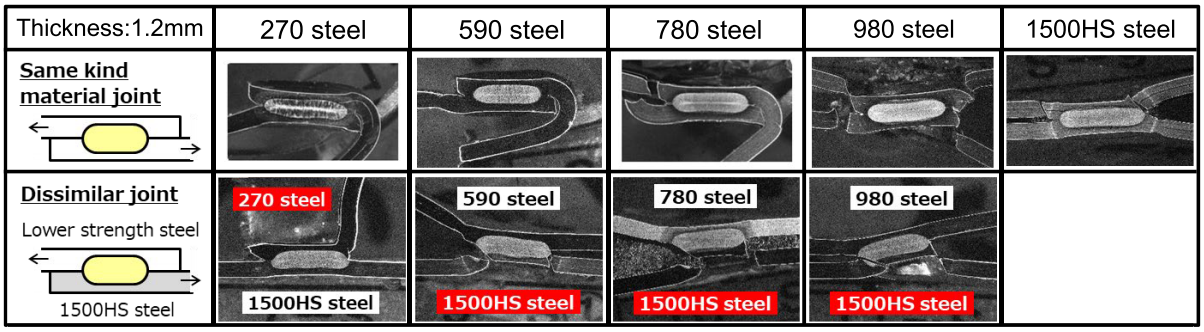


Fig. 9　Cross section images of same kind material joints and dissimilar joints in nugget diameter 5.5√t

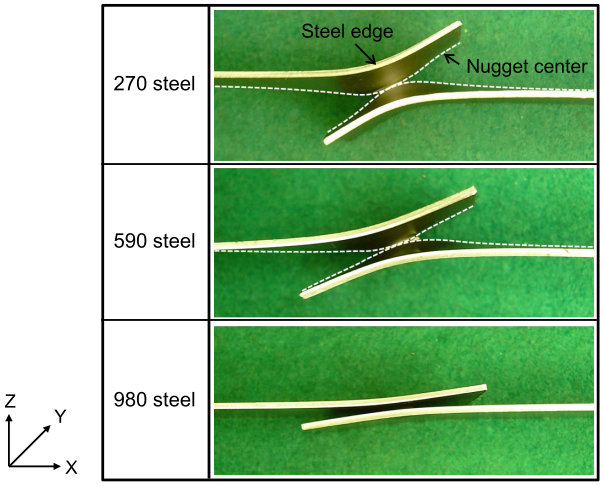


Fig. 10　Exterior images of same kind material joint

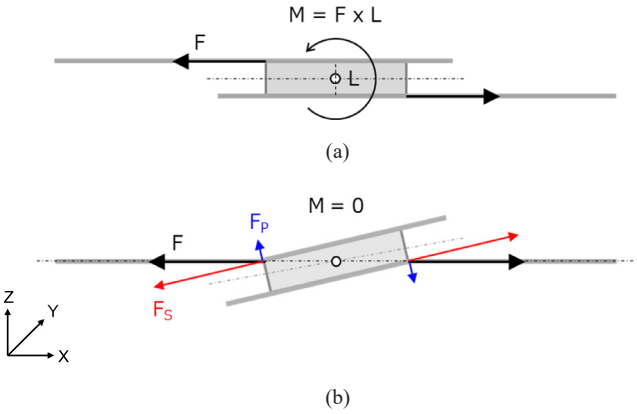
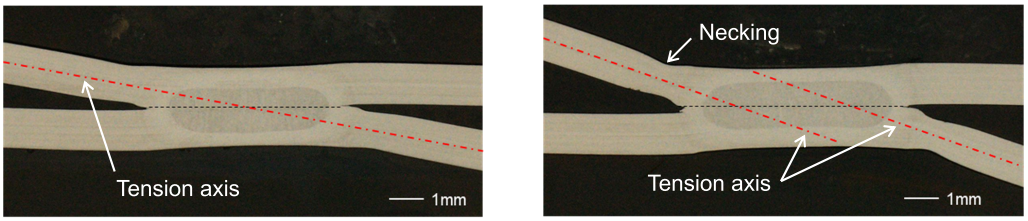


Fig. 12　Pattern diagram of rotational deformation around spot weld



(a) Nugget diameter : $4\sqrt{t}$　　(b) Nugget diameter : $5\sqrt{t}$

Fig. 11　Cross section images of same kind material joint of 590 steel

変形抑制の方が回転角度に及ぼす影響が大きいことが示唆される．

Fig. 10 において，270 と 590 鋼板の外観写真中に示した点線は，Y 軸方向ナゲット中心位置での鋼板表面である．比較的降伏応力が低い鋼種では，ナゲット周囲において上板と下板の引張軸が不一致になるほど Y 軸回りの回転変形を生じていた．また，ナゲット中心から幅方向の鋼板端面に向かうにつれてめくれ上がるように面外変形が大きくなっており，Z 軸方向の引張軸ずれが端面に近いほど大きいことが判る．板厚 1.2 mm の 590 鋼板のナゲット径 $4\sqrt{t}$ および $5\sqrt{t}$ 条件で，最大荷重到達直前に引張試験を止めた継手の抵抗スポット溶接部周囲の断面マクロを Fig. 11 に示す．ナゲット径 $4\sqrt{t}$ では上板と下板の引張軸が概ね一致していた．これに対してナゲット径 $5\sqrt{t}$ では，ナゲット周囲で引張軸が不一致になるほど Y 軸回りの回転変形を生じていた．また，HAZ 硬化外周部でくびれを生じていることが判る．

一方，古迫らはレーザ溶接した引張せん断継手において，上板と下板の引張軸が一致した時に HAZ 破断することを観察し，その変形過程をモデル化している[17]．抵抗スポット溶接継手とレーザ溶接継手の違いとして，抵抗スポット溶接では点溶接のため試験片幅方向に応力分布を生じること，母材よりも硬いナゲットおよび HAZ 硬化部領域がレーザ溶接に比べて X 軸方向に長いことが考えられる．青山らは抵抗スポット溶接引張せん断継手の応力分布を測定し，2 枚重ね継手に作用する応力分布には，以下の 3 つの要因を考える必要があると報告している[18]．1 つ目は溶接点のみで荷重を伝えることによる幅方向の平面的な応力分布（Y 軸方向に不均一な分布を持つ X 軸方向の応力分布）である．2 つ目は上下板の偏心引張のため断面方向に生じる曲げ変形（Y 軸回りに生じる曲げ変形）である．3 つ目はこれらが重なって幅方向に生じる曲げ変形（X 軸回りに生じる曲げ変形）である．

以上の結果をもとに，荷重増加に伴う抵抗スポット溶接引張せん断継手の Y 軸方向ナゲット中心位置での変形過程の模式図を Fig. 12 に示す．まず，変形初期では，上下板の引張軸ずれに起因して，荷重 F と鋼板の板厚中心間の距離 L により Y 軸回りのモーメント M が発生して回転変形を生じる（Fig. 12 (a)）．負荷荷重が増加し，上下板の引張軸が一致するまで回転変形が進むとモーメント M の作用は消失する（Fig. 12 (b)）．しかしながら，上述したように比較的降伏応力が低い鋼種ではナゲット周囲で引張軸が不一致になるほど Y 軸回りの回転変形を生じている．その理由は，

Fig. 13 に示す模式図のように，Y 軸方向に面外変形することで生じるモーメントの作用と考えられる．図中の F_A および F_B はそれぞれ断面 A-A’，断面 B-B’ に作用する荷重である．ナゲットで荷重伝達することにより Y 軸方向の平面的な応力分布を生じ，板端面側に向けてめくれ上がるように面外変形した結果，図中の断面 A-A’ではモーメントが消失しても，断面 B-B’ では Y 軸方向の軸ずれと応力分布により抵抗スポット溶接部周囲に Y 軸回りのモーメントが残存する．さらに負荷荷重が高くなり，HAZ 硬化外周部が塑性変形してヒンジ化すると，ナゲットおよび HAZ 硬化部領域が剛体として振る舞い，回転変形が進行すると考えられる．

以下では，Fig. 7(b) に示した 1500 HS 鋼板でナゲット径が大きくなると，界面破断する場合の TSS がナゲット面積と硬さから見積もられる予測値よりも低くなる理由を考察する．

(1) 式は引張せん断継手がナゲット部に負荷されるせん断応力のみで破断するとの仮定のもと導出された予測式である[3]．銭谷ら[19]は，ナゲット中心部に対するナゲット端部の最大主応力の比を応力集中度と定義し，TSS に対して 1.0 kN と低い負荷荷重で，引張せん断継手と L 字継手のナゲット内部の応力状態を FEM 解析にて比較した．その結果，引張せん断継手の応力集中度は，L 字継手に比べて 1/10 以下であることを報告している．換言すれば，せん断応力はナゲット内で概ね均一と考えられる．

ところで，Fig. 12 に示したように，ナゲット周りの回転変形を生じると，負荷荷重 F はナゲットせん断方向の分力 F_S と剥離方向の分力 F_P に分解することができる．負荷荷重が高くなるにつれ回転角度は大きくなり，それに応じてせん断方向の分力 F_S は小さく，剥離方向の分力 F_P は大きくなる．1500 HS 鋼板で界面破断した時のナゲット端部の破面を Fig. 14 に示す．伸長ディンプルが観察され，その他の箇所においても全面延性破面であった．十字引張試験に代表される剥離方向の継手引張試験において，ナゲット界面で破断した場合のナゲット端部ではへき開破面が観察されることが報告されており[20]，剥離方向の分力単独の作用で破断すると仮定した場合，破面形態の違いを説明できない．また，ナゲットが純粋なせん断力のみで破断すると仮定した場合，回転変形が生じると TSS は予測値よりも高い値になるはずである．これらのことから，ナゲット面積と硬さから見積

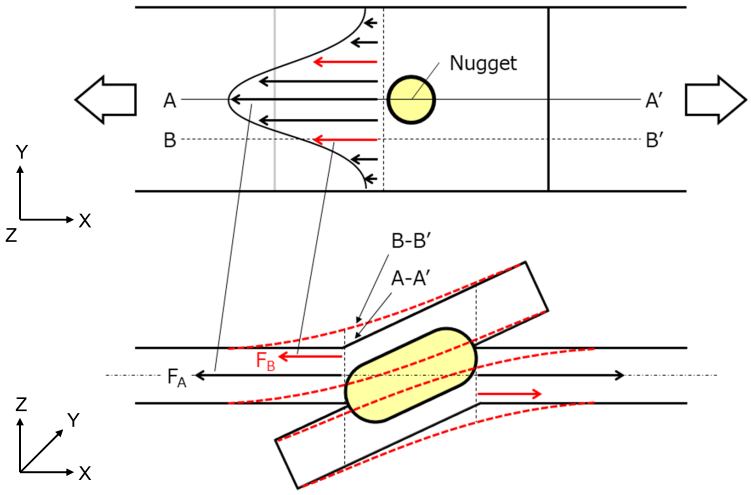


Fig. 13　Pattern diagram of rotational moment

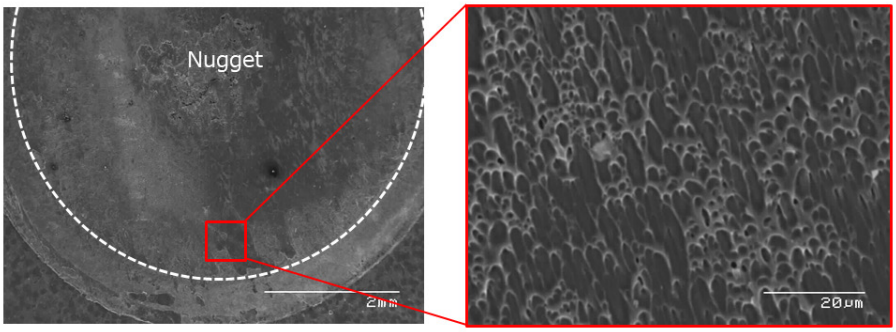


Fig. 14　Fractography of same kind material joint of 1500 HS steel on nugget edge

もられる界面破断する場合の TSS の予測値と実験値の乖離は，回転変形量の増加によりナゲット端部の応力 3 軸度が高くなった結果，延性破断の限界値が低下したことが原因と考えられる．換言すれば，ナゲット部において延性破断の限界値低下を招くほど応力 3 軸度が高くなる前にプラグ破断する鋼種では，この乖離が生じにくいと言える．界面破断からプラグ破断に遷移する臨界ナゲット径は，Table 3 に示したように母材強度が高く，板厚が厚いほど大きくなる．

板厚 1.2 mm の 590 鋼板と 1500 HS 鋼板それぞれの同強度板組において，最大荷重到達時のナゲット端部周囲の相当塑性ひずみと応力 3 軸度のコンター図を Fig. 15 に示す．590 鋼板では，HAZ 硬化部外周に相当塑性ひずみが板厚方向にも広く分布しており，ヒンジ化することで 1500 HS 鋼板よりも大きな回転変形を生じている．一方，1500 HS 鋼板では，相当塑性ひずみはナゲット外周部の界面付近にのみ分布しており，回転変形量は 590 鋼板に比べ小さい．しかし，応力 3 軸度は 590 鋼板とほぼ同様に分布しており，ナゲット端部で高くなっていることが判る．この理由として，1500 HS 鋼板の降伏応力が高いため応力分布はナゲット端部に局所化し，幅方向の応力が 590 鋼板よりも高い可能性が考えられる．

以上の結果より，1500 HS 鋼板では臨界ナゲット径が大きいため高い破断荷重でも界面破断すること，同じ回転変形量でもナゲット端部の応力 3 軸度が低強度鋼板に比べ高くなりやすいことから，ナゲット面積と硬さから見積もられる TSS の予測値と実験値の乖離が顕在化したと考えられる．なお，板厚が厚いほど曲げ変形し難くなるが，一方で引張軸ずれが大きいため Fig. 12 (a) に示したモーメントが高くなる．それらの相互作用の結果，Fig. 7 に示したように界面破断する場合の TSS に及ぼす板厚の影響は小さく，TSS は概ねナゲット径に依存すると考えられる．

4.2　引張せん断試験における異材板組の継手強度と破断位置

本節では，異強度板組における TSS は低強度鋼板側の母材引張強さに依存するにも関わらず，相手材が 590 鋼板以上になると，破断が高強度側である 1500 HS 鋼板側で生じた理由について考察する．

TS 270～980 MPa 級鋼板を対象とした検討において，プラグ破断する場合の TSS は，母材引張強さと板厚，試験片幅方向の応力分布によって決定されることが報告されている[4]．試験片寸法とナゲット径が同じである異強度板組と同強度板組では，同じ鋼種における幅方向の応力分布の差異は小さいと推測される．また，Fig. 5 に示したように異強度板組におけるナゲット外側の硬さ分布は相手材によらず同強度板組のそれと概ね同等であるため，プラグ破断する場合の強度特性は継手の変形挙動に依存すると考えられる．そこで，FEM 解析により，590 鋼板と 1500 HS 鋼板の同強度板組と異強度板組の引張せん断継手のナゲット中心部における長手方向断面の変形の様子を比較した．それぞれの鋼板における破断箇所，すなわち 590 鋼板では HAZ 近傍の母材部，1500 HS 鋼板ではナゲット近傍 HAZ 部の相当塑性ひずみと荷重の関係を Fig. 16 に示す．また，各板組における荷重増

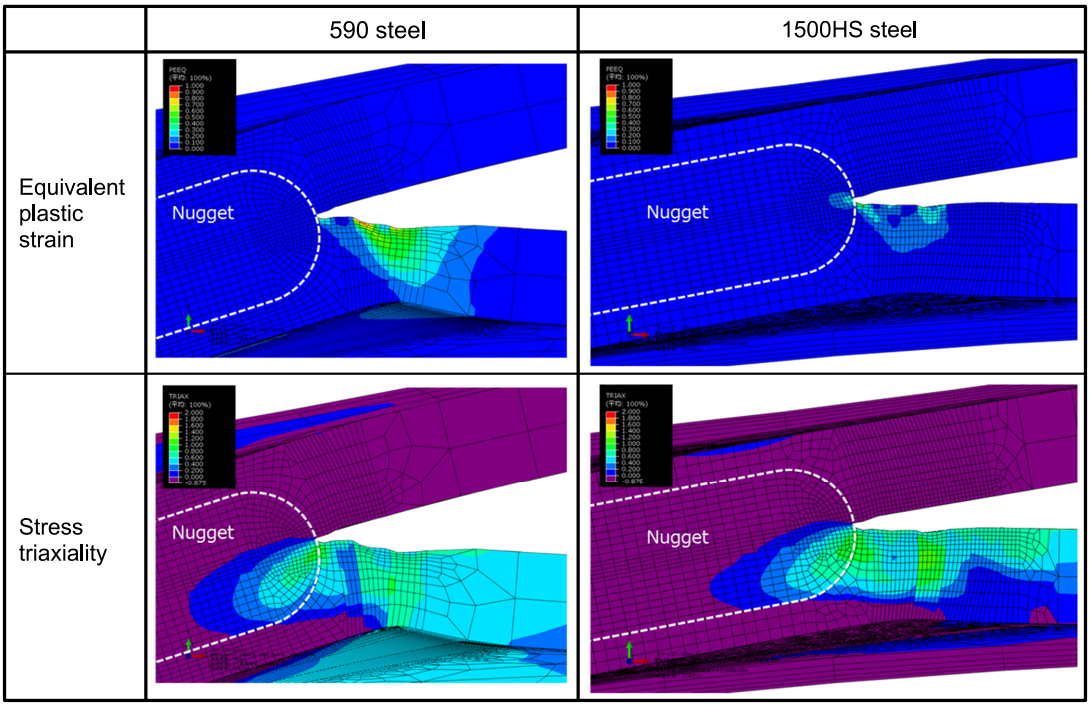


Fig. 15　Comparison of equivalent plastic strain and stress triaxiality between 590 steel and 1500 HS steel

加に伴う抵抗スポット溶接部周囲の相当塑性ひずみ分布の変化を Fig. 17 に示す．

Fig. 16 より，異強度板組の母材部における 590 鋼板側の相当塑性ひずみは，590 鋼板同強度板組の値よりも低かった．一方で，異強度板組の HAZ 部における 1500 HS 鋼板側の相当塑性ひずみは，1500 HS 鋼板同強度板組の値よりも高くなることが判る．また，異強度板組の相当塑性ひずみは，590 鋼板と 1500 HS 鋼板ともに破断荷重直前で同強度板組のそれに比べ急激に増加した．つまり，590 鋼板が降伏することにより 1500 HS 鋼板の破壊起点における相当塑性ひずみが上昇したと考えられる．Fig. 17 より，いずれの板組においても荷重の増加とともにナゲット周りの回転変形量が大きくなることが判る．特に，590 鋼板同強度板組において，破断荷重直前で回転変形量が大幅に増加することが確認された．同一荷重（590 鋼板同強度板組の破断荷重）で比較すると，1500 HS 鋼板同強度板組，590 鋼板と 1500 HS 鋼板の異強度板組，590 鋼板同強度板組の順にナゲット周りの回転変形量は大きくなった．

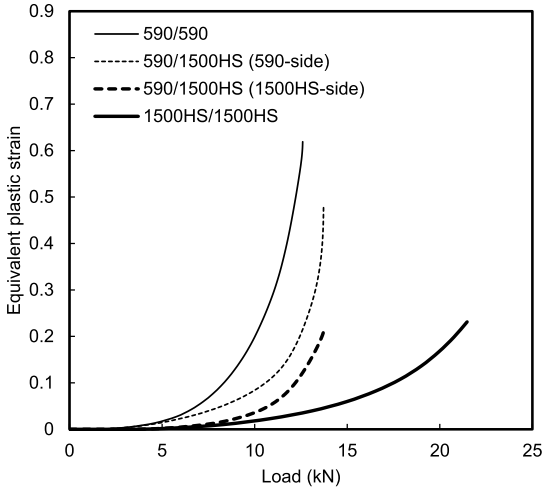


Fig. 16　Relationship between load and equivalent plastic strain on TSS

次に，各板組の相当塑性ひずみ分布を比較すると，回転変形量の小さい 1500 HS 鋼板同強度鋼板では HAZ 軟化部にひずみが集中した．一方，異強度板組の 1500 HS 鋼板側では，ひずみ集中位置はナゲット近傍の HAZ 硬化部であった．回転変形量が大きくなったことにより，ナゲット端部に応力集中しやすくなったためと考えられる．なお，これらのひずみ集中位置は，Fig. 9 に示したようにそれぞれの板組の破断位置と一致している．

以下では，590 鋼板側の相当塑性ひずみ分布に着目し，同じ負荷荷重でも異強度板組におけるナゲットの回転角度が 1500 HS 鋼板同強度板組のそれよりも大きくなる理由について考察する．Fig. 17 より，荷重 14.1 kN での 590 鋼板側の相当塑性ひずみ分布を比較すると，同強度板組では板厚方向の界面側表層付近にひずみが集中しているのに対し，異強度板組では板厚方向のひずみ分布の差が小さいことが判る．さらに，異強度板組では，590 鋼板の荷重負荷と反対方向であるナゲット右側にも相当塑性ひずみが発生していることが判る．異強度板組では 1500 HS 鋼板の降伏応力が高いため，590 鋼板側のナゲット端部が塑性変形してヒンジ化する負荷荷重になってもナゲットの回転角度が 590 鋼板同強度板組のそれよりも小さい．その結果，荷重負荷と反対方向にも相当塑性ひずみが発生していることから判るようにナゲット

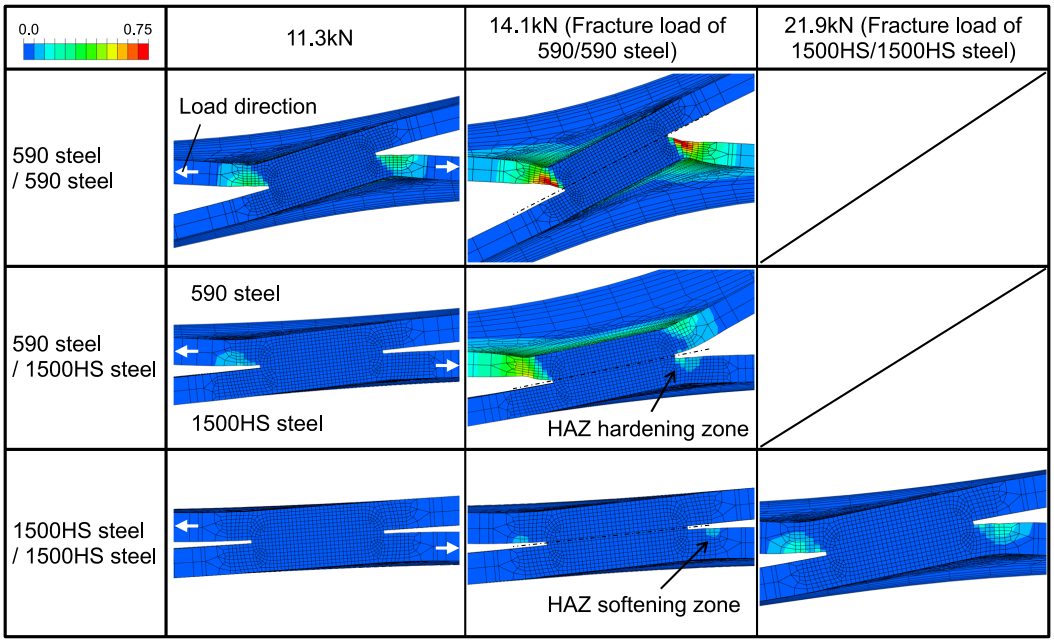


Fig. 17　Distribution of equivalent plastic strain on TSS

周囲に広く引張応力が作用し，1500HS鋼板同強度板組よりもナゲット回りの回転モーメントが増大したと考えられる．

以上の結果より，異強度板組では，低強度材側の塑性変形に起因して，1500HS鋼板の同強度板組よりも回転変形が大きくなった結果，1500HS鋼板側ナゲット端部にひずみが集中して破断に至ると考えられる．ただし，回転変形量が特に増大するのは低強度材側がくびれを生じる程度まで塑性変形した後のため，異強度板組のTSSは概ね低強度鋼板側のそれに依存する．なお，Fig.9に示した270鋼板と1500HS鋼板の組合せのように，異強度板組における強度差が大き過ぎると，高強度鋼板が回転変形を生じるほどの駆動力が生じないため，低強度鋼板側が破断すると考えられる．

5. 結　　言

本研究では，1500HS鋼板の引張せん断継手強度特性を調査した．さらに，プラグ破断する場合を対象に，1500HS鋼板との異強度板組におけるTSSと破断位置を同強度板組のそれらと比較した．異強度板組における材料強度の差によって，どのように試験片の変形挙動が変化し，継手強度や破断位置に影響を及ぼすのかを検討し，以下の知見を得た．

(1) 1500HS鋼板の同強度板組において，ナゲット径が大きくなると，界面破断する場合のTSSがナゲット面積と硬さから見積もられる予測値よりも若干低くなった．その原因は，回転変形量の増加によりナゲット端部の応力3軸度が高くなり，延性破断の限界値が低下したためと考えられた．

(2) プラグ破断する場合，異強度板組におけるTSSは，低強度鋼板側の母材強度に依存した．しかし，母材強度差の大きな板組を除いて，破断は高強度鋼板側で生じた．その作用機構は，ナゲット周囲の回転変形により高強度鋼板側のナゲット端部にひずみが集中するためと考えられた．

参 考 文 献

1) A.Uenishi : Development of Advanced High Strength Sheet Steel for NSafe™-AutoConcept, Nippon steel technical report, No.412 (2019), pp.8-13.(in Japanese)
2) H.Hayashi : 高強度鋼板の車体への適用の変遷－薄鋼板成形技術会の調査から－, Journal of the JSTP, Vol.58, No.673 (2017), pp.99-104.(in Japanese)
3) H.Fujimoto, K.Fukui, K.Okamura, M.Miyahara and E.Nakayama : A study on Strength and Fracture Mode of Spot Welds for High Tensile Strength Steels, JSAE Annual Congress Proceedings, No.105-02 (2002), pp.5-8.(in Japanese)
4) M.Kabasawa, Y.Funakawa, K.Ogawa and M.Tamura : Estimation of Tensile Shear Strength of Spot Welded Joint of Steel Sheets – Resistance Spot Welded Joint Strength of Steel Sheets (1st report)-, Quarterly Journal of The Japan Welding Society, Vol.14, No.4 (1996), pp.754-761.(in Japanese)
5) J.M.Sawhill Jr and J.C.Baker : Spot Weldability of High-Strength Sheet Steels, Welding Research Supplement (1980), pp.19-30.
6) H.Ueda, M.Fukumoto and E.Nakayama : Development of Fracture Model for Spot Welds Using Weld Simulation Including Different Materials and Thickness of Steel Sheets, Transactions of Society Automotive Engineers of Japan, Vol.46, No.3 (2015), pp.687-692.(in Japanese)
7) P.Marashi, M.Pouranvari, S.Amirabdollahian, A.Abedi and M.Goodarzi : Microstructure and failure behavior of dissimilar resistance spot welds between low carbon galvanized and austenitic stainless steels, Materials Science and Engineering A 480 (2008), pp.175-180.
8) P.Russo Spena, M.Maddis, F.Lombardi and M.Rossini : Dissimilar Resistance Spot Welding of Q&P and TWIP Steel Sheets, Materials and Manufacturing Processes, 31(2016), pp.291-299.
9) Y.Sakuma and H.Oikawa : Factors to Determine Static Strength of Spot-weld for High-strength Steel Sheets and Developments of High-strength Steel Sheets with Strong and Stable Welding Characteristics, Nippon steel technical report, No.378 (2003), pp.30-34.(in Japanese)
10) H.Oikawa, G.Murayama, T.Sakiyama, Y.Takahashi and T.Ishikawa : Resistance Spot Weldability of High Strength Steel (HSS) Sheets for Automobile, Nippon steel technical report, No.385 (2006), pp.36-41.(in Japanese)
11) H.Ueda, K.Okamura, H.Fujimoto, E.Nakayama and T.Okada : Crash Performance Evaluation of Automotive Members Coupled with Fracture Prediction of Spot Weld, Transactions of Society Automotive Engineers of Japan, Vol.41, No.4 (2010), pp.817-822.(in Japanese)
12) H.Ueda, E.Nakayama, T.Okada and H.Fujimoto : Study of the Fracture Prediction of Spot Welded Joint Using Local Plastic Strain and Stress Triaxiality as Fracture Criterion (First Report) – Development of FE Analysis Model for Fracture Prediction-, Transactions of Society Automotive Engineers of Japan, Vol.44, No.2 (2013), pp.727-732.(in Japanese)
13) H.Abe : 薄鋼板スポット溶接継手の引張せん断強さに及ぼす試験片形状の影響, 軽構造接合加工研究委員会資料, MP-280-2000 (2000).(in Japanese)
14) S.Satonaka, H.Kiyota and K.Tsukamoto : 多点スポット溶接部材の強度推定, 軽構造接合加工研究委員会資料, MP-281-2000 (2000).(in Japanese)
15) E.Nakayama, K.Okamura, M.Miyahara, M.Yoshida, K.Fukui and H.Fujimoto : Measurements of Local Mechanical Properties of Spot Welds and Prediction of Tensile-Shear Strength of Spot-Welded Joints, Transactions of Society Automotive Engineers of Japan, Vol.36, No.1 (2005), pp.205-210.(in Japanese)
16) E.Nakayama, M.Miyahara, H.Fujimoto, Y.Hirose, K.Fukui and T.Kitamura : Strength Evaluation of Spot Weld of High Strength Steel in Fatigue Using Double-Cup Specimen, Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers Series A, Vol.75, No.753 (2009), pp.644-651.(in Japanese)
17) S.Furusako, Y.Miyazaki and Y.Akiniwa : Tensile shear strength of laser lap joints, Quarterly Journal of The Japan Welding Society, Vol.31, No.3 (2013), pp.222-229.(in Japanese)
18) S.Aoyama and M.Fujimoto : Stress Distribution of Single Spot Welded Lap Joint under Tension-Shear Load, Materials Transactions, Vol.22, No.237(1973), pp.572-578. (in Japanese)
19) T.Zeniya, A.Koga, S.Hirose, S.Furusako, M.Yasuyama and Y.Nakazawa : Study on Measures against Spot Weld Fracture of Ultra-High-Strength Steel Frame (First Report) –Effect of Joint Shape, Sheet Thickness and Material Strength on Internal Stress of Nugget in Peeling Mode-, Transactions of Society Automotive Engineers of Japan, Vol.49, No.2 (2018), pp.466-471.(in Japanese)
20) T.Sadasue, S.Igi, K.Taniguchi, R.Ikeda and K.Oi : Fracture behavior and numerical study of resistance spot welded joints in high strength steel sheet, Quarterly Journal of The Japan Welding Society, Vol.32, No.2 (2014), pp.64-72.(in Japanese)