OUKA
The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

| | |
|---|---|
| Title | 自動車用高強度鋼板の抵抗スポット溶接の継手強度特性に関する研究 |
| Author(s) | 岡田, 徹 |
| Citation | 大阪大学, 2023, 博士論文 |
| Version Type | VoR |
| URL | https://doi.org/10.18910/91934 |
| 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

# 自動車用高強度鋼板の抵抗スポット溶接の継手強度特性に関する研究

岡田　徹

2023 年 1 月

大阪大学大学院工学研究科

目次

第1章　序論 1
1.1　自動車車体の軽量化および衝突安全性への要求 1
1.2　自動車に用いられる高強度鋼板の適用動向と特徴 1
1.3　抵抗スポット溶接の現状と課題 5
1.3.1　抵抗スポット溶接の特徴 5
1.3.2　抵抗スポット溶接の原理 5
1.3.3　高強度鋼板の抵抗スポット溶接性と課題 6
1.3.4　抵抗スポット溶接継手の静的引張強度 11
1.3.5　抵抗スポット溶接継手の剝離強度の向上技術 14
1.4　本研究での取り組み 18
1.5　本論文の内容と構成 19
第 1 章の参考文献 20

第2章　異強度鋼板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 26
2.1　緒言 26
2.2　実験方法 27
2.2.1　供試材および試験片形状 27
2.2.2　溶接条件 27
2.2.3　評価方法 28
2.2.4　継手引張試験の FEM 解析方法 28
2.3　実験結果 29
2.3.1　抵抗スポット溶接部の硬さ分布 29
2.3.2　同強度板組の引張せん断強さ 31
2.3.3　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 32
2.4　考察 36
2.4.1　同強度板組の引張せん断強さに及ぼす回転変形の影響 36
2.4.2　引張せん断試験における異強度板組の継手強度と破断位置 41
2.5　結言 43
第 2 章の参考文献 44

第3章　異強度鋼板板組の抵抗スポット溶接継手の剝離強度と破断位置に及ぼす材料強度の影響 46
3.1　緒言 46

3.2　実験方法　47
3.2.1　供試材および試験片形状　47
3.2.2　溶接条件　48
3.2.3　評価方法　49
3.2.4　継手引張試験の FEM 解析方法　49
3.3　実験結果　50
3.3.1　抵抗スポット溶接部の硬さ分布　50
3.3.2　同強度板組の抵抗スポット溶接継手の剝離強度と破断位置　51
3.3.3　異強度板組の抵抗スポット溶接継手の剝離強度と破断位置　53
3.4　考察　57
3.4.1　各種継手形状の変形挙動比較　57
3.4.2　十字引張継手と円筒引張継手の剥離強度と破断位置　58
3.4.3　L 字引張継手の剝離強度と破断位置　63
3.5　結言　66
第 3 章の参考文献　67

第4章　抵抗スポット溶接の継手強度に及ぼす鋼板板厚差の影響　69
4.1　緒言　69
4.2　実験方法　70
4.2.1　供試材および試験片形状　70
4.2.2　溶接条件　71
4.2.3　評価方法　71
4.3　実験結果および考察　72
4.3.1　引張せん断強さに及ぼす鋼板板厚差の影響　72
4.3.2　L 字引張強さに及ぼす鋼板板厚差の影響　74
4.3.3　抵抗スポット溶接部の硬さ分布と継手強度に及ぼす影響　76
4.3.4　L 字引張継手におけるき裂進展挙動　82
4.4　結言　84
第 4 章の参考文献　85

第5章　抵抗スポット溶接の継手強度に及ぼす拡散性水素の影響　87
5.1　緒言　87
5.2　実験方法　88
5.2.1　供試材および試験片形状　88
5.2.2　溶接条件　88
5.2.3　評価方法　89

5.3　実験結果および考察　90
5.3.1　抵抗スポット溶接の継手強度に及ぼす溶接後経過時間の影響　90
5.3.2　抵抗スポット溶接における水素侵入源　93
5.3.3　L 字引張強さに及ぼす拡散性水素の影響　94
5.3.4　L 字引張強さの時間依存性に及ぼす化学成分の影響　98
5.4　結言　99
第 5 章の参考文献　100

第6章　抵抗スポット溶接の継手強度に及ぼす塗装焼付け熱履歴の影響　102
6.1　緒言　102
6.2　実験方法　103
6.2.1　供試材　103
6.2.2　試験片形状および評価方法　103
6.2.3　溶接条件　104
6.3　実験結果および考察　105
6.3.1　抵抗スポット溶接の継手強度に及ぼす塗装焼付け処理の影響　105
6.3.2　塗装焼付け処理による剥離強度の向上効果に及ぼす C，P の影響　108
6.3.3　ナゲット硬さと組織に及ぼす塗装焼付け処理の影響　111
6.3.4　溶接金属部の靭性　117
6.4　結言　118
第 6 章の参考文献　118

第7章　総括　121

謝辞　123

本研究に関する論文　124
本研究に関する学会発表　124

# 第 1 章　序論

## 1.1　自動車車体の軽量化および衝突安全性への要求

1997 年に採択された京都議定書や，2015 年に採択されたパリ協定に代表されるように，地球温暖化問題への対応の重要性は世界中で年々高まっており，各国や各地域で温室効果ガスの排出削減目標が制定されている[1)]．その中でも $CO_2$ などの温室効果ガスの排出量の約 2 割を占める自動車産業への要求は益々厳しさを増している．$CO_2$ 排出量を削減するためには，燃費性能の向上が必要不可欠である．日本国内では，2030 年度を目標年度とし，2016 年度実績と比較して 32.4%の燃費改善が新たな基準値として制定されている[2)]．その実現のため，エンジンや駆動系の効率向上，ハイブリッド車や電気自動車などの次世代自動車の実用化が進められており，2030 年度の次世代自動車の普及目標を 50～70%としている[3)]．また，Fig.1-1 に示すように，車両重量は燃費に大きな影響を及ぼすことが知られており[4)]，車体重量を 100kg 軽量化した場合，燃費は約 1km/L 向上する．このため，車体軽量化は自動車メーカー各社共通の重要な取り組み課題の一つとなっている．

一方，自動車の安全性への要求も年々高まっている．近年では，IT 技術を活用した運転支援技術が劇的に進化しているが，同時に，従来からの衝突安全性の向上についても検討が進められている．米国では，1979 年度から米国運輸省により，実車の衝突試験に基づく車種別衝突安全性評価である NCAP（New Car Assessment Program）が実施されている．また，1959 年に設立された非営利団体である米国道路安全保険協会（Insurance Institute for Highway Safety, IIHS）による衝突安全性評価試験も行われている．日本国内では，1995 年度から自動車事故対策機構により JNCAP（Japan New Car Assessment Program）が開始されている．1995 年度からフルラップ前面衝突試験およびブレーキ性能試験が，1999 年度から側面衝突試験が，2000 年度からオフセット前面衝突試験が実施されている．

こうした状況の下，燃費性能と安全性能向上の相反する要求を両立する手法の一つとして，高強度鋼板の適用がある．高強度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て車内空間を守りつつ，部品の板厚を薄くすることで車体軽量化を実現することが可能となる．車体に求められる多様なニーズに対応すべく，これまで様々な高強度鋼板が開発されてきた．

## 1.2　自動車に用いられる高強度鋼板の適用動向と特徴

自動車用鋼板には，強度，延性，成形性，耐食性，溶接性，衝突安全性といった様々な特性が求められる．鋼板は様々な形状に成形されて最終製品となるため，優れた加工性を持つ必要がある．軽量化の観点からは高強度化が求められるが，加工性と強度は相反する特性である．また溶接に関しても，その容易さと高強度化は両立しない．高強度

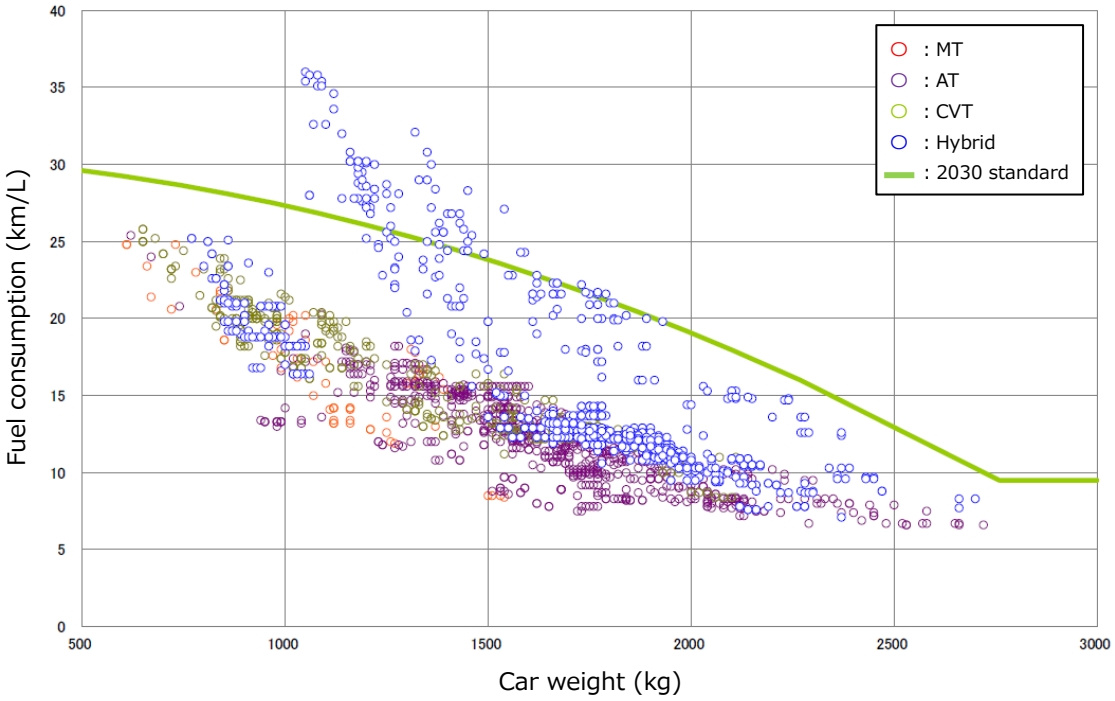



Fig.1-1 Relationship between car weight and fuel consumption [4].

化のためには C や Si，Mn といった合金元素の添加が必要であるが，一般的に添加元素の量が増加すると溶接性は劣化する場合が多い．このように種々の特性は共存し難く，鋼板の用途に応じて鋼板成分が調整されている．

自動車用鋼板の強度範囲は広く，270MPa 級から 2000MPa 級までの鋼板が使用されている．鋼板の適用部位はボディ系とシャシー系に分けられる．ボディ系にはさらに車体外側を構成するパネル系部品と内側の骨格系部品がある．これらには比較的薄手の冷間圧延（冷延）鋼板が使用され，防錆の必要な部位にはめっき鋼板が適用される．パネル系部品には高い意匠性が求められるため，成形性に極めて優れた軟鋼板や比較的低強度の高強度鋼板が使用される．自動車骨格の模式図を Fig.1-2 に示す．骨格系部品には自動車の中で最も強度が高い鋼板が用いられている．例えば，980MPa 超の高強度冷延鋼板や，後述するホットスタンプ工法を活用した 1500～2000MPa 級の鋼板が採用されている．シャシー系部品には剛性と共に疲労や腐食に関する耐久寿命が要求されるため，板厚 2mm 超の比較的厚手の熱間圧延（熱延）鋼板が使用されることが多い．従来は腐食による減肉代を確保するために薄手化が困難と言われてきたが，塗装後耐食性が劣位なアーク溶接部において，塗装不良を引き起こしやすいスラグ組成を解明することで，塗装性に優れた高強度鋼板が開発されている [5]．また，施工面からの改善手法も検討されており，シールドガス種類の変更や，溶接後のショットブラスト処理により塗装後耐食性が向上することが報告されている [5) 6)]．このように，シャシー系部品に対しても高

強度化と薄手化による軽量化が検討されている．

ボディ系で代表的な高強度鋼板の特徴について述べる．引張強さが 590MPa 級以下の自動車用鋼板では固溶強化や析出強化などの強化手法が用いられ，その鋼板の組織は主としフェライトである．一方，590MPa 級を超える高強度鋼板では，マルテンサイトなどの硬質相による強化（組織強化）が用いられることが多い．例えば，広く使用されている DP（Dual Phase）鋼板は，フェライトとマルテンサイトの二相組織を有する．DP 鋼板は軟質相で低い降伏強度と優れた延性を確保し，硬質相で高強度を確保する．590MPa 級 DP 鋼板が 1999 年に，780MPa 級 DP 鋼板が 2002 年に，980MPa 級 DP 鋼板が 2004 年に採用されたとの報告がある [7]．ボディ系の骨格系部品では曲げ主体の成形が施されるが，鋼板には曲げ加工性に加え，切断された材料端部の引き伸ばし（伸びフランジ加工），打抜き穴の穴広げ（バーリング加工）など局所的な変形能が要求される．980MPa 級鋼板では，材料を構成する組織の組合せを変更することによって，伸びを重視した高延性型，穴広げ値を重視した高穴広げ型，その中間のバランス型の鋼板が実用化されている．さらにマルテンサイト組織で高強度化した 1180MPa 級鋼板をドアインパクトビームに適用された事例が 2008 年に報告されており [8]，以降，このような鋼板のボディへの適用も拡大している [9]．最近では，2019 年に 1310MPa 級高強度鋼板をヒンジピラーレインフォースメントやフロントピラーインナーに適用された事例が報告されている [10]．さらに，2016 年に 1470MPa 級高強度鋼板をバンパーレインフォースメントに適用された事例が報告されている [11) 12)]．

また，DP 鋼板よりもさらに延性を高めた TRIP（変態誘起塑性：TRansformation Induced Plasticity）鋼板も開発されている．室温でも安定な体積分率が数%～30%の残留オーステナイトを含む複合組織鋼板であり，加工を受けた残留オーステナイトがマルテンサイトに変態することで高い伸びが得られる．TRIP 鋼板の特徴は，高歪み領域まで n 値が高く，DP 鋼板と比較して均一伸びが高いことである．また集合組織がランダムであるため r 値は低いが，良好な深絞り性を示す．2013 年には，1180MPa 級 TRIP 鋼板の適用事例が報告されている [13]．

高強度鋼板の冷間プレス成形での課題である成形性不足やプレス荷重の増加，形状凍結性の不足を克服可能な技術としてホットスタンプ工法がある．ホットスタンプ工法は 1970 年代にスウェーデンで開発され，1977 年に特許化された [14]．自動車部品への適用は 1984 年に実用化されたドアインパクトビームが最初の事例である [15]．ホットスタンプ工程の模式図を Fig.1-3 に示す．ホットスタンプは，オーステナイト域の温度（約 900℃）まで加熱した鋼板を金型でプレス成形すると同時に焼入れを行う技術である．高温で成形されることからプレス荷重が低く，複雑な形状でも成形可能である．さらに，スプリングバックの原因である引張残留応力をプレス成形中にマルテンサイト変態が生じることにより低減でき [16]，形状凍結性が優れるという利点を有する．成形後の鋼板強度は化学成分で決まり，C 量が 0.22mass%であれば 1500MPa 程度となる [17]．また，ホット

スタンプ工程では高温で鋼酸化被膜（スケール）が発生するため，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行われる．ショットブラストが不要な亜鉛系[18)19)20)]やアルミニウム系めっき[21)22)]のホットスタンプ鋼板も開発されている．日本国内では 2001 年にドアインパクトビームに採用[23)]されて以降，A ピラーレインフォースや B ピラーレインフォース等の骨格部品や，バンパーレインフォースを中心に適用が拡大している．さらに，2011 年には，1800MPa 級ホットスタンプ鋼板[24)25)]がバンパーレインフォースに適用された事例が報告されている[26)]．2022 年には，B ピラーレインフォースに 2000MPa 級ホットスタンプ鋼板が適用された[27)]．

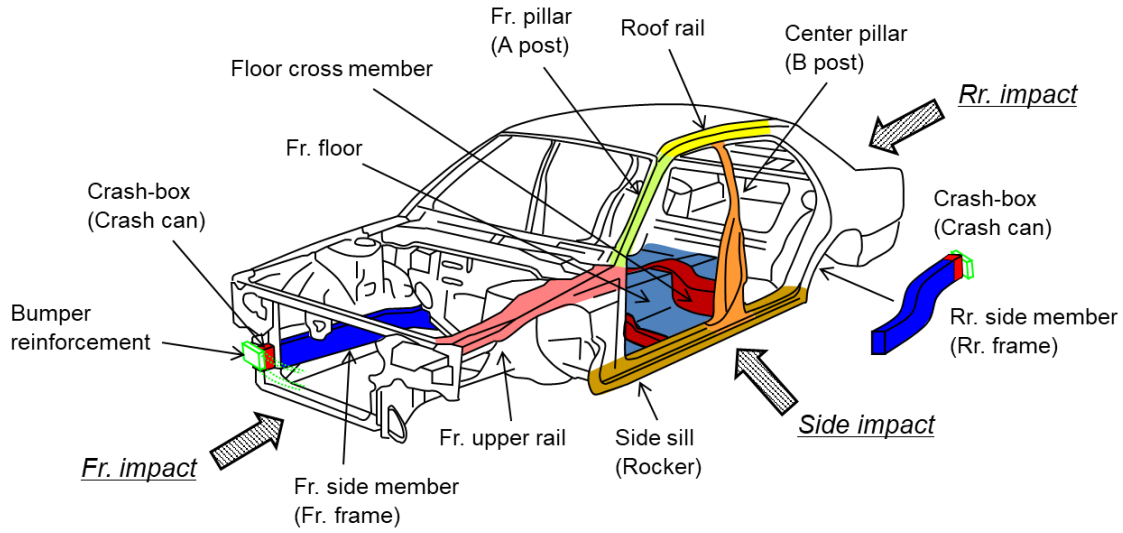



Fig.1-2 Portion of vehicle on which high-strength thin steel sheets are applied (body or chassis system component).

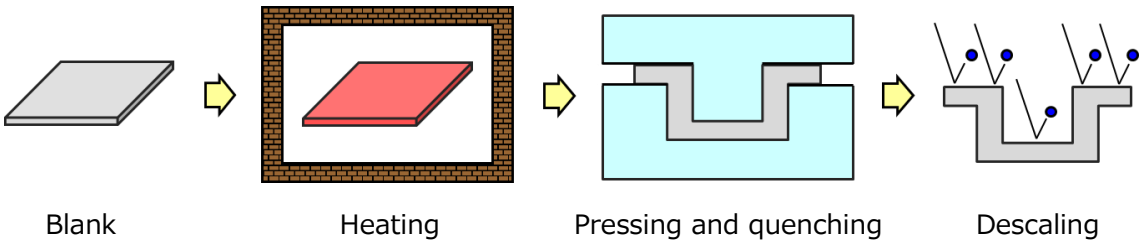



Fig.1-3 Hot stamping process.

## 1.3　抵抗スポット溶接の現状と課題

### 1.3.1　抵抗スポット溶接の特徴

代表的な自動車用鋼板の接合技術として，抵抗スポット溶接，アーク溶接，レーザ溶接，接着，機械接合などが挙げられる．その中でも抵抗スポット溶接は車体組立における主要接合技術であり，車体 1 台あたり300～400 の部品に対して，3000～6000 点の抵抗スポット溶接が実施されている．抵抗溶接の歴史は古く，James P. Jouleによって抵抗加熱の原理が発見されたことが始まりであり，1886年にElihu Thomsonにより突合せ抵抗溶接の特許が権利化された[28]．その後，点溶接に関するいくつかの特許が出願され，1898年にH.F.A Kleinschmidtにより現在の銅電極を用いる方式が特許化された[29]．重ね合わせた板材の点溶接、いわゆる自動車組立に用いられる抵抗スポット溶接が広く普及するようになったのは20世紀になってからとされる[30)31)32)]．抵抗スポット溶接は，数百ms程度の極めて短時間で溶接が可能であることに加え，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，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のメリットを有し，部品点数の多い自動車を大量生産するために最も適した接合方法である．

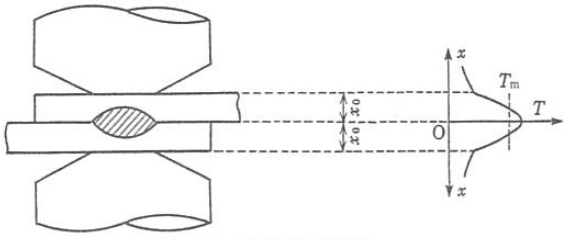
なお，アーク溶接は主に抵抗スポット溶接ができない閉断面部位や，自動車用鋼板の中で比較的厚い板厚が使用され，疲労強度や耐食性が要求される足回り部品に用いられる．レーザ溶接はテーラードブランク部品の製造と車体組立に一部用いられている．また，テーラードブランクにはプラズマ溶接が用いられることもある[33)]．接着は抵抗スポット溶接と併用したウェルドボンドとして適用されることが多く、近年，耐衝撃型の構造用接着剤が開発されたこともあり[34)35)]，車体への適用が拡大している[36)]．他にも，一部の車種において，レーザアークハイブリッド溶接の適用事例も報告されている[37)38)39)]．また，車体のマルチマテリアル化に伴い，摩擦攪拌点接合や，各種機械接合法の適用事例も報告されている[40)41)42)]．

### 1.3.2　抵抗スポット溶接の原理

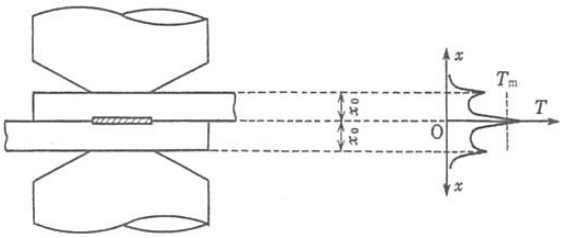
抵抗スポット溶接は，抵抗発熱を利用して溶接する方法の 1 種である．Fig.1-4 に示すように水冷された銅電極で 2 枚以上の金属板（鋼板）を上下から加圧し，この上下電極間に集中して数百 ms 程度の短時間通電することにより生じる母材の電気抵抗を利用したジュール発熱と，電極接触部での冷却作用を巧みに利用してナゲットと呼ばれる碁石状の溶融部を形成させて接合する方法である．また、コンデンサスポット溶接機を用いて 1ms 程度の極短時間通電を行い，板-板間の接触抵抗を利用した接触抵抗利用型の抵抗スポット溶接も存在するが，通常は上述したような母材の電気抵抗を利用した体積抵抗利用型が採用されている[43)]．

抵抗スポット溶接は母材の電気抵抗を利用しているが，溶接部の抵抗値は極めて小さ

く数十～数百μΩ程度しかない．そのため溶接部に十分な集中加熱を得て良好な溶接部を形成させるためには数kAという大電流が必要となる．この大電流を供給するために二次ケーブルはかなり太いものになり，電極を固定する加圧部も剛性の高いものが要求される．溶接トランスと加圧部を一体化したものはトランス付きガンタイプと呼ばれ，二次ケーブルレス化できるため近年採用が増加している．また，抵抗スポット溶接時の電圧はチップ間電圧で1～2V程度，電極チップ部，二次ケーブル部を含めても高々数V～10Vにしかならない．そのため溶接に必要な大電流を効率よく供給するために溶接部と主電源との間に適当な変圧器（トランス）が挿入される．通常，このトランスの二次無負荷電圧は数V～二十数Vに設定されており，溶接電流値や通電時間は電流値の小さなトランスの一次側で制御されている．




(a) Volume resistance type




(b) Contact resistance type

Fig.1-4 Schematic illustration of resistance spot welding [43].

### 1.3.3　高強度鋼板の抵抗スポット溶接性と課題

抵抗スポット溶接には様々なパラメータが関与し，材料，板組，生産現場のニーズ等に合わせて適切な溶接条件を選定する必要がある．一回の加圧・解放サイクルにおける一般的なシーケンスを Fig.1-5 に示す．抵抗スポット溶接ではこれらの各パラメータを独立に制御でき，被溶接物に応じて様々なパターンが用いられる．このうち抵抗スポット溶接の主要なパラメータとして溶接電流，通電時間，加圧力が挙げられ，これに電極形状を加えて抵抗スポット溶接の 4 大条件と呼ばれている．さらに，継手性能に影響を及ぼすパラメータとしてホールド時間（電極保持時間）が知られている．以下では，これらパラメータが高強度鋼板の抵抗スポット溶接性に及ぼす影響について述べる．

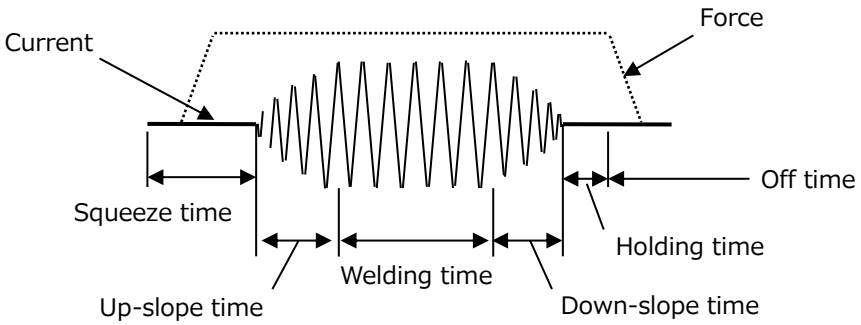



Fig.1-5 Sequence of resistance spot welding.

溶接電流の増加とともにナゲット径は拡大するが，溶接電流が過剰になると，散りと呼ばれる溶融金属の飛散が生じ，ナゲット径は不安定になる．さらに溶接電流が高くなると溶着と呼ばれる電極と鋼板との固着を生じ，一時的な設備停止原因となるため，溶着する溶接電流が上限値とされる．ただし，散りが発生するとナゲット径が不安定になることに加え，溶接ロボットの可動部に付着した場合に設備故障の原因となること，車体外面へ付着した場合に除去工程が必要になるため生産性を低下させること，作業環境を悪化させること，等の不具合を生じる．このため，多くの自動車メーカーで散り抑制のための取り組みが行われている．一般的に，材料の抵抗スポット溶接性は，適正電流範囲と呼ばれる基準ナゲット径が形成される溶接電流値から散り発生までの溶接電流値の範囲で評価される．高強度鋼板では，Fig.1-6 に示すように，基準ナゲット径が得られる電流値および散り発生電流値が軟鋼板に対して小さくなる [44]．ナゲット形成電流値が下がる割合よりも散り発生電流値が下がる割合が大きいため，適正電流範囲が狭くなる傾向にある．その要因として母材の電気抵抗と強度の影響が考えられている．前者に関しては，高強度鋼板では添加元素が多く固有電気抵抗率が高くなるため [45]，発熱しやすくなる．後者に関しては，母材強度が増加すると軟鋼と比較して通電面積が狭くなるため同じ電流値であっても電流密度が高くなり，発熱しやすくなる．その結果，ナゲットが急激に成長して，ナゲット周囲の圧接部が十分に形成されず，散り発生電流が低下すると考えられる．急激なナゲット成長を抑制して散り発生を低減する技術として，予熱通電などの様々な通電パターンが検討されており，例えば，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 [46) 47)]．

また，Fig.1-7 に示すように，加圧力を増加することで適正電流範囲を拡大できることが知られている [48]．これは加圧力を増加することにより，通電初期の板界面の接触面積を拡大してナゲットの急激な成長を抑制することに加え，圧接部による溶融金属のシール効果を高めるためと考えられる．また，一般にプレス成形では母材強度が上昇するほどスプリングバックを生じ，板間に隙間ができやすくなる傾向がある．この隙間が生じ

ると通電初期の板界面の接触面積が小さくなり，適正電流範囲が狭くなる．すなわち，Fig.1-8 に示すように，母材が高強度化するほど板間のなじみ改善のため高い加圧力が必要になる．また，高強度鋼板ではナゲット内の空洞を押しつぶせず Fig.1-9 に示すようなブローホールが発生しやすく，軟鋼板よりも高い加圧力を選定することでブローホールを抑制できることが報告されている [49].

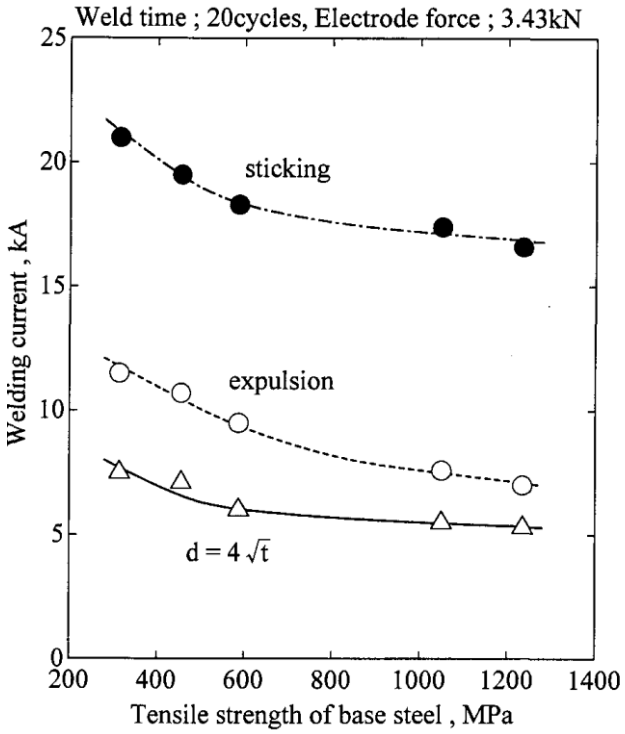
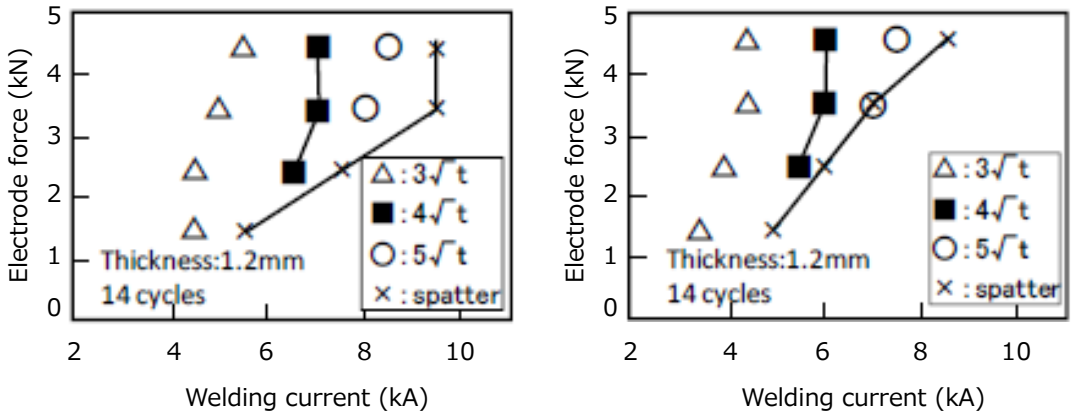



Fig.1-6 Influence of tensile strength of base steel on current range [44].




(a) 440MPa steel　　(b) 980MPa steel

Fig.1-7 Effect of electrode force on weldability lobe for 440MPa and 980MPa steel sheets [48].

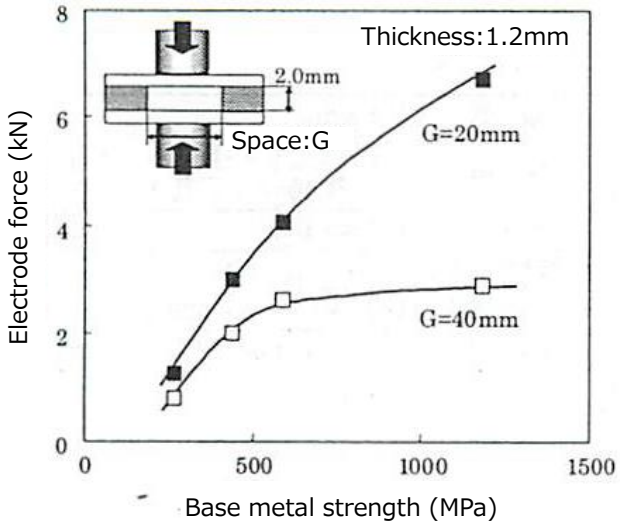



Fig.1-8 Relationship between base metal strength and optimum electrode force [49].

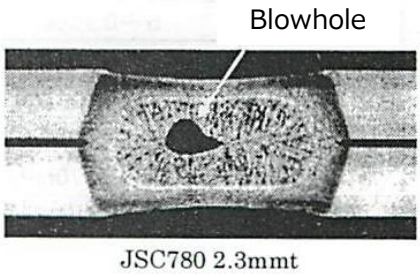



Fig.1-9 Blowhole generated in nugget in high strength steel sheet [49].

抵抗スポット溶接部の模式図を Fig.1-10 に示す．ナゲット周囲には，コロナボンドと呼ばれる圧接部が形成される．圧痕深さが大きくなると板間のシートセパレーションが大きくなり，通電経路が制限される．通電時間に対するナゲットおよびコロナボンドの成長過程を Fig.1-11，1-12 に示す [50) 51)]．ナゲットはまず板厚方向の成長が飽和した後，ナゲット径方向の成長が飽和する．このナゲットの成長挙動には電流密度と冷却のバランスが関係している．まず，通電初期の段階では電流密度が大きく瞬時にナゲットは形成され成長していくが，板厚方向の成長が進み電極に近づくにつれて冷却効果が大きくなるため，発熱と冷却のバランスからまず先に板厚方向の成長が飽和する。次に，ナゲット成長に伴い通電径が拡大するため電流密度は小さくなり，発熱量が減少して母材への抜熱とのバランスによりナゲット径方向の成長が飽和する．その後はコロナボンド径のみが拡大していく．そのため，一般的に，通電時間は板組に応じてナゲット径が飽和する値から数サイクル程度の裕度を持った値に設定されることが多く，板組の総板厚が厚くなるほど通電時間は長くなる傾向にある．また，板間に隙間が存在した場合，なじみ改善のために通電時間を長めに設定することが有効である．つまり，板間に隙間が生じやすい高強度鋼板では，軟鋼板に比べ長めの通電時間が望ましいと言える．

ホールド時間は，板隙が生じた場合に生じる高温割れ抑制や，ブローホール抑制を目的として，通常 1～10 サイクル程度の値が用いられることが多い．また，鋼板の高強度化に伴い近年注目が高まっている液体金属脆化（Liquid Metal Embrittlement：LME）割れに対して，ホールド時間の増加が割れ抑制に有効であることが知られている [52)]．一方，電極は循環水により水冷されているため，ホールド時間は溶接部の冷却速度に大きく影

響する．Fig.1-13 に示すように，ホールド時間が長いほど CTS が低下し（Fig.1-13(a)），ナゲット硬さが高くなる（Fig.1-13(b)）傾向があることが報告されている[53]．このため，ホールド時間は，溶接欠陥の抑制と継手強度確保の観点から適切な値を選定することが重要である．

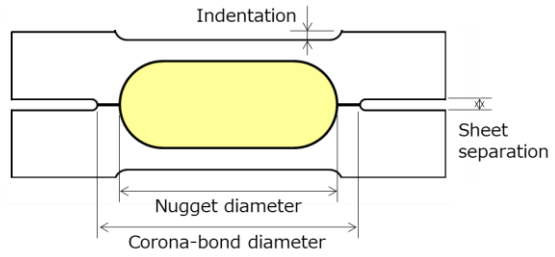



Fig.1-10 Schematic illustration of spot weld.

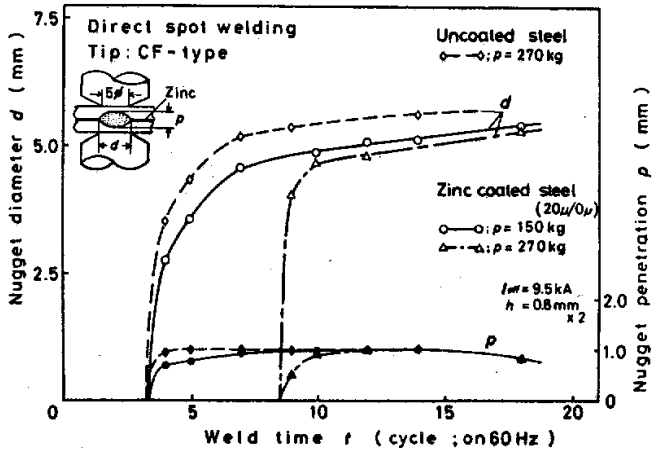



Fig.1-11 Effect of welding time on nugget growth behavior [50].

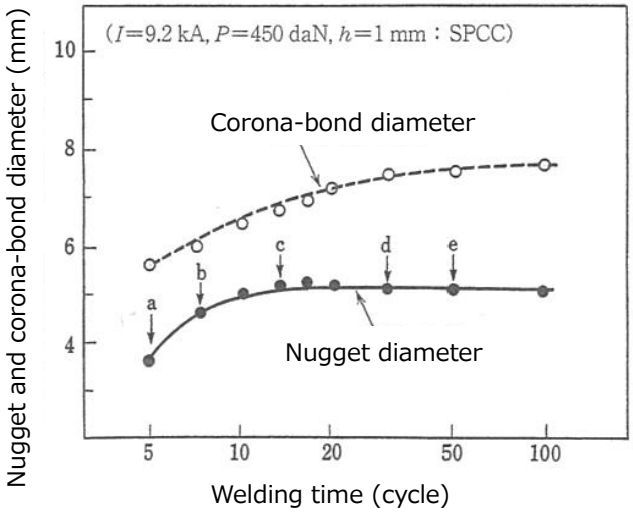
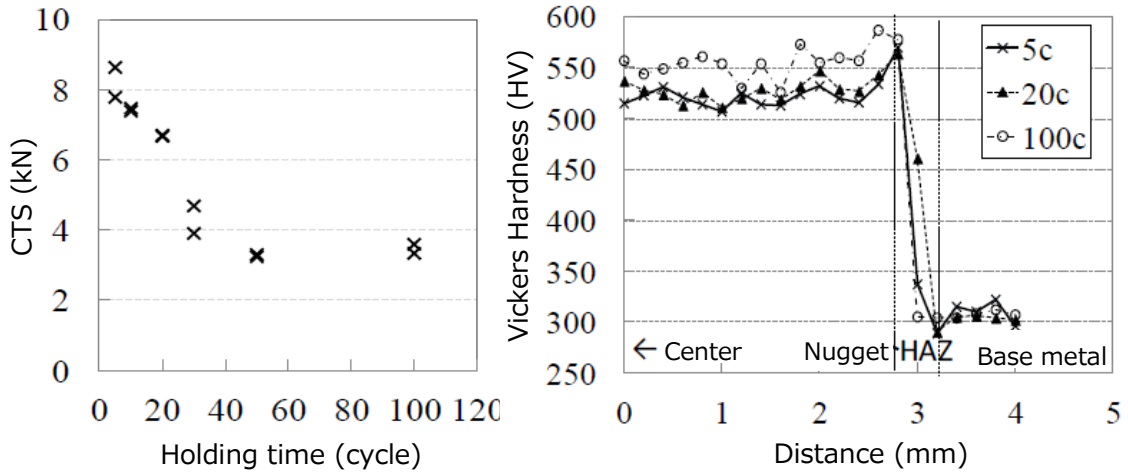



Fig.1-12 Effect of welding time on nugget and corona-bond growth behavior [51].




(a) Effect of holding time on CTS.

(b) Effect of holding time on hardness distribution of spot weld.

Fig.1-13 Effect of holding time on CTS and hardness distribution of spot weld [53].

### 1.3.4　抵抗スポット溶接継手の静的引張強度

抵抗スポット溶接継手の引張強度は，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 Fig.1-14 に示すように，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る．

鋼板の引張強さと抵抗スポット溶接継手のTSS，CTSの関係をFig.1-15に示す[54]．引張せん断継手では，鋼板が高強度化するほど界面破断しやすい傾向にあるが，TSSは鋼板の高強度化とともに上昇する傾向を示す．これまでに，破断形態に応じたTSSの推定式が報告されている．まず，界面破断する場合では下記 (1) (2) 式が提案されている[55) 56)]．

$$TSS = 9.8 \times \pi \times (ND/2)^2 \times Hv_{wm} / 3^{1.5} \quad (1)$$

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

ここで，$Hv_{wm}$：ナゲットのビッカース硬さ，ND：ナゲット径（mm）である．

また，プラグ破断する場合では下記（3）～（6）式が提案されている[57) 58) 59) 60)]．

$$TSS = F \times t \times TS \times ND \quad (3)$$

$$TSS = F \times t \times TS \times PD \quad (4)$$

$$TSS = 36.4 \times t^{1.42} \times TS^{0.84} \quad (5)$$

$$TSS = 2.05 \times t \times TS \times (1+0.0059EL) \times (ND+2.09) \quad (6)$$

ここで，F：補正係数，t：板厚（mm），TS：母材の引張強さ（MPa），PD：プラグ径（mm），EL：母材の伸び（%）である．

いずれの推定式においても，検討範囲において実験結果を精度良く予測できることが報告されている．一方で，幅広いナゲット径，板厚，鋼板強度で推定可能な式は未だ無く，さらなる精度向上が必要であることも指摘されている[54]．

十字引張継手では，プラグ破断する場合のCTS推定式として下記（7）～（9）式が報告されている[59)61)]．（9）式は，CTSに及ぼすTSの影響は小さいとして簡略化した式である．

$$CTS = 645 \times t \times ND^{1.27} \quad (7)$$

$$CTS = 5 \times \pi \times t \times d \times TS \times (1 - (100 / (100 + 0.5 \cdot El))^2)^{1.46} \quad (8)$$

$$CTS = 1150 \times t \times ND \quad (9)$$

Fig.1-15に示したデータは全ての条件においてプラグ破断が得られているが，CTSは590～780MPa 級鋼板までは増加する傾向を示し，さらに鋼板が高強度化すると低下する傾向を示す．（7）および（9）式は，プラグ破断する場合のCTSは母材強度によらず一定であることを前提とした推定式であり，母材の高強度化によるCTSの低下は説明できない．すなわち，適用範囲は限定される．

次に，界面破断する場合のCTS推定式として下記（10）式が報告されている[49]．

$$CTS = 9.8 \times (1.4 - 0.03 Hv_{wm}) \times \pi (ND/2)^2 \times (Hv_{wm}/3) \quad (10)$$

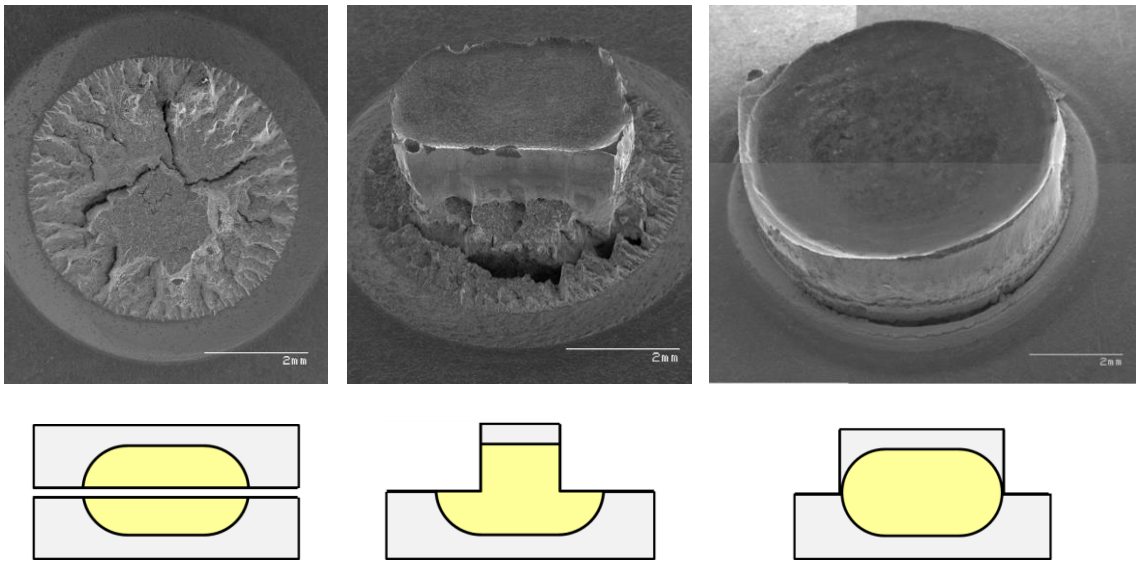
抵抗スポット溶接継手の剥離強度にはナゲットの靭性が影響すること，および鋼板が高強度化するほどナゲット内で破断しやすく剥離強度が低下することが報告されている[62)]．（10）式はナゲット硬さが高くなるほどCTSが低下することを考慮した推定式ではあるが，CTSはナゲット硬さへの寄与が小さい元素の影響も強く受ける．特にPやSの影響は大きく，含有量が増加すると凝固偏析部をき裂進展しやすくなるため，CTSが著しく低下することが知られている[63)]．これら不純物元素の影響を考慮したCTS推定式は提案されていないが，例えば下記（11）～（13）式のようなスポット溶接の炭素当量により，十字引張継手の破断形態を分類できることが報告されている[59)64)]．十字引張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.1-16に示す[59)]．図には，Ceq（=1.5C+P+3S）が0.23未満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0.23以上になるとナゲット内での破断，すなわち界面破断もしくは部分プラグ破断が起こることが表現されている．Fig.1-16の横軸にあるC量が増加すると，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量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．

$$Ceq(wt\%) = 1.5C + P + 3S \ < \ 0.23 \quad (11)$$

$$Ceq(wt\%) = C + Si/30 + Mn/20 + 2P + 4S \ \leqq \ 0.24 \text{（保持時間25サイクルの場合）} \quad (12)$$

$$Ceq(wt\%) = C + Si/30 + Mn/20 + 2P + 4S \ \leqq \ 0.31 \text{（保持時間5サイクルの場合）} \quad (13)$$

以上より，高強度鋼板の CTS を精度良く予測可能な推定式は未だ得られておらず，さらなる精度向上が必要であると言える．



(a) Interfacial failure. (b) Partial plug failure. (c) Plug failure.

Fig.1-14 Example of fracture mode of spot weld joints.

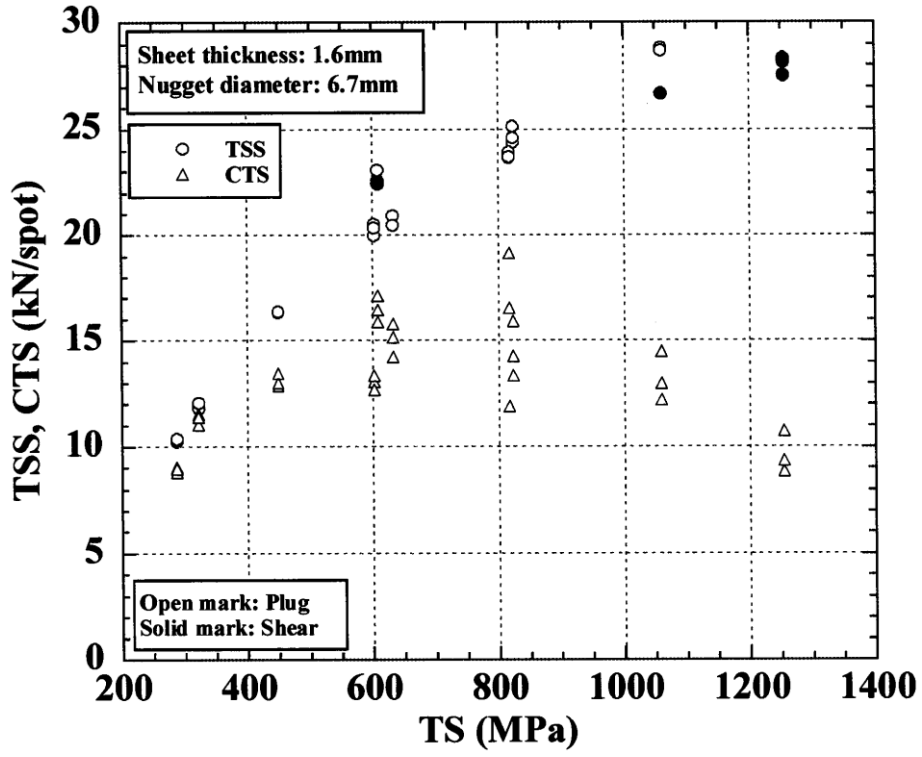



Fig.1-15 Relationship between TS and TSS, CTS [54].

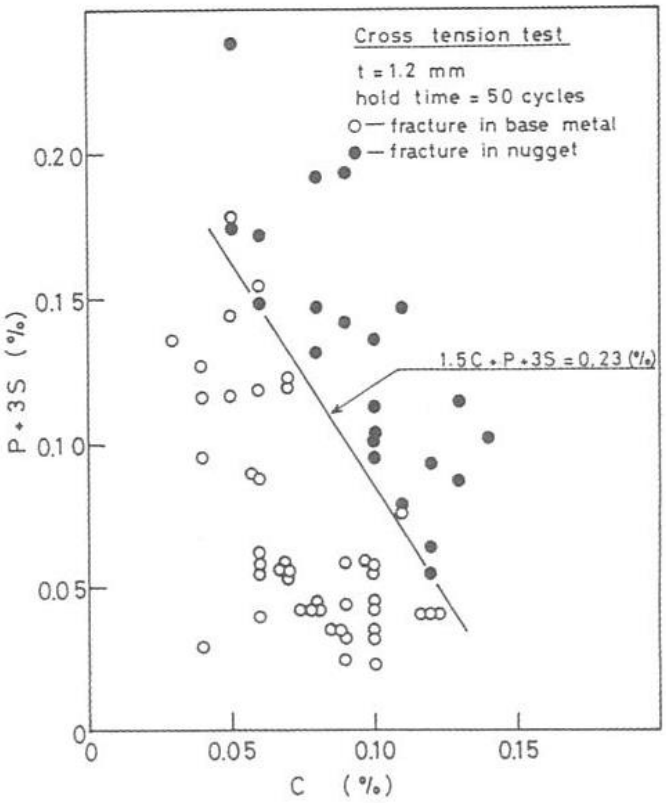
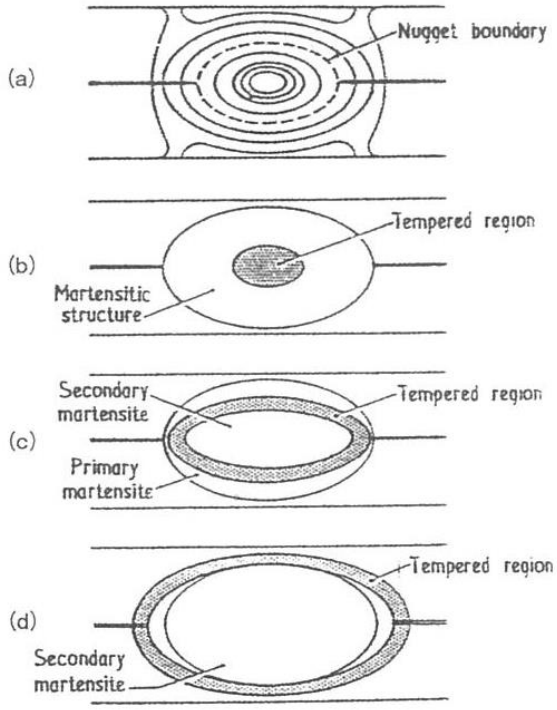



Fig.1-16 Cross tension test fracture mode interpreted by chemical composition [59].

### 1.3.5　抵抗スポット溶接継手の剥離強度の向上技術

高強度鋼板の抵抗スポット溶接の主要課題の一つとして，前節で述べた CTS に代表される剥離強度の低下があり，CTS 改善手法として様々な後通電技術が検討されている．古くから知られる手法として，ナゲットを焼戻すことで靭性を改善するテンパー後通電技術がある [65)66)]．高強度鋼板の抵抗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．テンパー後通電は，ナゲット形成後に Mf 点以下まで冷却する休止期間を設け，その後の通電により，マルテンサイトを焼戻したり，P の凝固偏析を緩和させ，ナゲットの靭性を向上させる通電方法である．

テンパー後通電時の焼戻し挙動の模式図を Fig.1-17 に示す [67)]．後通電による再加熱時の温度上昇は均一ではなく，ナゲット中央部が最も高温になり，その部分を中心として三次元的に温度が分布する．後通電入熱によるナゲットの硬さ分布と断面組織写真の変化を Fig.1-18 に示す [68)]．入熱が比較的小さい場合，ナゲット中央部のみが焼戻されている．入熱の増大につれて焼戻し領域はナゲット外周部へと拡大していくが，中心部はオーステナイト域に再加熱されてマルテンサイトとなり硬化する．さらに入熱が過大になると，ナゲットの大部分がマルテンサイトとなり硬化する．このように，テンパー後通電では狙いの箇所を的確に焼戻すためには入熱を精緻に管理する必要がある．



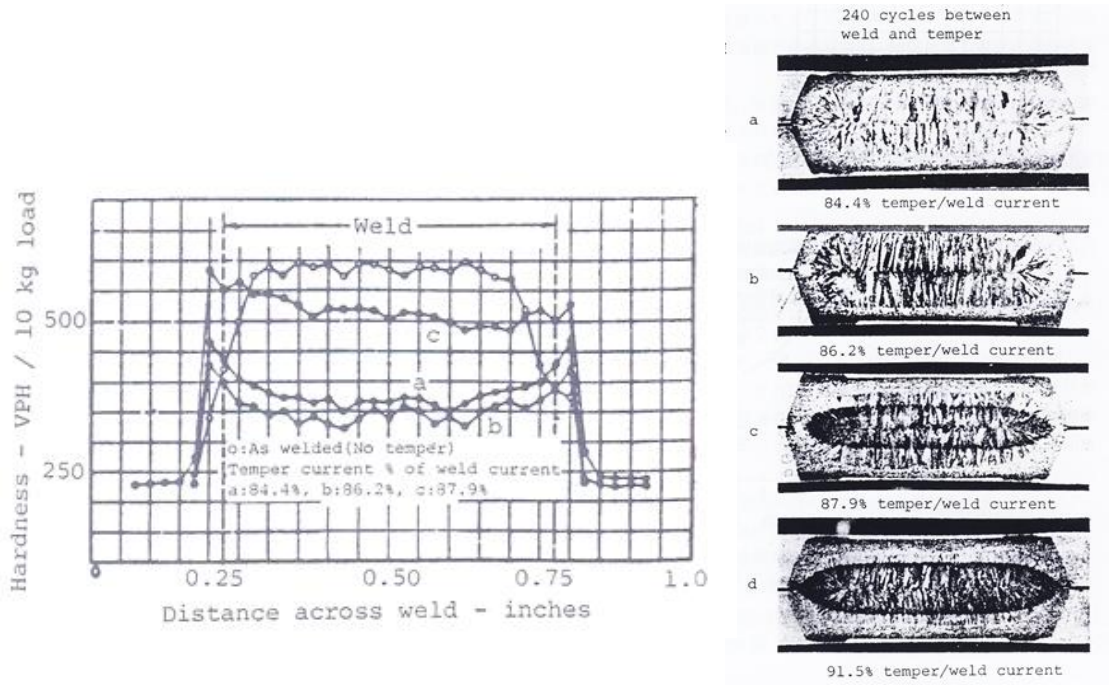

(a) Isotherm after welding.

(b) In case post heat input is relatively small.

(c) In case post heat input is increasing.

(d) In case post heat input is excessive.

Fig.1-17 Pattern diagram of tempering of nugget by post heat treatment [67].




(a) Effect of post heat treatment on hardness distribution of nugget.

(b) Effect of post heat treatment on macro-structure of nugget.

Fig.1-18 Effects of post heat treatment on hardness distribution and macro-structure of nugget [68].

谷口らは，テンパー後通電による CTS 向上の効果は，後述する偏析緩和を施した後通電効果に比べ大きいが，一方で適正条件範囲は狭いことを報告している [69].

また，テンパー後通電では，ナゲットがマルテンサイト変態後に再加熱する必要があるため, 板厚が厚くなるほど後通電開始までの休止時間は長くする必要がある. さらに，例えば下記（14）～（16）式で提案されている推定式 [70][71][72]から判るように，特に C 量が増加するにつれて Ms 点は低下する傾向にある．すなわち，鋼板強度が高くなるほど必要な休止時間は長くなる．

$$Ms = 539 - 423C - 30.4Mn - 17.7Ni - 12.1Cr - 7.5Mo \quad (14)$$

$$Ms = 561 - 474C - 33Mn - 17Cr - 17Ni - 21Mo \quad (15)$$

$$Ms = 550 - 361\,C - 39Mn - 35V - 20Cr - 17Ni - 10Cu - 5(Mo+W) + 15Co + 30Al \quad (16)$$

以上のように，テンパー後通電は高強度鋼板の CTS 改善に非常に有効な手法であるが，効果が得られる条件裕度が狭いこと，タクトタイムが大幅に増加すること，等が課題である．加えて，適切に焼戻しが行われたことを品質保証することが難しいという課題もあり，車体製造に適用された事例は報告されていない．

一方，テンパー後通電よりも短いタクトタイムで CTS を改善可能な手法として，凝固偏析を緩和する後通電が報告されている [73]．この手法は，テンパー後通電よりも短い休止時間の後，後通電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る技術である. 凝固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.1-19 に示す [62]. 適切な後通電条件では CTS が約 1.4 倍に向上している．Fig.1-20 にナゲットの組織と P の凝固偏析の様子を示す [62]．適切な後通電により P の凝固偏析が軽減していることがわかる．

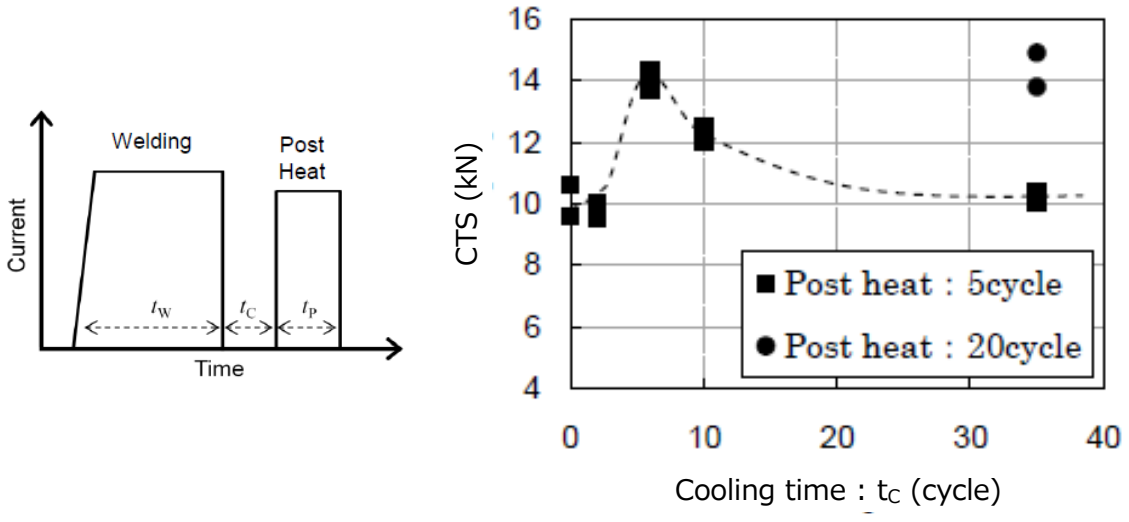
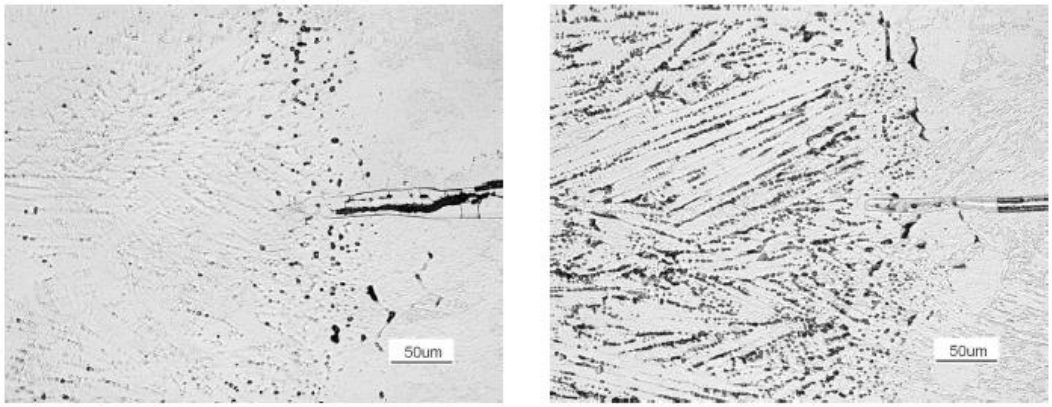
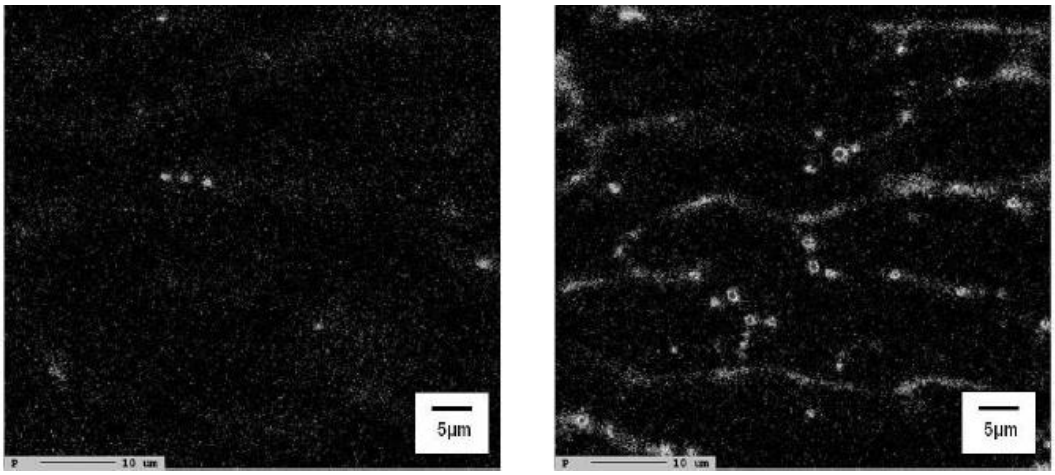



Fig.1-19 Effect of cooling time in post heat treatment on CTS [62].




(a1) CTS improved specimen. (a2) CTS not improved specimen.

(a) Optimum micro-scope.




(b1) CTS improved specimen. (b2) CTS not improved specimen.

(b) EPMA analysis of phosphorus.

Fig.1-20 Effect of post heat treatment on solidification segregation of phosphorus at nugget edge [62].

また，凝固偏析緩和後通電よりも後通電時間を長くすることで HAZ 部の靭性を改善して CTS を向上させるオートテンパ促進型後通電も提案されている [74]．さらに，本通電電流よりも高い電流値で短時間の後通電（1 回もしくは複数回）を行うことで，Fig.1-21 に示すようにナゲット端部を効果的に発熱し，CTS を向上させる後通電手法も提案されている [75].

凝固偏析緩和後通電はテンパー後通電に比べ CTS 向上の効果が得られる温度範囲が広いため，条件裕度が広く，CTS のばらつきも小さいことが報告されている [76]．そのため，条件管理しやすいという利点は有するが，テンパー後通電と同様に適切な強度特性を有する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．

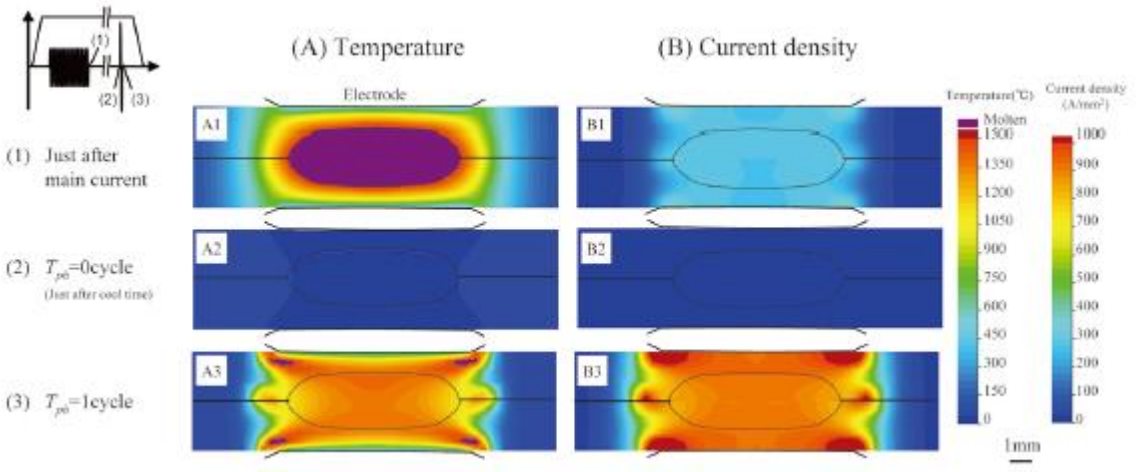



Fig.1-21 Effect of post heat current on temperature and current density distribution [75].

最近では, ホットスタンプ鋼板において溶融境界部の組織に着目した検討もされており [77]，さらに，溶融境界部の破断を抑制して CTS を向上させる後通電技術も報告されている [78]．また，ホットスタンプ鋼板ではナゲット外周部に顕著な HAZ 軟化を生じるため，面内引張試験において HAZ 軟化部を起点に破断し，部材性能低下の原因となる場合があることが報告されている [79) 80)]．

## 1.4　本研究での取り組み

これまで示したように，高強度鋼板の抵抗スポット溶接では，溶接しやすさの指標である適正電流範囲が狭くなること, および継手強度が低下することが主な課題として挙げられる．また，近年では，急激な鋼板の高強度化に伴い，水素脆化割れ [81)]や液体金属脆化（LME）割れに関する検討事例も増加している．高強度鋼板のさらなる適用拡大のためには，これら課題を解決する接合プロセス開発や，これらの課題が顕在化しないように材料を使いこなすための利用技術に関する知見が不可欠である．

本研究では, 上述した課題のうち, 抵抗スポット溶接の継手強度特性に焦点を当てる．継手強度不足に起因した衝突時の抵抗スポット溶接部破断による部材性能低下を抑制するためには，2 つのアプローチが考えられる．1 つは，1 打点あたりの継手強度を向上させることであり，その手法としてナゲット径拡大技術や，後通電によるナゲットもしくは HAZ 部の改質技術が検討されている．もう 1 つは，打点部への荷重入力を破断限界値以下となるように板組や部品形状，さらには打点配置を設計することである．その実現のためには, 実車における抵抗スポット溶接の継手強度特性を把握することが極めて重要である．しかし，実車は多くの材料で構成されており，板厚や重ね合わせ枚数を考慮すると用いられる板組は無数に存在する．それら板組に対して，荷重負荷モードやナゲット径，溶接条件の影響を含めてデータ取得することは不可能に近い．そこで本

研究では，実車で用いられる様々な板組の抵抗スポット溶接の継手強度特性を把握するための指針を得ること，および実車評価において考慮すべき影響因子を明確にすることを目的とした．

通常，抵抗スポット溶接の継手強度特性は，同強度同板厚の板組を用いて評価されることが多い．しかし，実車は強度や板厚の異なる様々な板組で構成される．そこでまず，プラグ破断する場合を対象に，同板厚で強度の異なる材料を重ね合わせた異強度鋼板の板組の各種継手強度と破断位置を，同強度同板厚の板組のそれと比較した．その結果をもとに，材料強度の差によって生じる試験片の変形挙動に着目し，異強度板組の継手強度特性を把握することに取り組んだ．さらに，同強度で板厚の異なる材料を重ね合わせた差厚板組の継手強度特性についても検討した．

また，実車における抵抗スポット溶接の継手強度特性をより精度良く把握するため，従来考慮されていなかった影響因子の明確化にも取り組んだ．通常，抵抗スポット溶接の継手強度特性は溶接ままの試験片を用いて評価されるが，溶接後から引張試験までの経過時間の影響は考慮されていない．さらに，実車での継手は溶接後に塗装焼付け熱履歴（通常，170℃で 20 分保持相当の熱処理）を受けるが，ラボ評価ではその影響は考慮されていない．そこで，溶接後の経過時間，および塗装焼付け熱履歴が抵抗スポット溶接の継手強度特性に及ぼす影響を検討した．

## 1.5　本論文の内容と構成

本論文は，7 章で構成され，各章の概要は以下の通りである．

第 1 章では，本研究の背景として，自動車を取り巻く環境，高強度鋼板の特徴と適用動向，高強度鋼板の抵抗スポット溶接における課題について概説し，本研究の目的と取り組み内容を明確にした．

第 2 章では，抵抗スポット溶接の引張せん断継手の強度特性に及ぼす材料強度差の影響について述べる．まず，270～980MPa 級冷延鋼板，および 1500MPa 級ホットスタンプ鋼板を用いて，同板厚の同強度鋼板を重ね合せた板組（以下，同強度板組）の引張せん断強さと破断形態を調査した．次に，1500MPa 級ホットスタンプ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，プラグ破断する場合を対象に，同強度板組の引張せん断強さ，破断形態と比較検討した．これらの結果に基づき，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した．

第 3 章では，抵抗スポット溶接継手の剥離強度特性に及ぼす材料強度差の影響について述べる．プラグ破断する場合を対象に，各種剥離試験片形状に対して同強度板組と異強度板組の継手強度特性を比較検討した．異強度板組の材料強度の差によって各種試験片形状における変形挙動がどのように変化し，抵抗スポット溶接部周囲の相当塑性ひず

みに影響を及ぼすのかを考察することにより，異強度板組の剥離強度特性を把握した．

第 4 章では，抵抗スポット溶接の引張せん断継手，および L 字引張継手の強度特性に及ぼす板厚差の影響について述べる．1500MPa 級ホットスタンプ鋼板を用いて，同板厚板組と差厚板組の継手強度特性を比較検討した．板厚差が引張せん断強さ，L 字引張強さおよび破断形態に及ぼす影響を把握し，その作用機構について考察した．

第 5 章では，抵抗スポット溶接継手の強度特性に及ぼす拡散性水素の影響について述べる．抵抗スポット溶接における水素侵入源を明らかにするとともに，引張せん断強さ，および L 字引張強さに及ぼす溶接後経過時間の影響を調査し，拡散性水素量との相関を検討した．

第 6 章では，実車の継手が受ける塗装焼付け熱履歴が抵抗スポット溶接継手の強度特性に及ぼす影響について述べる．車体を構成する高強度鋼板の抵抗スポット溶接継手の機械的特性を系統的に明らかにすることを目的に，様々な鋼種，溶接条件，荷重の負荷モードにおいて，塗装焼付け熱履歴が抵抗スポット溶接の継手強度や破断形態に及ぼす影響とその作用機構について検討した．

第 7 章では，本研究の成果を総括した．

## 第 1 章の参考文献


1) 外務省ホームページ：https://www.mofa.go.jp/mofaj/ic/ch/page1w_000121.html

2) 経済産業省ホームページ，乗用車の新たな燃費基準に関する報告書：
https://www.meti.go.jp/press/2019/06/20190625003/20190625003.html

3) 経済産業省ホームページ，2050 年カーボンニュートラルの実現に向けた検討：
https://www.enecho.meti.go.jp/committee/council/basic_policy_subcommittee/036/036_005.pdf

4) 国土交通省ホームページ，乗用車の燃費・CO2 排出量：
https://www.mlit.go.jp/jidosha/jidosha_fr10_000051.html/001474445.pdf

5) 児玉真二，富士本博紀，石田欽也：シャシー部品用高強度鋼板のアーク溶接技術，日本製鉄技報，第 412 号 (2019)，pp.78-85.

6) 富士本博紀，秋岡幸司，徳永仁寿：自動車用薄鋼板のアーク溶接部における電着塗装後の耐食性と疲労特性に及ぼすショットブラストの影響，塑性と加工，Vol.58，No.675 (2017)，pp.299-303.

7) 勝倉誠人：高張力鋼板の車体部品への適用，工業材料，Vol.55，No.6 (2007)，pp.44-47.

8) 田路勇樹，長谷川浩平，重本晴美，川邉英尚，藤田毅，田中靖，中村肇，石田博，坂本博之：1180MPa 級鋼板の冷間プレスによる一体型ドアインパクトビームの開発，自動車技術会論文集，Vol.39，No.5 (2008)，pp.133-138.

9) 坂野律男，岡田又治，丸山秀幸，小田修二，清水昇，森林竜也：1180MPa 級高強度鋼板のボディーへの適用について，マツダ技報，No.32 (2015)，pp.65-70.

10) 酒井明，松本茂，矢野峰治，田丸真司，新井直樹，吉崎真吾，庄司庸平，末長昭大：

1310MPa 級高張力鋼板冷間プレス部品の開発，マツダ技報，No.36 (2019)，pp.192-198.
11) JFE スチール株式会社ホームページ：https://www.jfe-steel.co.jp/release/2016/11/161124.html
12) 林央：高強度鋼板の車体への適用の変遷－薄鋼板成形技術研究会の調査から－，塑性と加工，Vol.58，No.673 (2017)，pp.99-104.
13) 樽井大志: 自動車組み立てにおける最新抵抗スポット溶接技術, 溶接学会誌, Vol.84, No.6 (2015)，pp.458-461.
14) A.B. Norrbottens Jarnverk：Manufacturing a Hardened Steel Article，Great Britain Patent, GB1490535 (1977).
15) E.Billur：Hot stamping of Ultra High-Strength Steels，Springer (2019)，pp.31-34.
16) K.Kusumi，S.Yamamoto，K.Ushioda：Mechanism for Excellent Shape Fixability in Hot Stamping Process，Materials Transactions，Vol.61 (2020)，pp.2121-2127.
17) 上西朗弘：自動車「材料編」，溶接学会誌，Vol.82，No.7 (2013)，pp.32-37.
18) 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, CAMP-ISIJ, Vol.18 (2005)，557.
19) 秋岡幸司，今井和仁，松本雅充，西畑敏伸，小嶋啓達，高山透，菊地祐久，吉川幸宏:熱間プレス用亜鉛めっき鋼板の皮膜構造と諸特性, 自動車技術会学術講演会前刷集, No.21-11 (2011)，pp.1-4.
20) 富士本博紀，中田匡浩，内原正人，今井和仁，小嶋啓達，綛田良之：ホットスタンプ用亜鉛めっき鋼板の成形特性ならびに溶接特性，自動車技術会論文集，Vol.47，No.4 (2016)，pp.979-984.
21) 末広正芳，真木純，楠見和久，大神正浩，宮腰寿拓：ホットプレス用アルミニウムめっき鋼板の諸特性，新日鉄技報，第 378 号 (2003)，pp.15-20.
22) 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，Vol.78，No.6 (2009)，pp.23-30.
23) 鈴木貴之：ホットスタンピング／ダイクエンチ概論（ホットスタンプ工法の基礎とその採用状況），素形材，Vol.55，No.7 (2014)，pp.2-6.
24) 西畑敏伸，小嶋啓達，小澤正史，中嶋勝司：TS1.8GPa 級熱間プレス材の諸特性に及ぼす合金元素の影響（TS1.8GPa 級熱間プレス用鋼板の開発-1）, CAMP-ISIJ, Vol.21 (2008), 597.
25) 鈴木貴之，新家年雅，中嶋勝司，西畑敏伸，小嶋啓達：TS1.8GPa 級熱間プレス部品の諸性能（TS1.8GPa 級熱間プレス用鋼板の開発-2），CAMP-ISIJ，Vol.21 (2008)，598.
26) 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，Vol.52，No.2 (2013)，pp.68-70.
27) 日本製鉄株式会社ホームページ：https://www.nipponsteel.com/news/20220830_200.html

28) E.Thomson：Apparatus for Electric Welding，United States Patent，No.347140 (1886).
29) H.F.A. Kleinschmidt：Electric Welding，United States Patent，No.616436 (1898).
30) 池田倫正 : 自動車用薄鋼板のスポット溶接技術，溶接学会誌，Vol.88，No.8 (2019)，pp.609-620.
31) 松山欽一，高橋靖雄，長谷川和芳 : 抵抗溶接の基礎と実際，産報出版株式会社(2011).
32) リチャード・D・シモンソン : 溶接の歴史 (3)，溶接技術，Vol.18，No.2 (1970)，pp.88-92.
33) 大西渉，猪一郎，山口英毅，丸石宏昭，綱清一郎：テーラードブランクへのプラズマ溶接の適用，マツダ技報，No.21 (2003)，pp.233-238.
34) 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).
35) 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).
36) Proceedings EuroCarBody (2014)，Bad Nauheim.
37) Petring, Dirk : Laser Applications in European Automotive Manufacturing: Historical Review and Recent Trends，溶接学会誌，Vol.73，No.8 (2004)，pp.539-546.
38) Larsson, J.K. : ヨーロッパ自動車産業におけるレーザ溶接の応用，溶接技術，Vol.51，No.11 (2003)，pp.86-91.
39) 長谷川芳春，藤田浩史，遠藤岳晴，藤本雅昭，田辺順也，吉田正樹：視界向上フロントピラーの開発，Honda R＆D Technical Review，20-2 (2008)，pp.106-113.
40) 大石郁, 藤井英俊 : FSW 技術と自動車への適用例, まてりあ, Vol.53, No.12 (2014)，pp.603-607.
41) 庄司庸平，高瀬健治，玄道俊行，垰邦彦，森川賢一，野口竜弘：鉄とアルミ材の点接合技術の開発，マツダ技報，No.24 (2006)，pp.90-94.
42) 中沢靖：機械的締結による異種金属材料接合技術，軽金属，Vol.72，No.1 (2022)，pp.31–39.
43) 社団法人溶接学会編：第 2 版溶接・接合便覧，丸善株式会社 (2003)，p.352.
44) 山崎一正, 佐藤浩一, 徳永良邦 : 超高強度冷延鋼板のスポット溶接継手の強度特性，溶接学会論文集，Vol.17，No.4 (1999)，pp.553-560.
45) 山内信幸，高隆夫 : 高張力鋼板のスポット溶接性，住友金属，Vol.33，No.4 (1981)，pp.109-120.
46) 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－チリ抑制のための通電パターンの検討－, 溶接学会全国大会講演概要，第79集 (2006)，pp.382-383.
47) 椋本厚司，新明高史，菊池陵，福本学，内原正人，福井清之：スポット溶接 7 段通電法について，自動車技術会学術講演会前刷集，No.72-07 (2007)，pp.23-25.

48) 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)，pp.19-25.
49) 小野守章 : 薄鋼板・表面処理鋼板の溶接，第184回西山記念技術講座 (2005)，pp.139-163.
50) 西口公之，松山欽一，田島俊之助：亜鉛メッキ鋼板のシリーズスポット溶接におけるナゲット形成現象に関する研究（第1報）－ナゲット形成に及ぼす亜鉛メッキ層の影響－，社団法人溶接学会抵抗溶接研究委員会資料，RW111-77 (1977)
51) 中村孝，浜崎正信 : 点溶接におけるナゲット生成機構に関する研究（第2報）－ナゲットの組織と強さとの関係－，溶接学会誌，Vol.37，No.2 (1968)，pp.59-65.
52) 高島克利：高強度薄鋼板の抵抗スポット溶接時における LME 割れ抑制技術，溶接学会誌，Vol.90，No.7 (2021)，pp.24-28.
53) 若林千智，渡辺史徳，岡田徹，古迫誠司，宮崎康信：高強度鋼板のスポット溶接部組織の特徴（第 2 報）－保持時間の組織に及ぼす影響について－，溶接学会全国大会講演概要，第 92 集 (2013)，pp.74-75.
54) 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，新日鉄技報，第 385 号 (2006)，pp.36-41.
55) 小野守章：抵抗溶接の新展開 自動車用高強度鋼板のスポット溶接性，溶接技術，Vol.51，No.3 (2003)，pp.77-82.
56) 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，No.105-02 (2002)，pp.5-8.
57) J.Heuschkel：The Expression of Spot-Weld Properties，Welding J.，31-10 (1952)，pp.931-943.
58) J.M. Sawhill and J.C. Becher：Spot Weldability of High-Strength Sheet Steels，Welding J.，59-1 (1980)，pp.19-31.
59) 田中甚吉，樺澤真事，小野守章，長江守康：高強度薄鋼板のスポット溶接性，日本鋼管技報，No.105 (1984)，pp.72-81.
60) 樺澤真事，船川義正，小川和洋，田村学：薄鋼板スポット溶接継手の引張せん断強さの推定－抵抗スポット溶接継手の強さ（第1報）－, 溶接学会論文集, Vol.14, No.4 (1996), pp.754-761.
61) 船川義正，樺澤真事：十字引張強さの推定式の導出（スポット溶接継手の継手強さの推定－第 3 報），溶接学会全国大会講演概要，第 54 集 (1994)，pp.256-257.
62) 渡辺史徳，古迫誠司，浜谷秀樹，宮崎康信，野瀬哲郎：スポット溶接継手十字引張試験の破壊力学的解析，溶接構造シンポジウム 2011 講演論文集 (2011)，pp.271-278.
63) 古迫誠司，宮崎康信，浜谷秀樹，秋庭義明：スポット溶接された L 字継手の強度および破壊挙動に及ぼす添加元素の影響，溶接学会論文集，Vol.33，No.2 (2015)，pp.133-

143.
64) 西武史，斉藤亨，山田有信，高橋靖雄：自動車用高張力薄鋼板のスポット溶接性評価研究，製鉄研究，第 307 号 (1982)，pp.56-63.
65) 平塚一富，伊藤千寿：耐候性鋼の点溶接におけるテンパ条件選定に関する研究，溶接学会誌，Vol.39，No.3 (1970)，pp.145-155.
66) 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，鉄と鋼，Vo.68，No.9 (1982)，pp.1444-1451.
67) A.Beevers，E.J. French：Post Weld Heat Treatment of Spot Welds in Hardenable Steels，British Welding Journal (1962)，pp.523-532.
68) 社団法人溶接学会抵抗溶接研究委員会編 : 溶接学会技術資料 No.8，抵抗溶接現象とその応用（I)，スポット溶接・下 (1982).
69) 谷口大河，古迫誠司，児玉真二 : 抵抗スポット溶接継手の CTS 改善に向けた後通電条件の検討，溶接学会全国大会講演概要，第 107 集 (2020)，pp.66-67.
70) K.W. Andrews : Heat Treatment for Improvement in Low Temperature Mechanical Properties of 0.40 pct C-Cr Steels，The Journal of the Iron and Steel Institute，203 (1965)，pp.721-727.
71) W.Steven，A.G. Haynes：The Temperature of Formation of Martensite and Bainite in Low-Alloy Steels，The Journal of the Iron and Steel Institute，Vol.183，No.8 (1965)，pp.349-359.
72) 社団法人日本金属学会編：講座・現代の金属学　材料編 4　鉄鋼材料，丸善株式会社 (2012)，p.45.
73) 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, 第 89 集 (2011), pp.44-45.
74) 若林千智，泰山正則，古迫誠司，宮崎康信 : HAZ 部のオートテンパ―促進によるスポット溶接継手の強度向上，溶接学会全国大会講演概要，第 96 集 (2015)，pp.38-39.
75) 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，Vol.32，No.3 (2014)，pp.164-171.
76) 谷口大河，古迫誠司，児玉真二：抵抗スポット溶接継手のCTS改善に向けたご通電条件の検討（第2報），溶接学会全国大会講演概要，第109集 (2021)，pp.162-163.
77) O.Sherepenko, O.Kazemi, P.Rosemann, M.Wilke, T.Halle and S.Juttner : Transient Softening at the Fusion Boundary of Resistance Spot Welds : A Phase Field Simulation and Experimental Investigations for Al-Si-coated 22MnB5，Metals (2020)，Vol.10 (1)，10.
78) L.Cretteur，Y.Merdji and C.Kaczynski：Spot Weld Strength Improvement by Optimization of the Welding Parameters on 1.8GPa Press Hardened Steels，7nd International Conference on HOT SHEET METAL FORMING OF HIGH-PERFORMANCE STEEL，CHS2 (2019)，pp.385-393.
79) 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，Vol.34，No.4 (2016)，pp.285-294.
80) D.Berglund：Hot Stamped Components with Tailored Properties – Simulation and Validation of Product Performance，2nd International Conference on HOT SHEET METAL FORMING OF HIGH-PERFORMANCE STEEL，CHS2 (2009)，pp.293-301.
81) 川邉直雄，松田広志，沖田泰明，池田倫正，三上欣希，望月正人：抵抗スポット溶接部における温度・応力変化を考慮した水素拡散解析，溶接学会論文集，Vol.37，No.3 (2019)，pp.125-132.

# 第 2 章　異強度鋼板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

## 2.1　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 1970 年代にスウェーデンで開発されたホットスタンプ工法がある[3)]．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．1500MPa 級ホットスタンプ鋼板（以下，1500HS 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強度特性については，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．その継手強度特性は，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[4) 5) 6)]．ただし，これらの検討は 980MPa 級までの鋼板を対象に実施されており，1500HS 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[7)]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 270MPa 級～1500HS 鋼板を対象にナゲット径 3√t～5√t にて同強度板組の TSS と破断形態を調査し，1500HS 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，1500HS 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[8)9)]．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[10)11)]，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[12)]．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[13)]．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．

## 2.2 実験方法

### 2.2.1 供試材および試験片形状

供試材には板厚 1.0～2.0mm の公称引張強さ 270～980MPa 級冷延鋼板（以下，270～980 鋼板），および 1500HS 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 Table2-1 に示す．同強度板組の継手強度特性は板厚 1.0～2.0mm の供試材を用いて評価した．1500HS 鋼板と相手材 270～980 鋼板を重ね合せた異強度板組の継手強度特性は，板厚 1.2mm の供試材を用いて評価した．

試験片形状には Fig.2-1 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[14) 15)]，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 1.2mm の通常板幅である 30mm 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．

### 2.2.2 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 16mm，先端径 6mm，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 Table2-2 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√t（t : 板厚（mm））が得られるように，4.0～10.0kA の範囲で板組毎に調整した．また，ホールド時間（通電後の電極保持設定時間）は全ての板組で 10cyc（1cyc=1/60s）とした．

### 2.2.3 評価方法

各板組のナゲット径 4√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 1/4t（t : 板厚）の位置を界面と平行方向に荷重 0.98N，0.25～0.5mm 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 10mm/min 一定とし，チャック間距離は 70mm 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．

### 2.2.4 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 205.9GPa，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.2-2 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 0.3mm 角の超小型試験 [16]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．

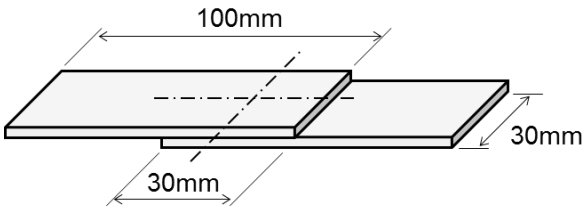



Fig.2-1 Schematic illustration of tensile shear joint.

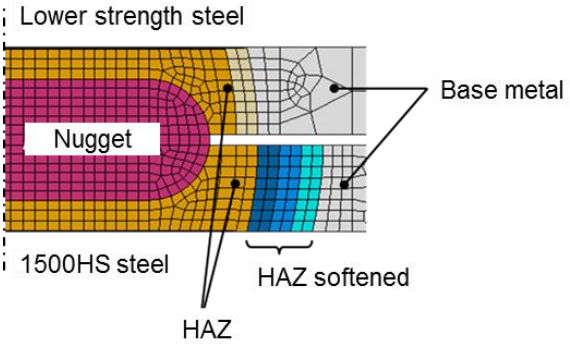



Fig.2-2 FEM mesh division of spot weld.

Table2-1 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 |
| 1500HS steel | 1585.5 | 1144.6 | 8.9 |

Table2-2 Welding conditions.

| Thickness (mm) | Force (kN) | Welding time (cyc) | Welding current (kA) | Holding time (cyc) |
|---|---|---|---|---|
| 1.0 | 2.94 | 14 | 4.0－7.0 | 10 |
| 1.2 | 2.94 | 16 | 4.0－10.0 | |
| 1.4 | 3.43 | 18 | 4.5－8.0 | |
| 1.6 | 3.43 | 20 | 4.5－8.0 | |
| 1.8 | 3.92 | 22 | 4.5－9.0 | |
| 2.0 | 3.92 | 24 | 4.5－9.0 | |

## 2.3 実験結果

### 2.3.1 抵抗スポット溶接部の硬さ分布

板厚1.2mm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.2-3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．440MPa級以上の鋼板では，ナゲット端部から約1mm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，780MPa級以上の鋼板ではHAZ軟化が認められ，1500HS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HV150程度低下した．次に，界面破断しやすくなる590MPa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.2-4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1.2mm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 1500HS 鋼板側の抵抗スポット溶接部の硬さ分布を 1500HS 鋼板同強度板組のそれと比較して Fig.2-5 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．

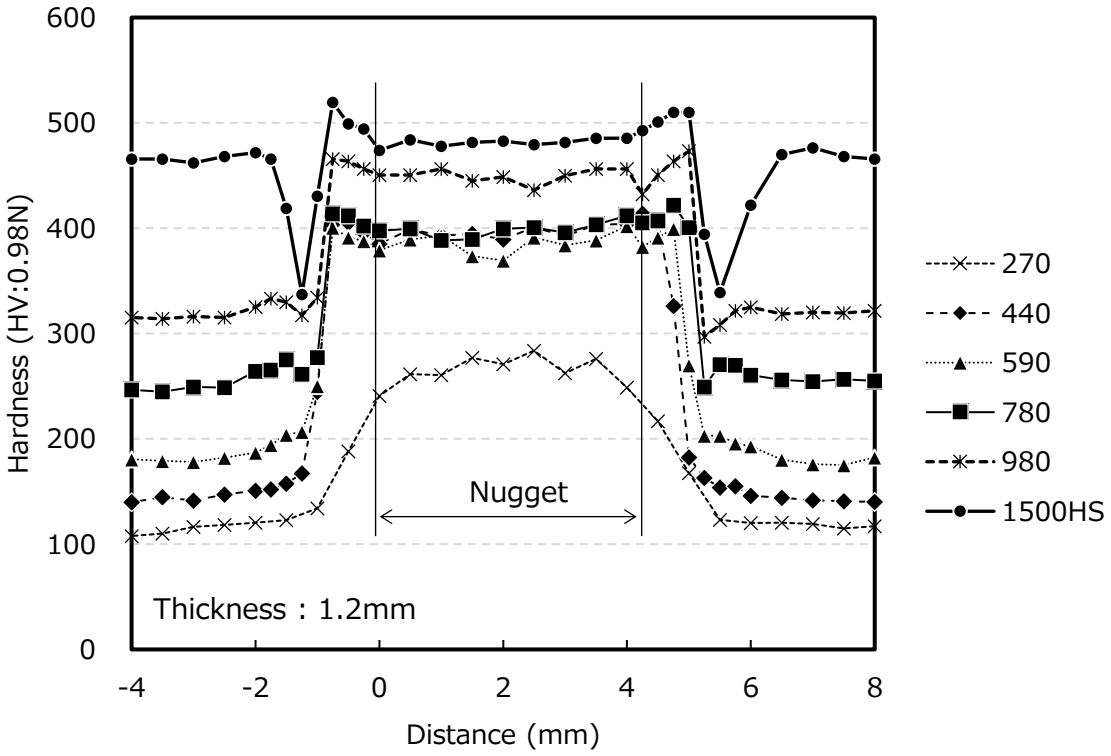



Fig.2-3 Hardness distribution of spot welds.

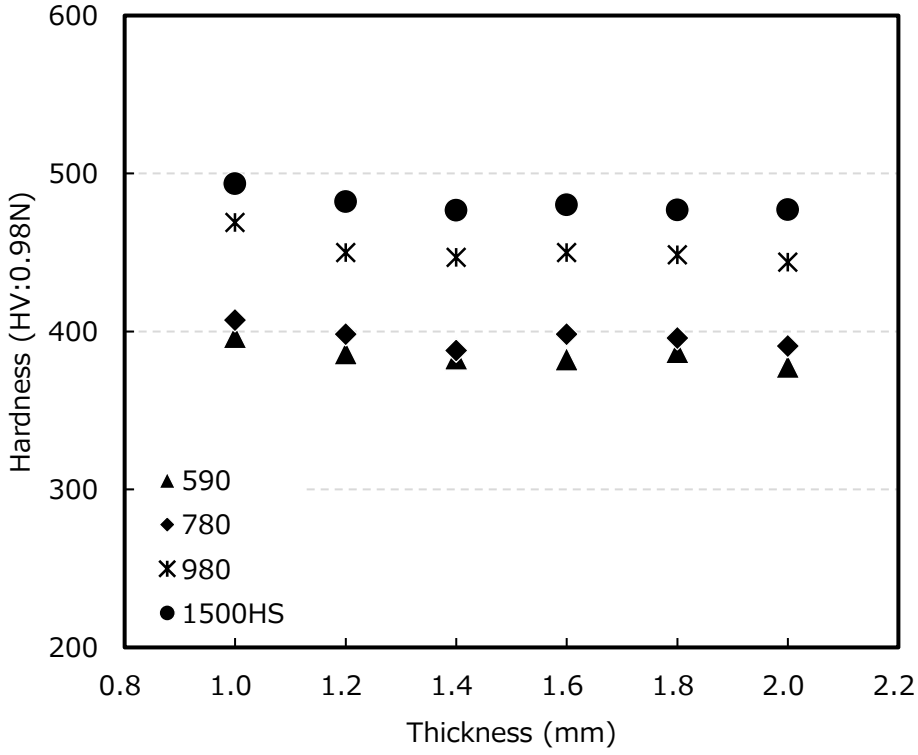



Fig.2-4 Effect of thickness on hardness of nugget.

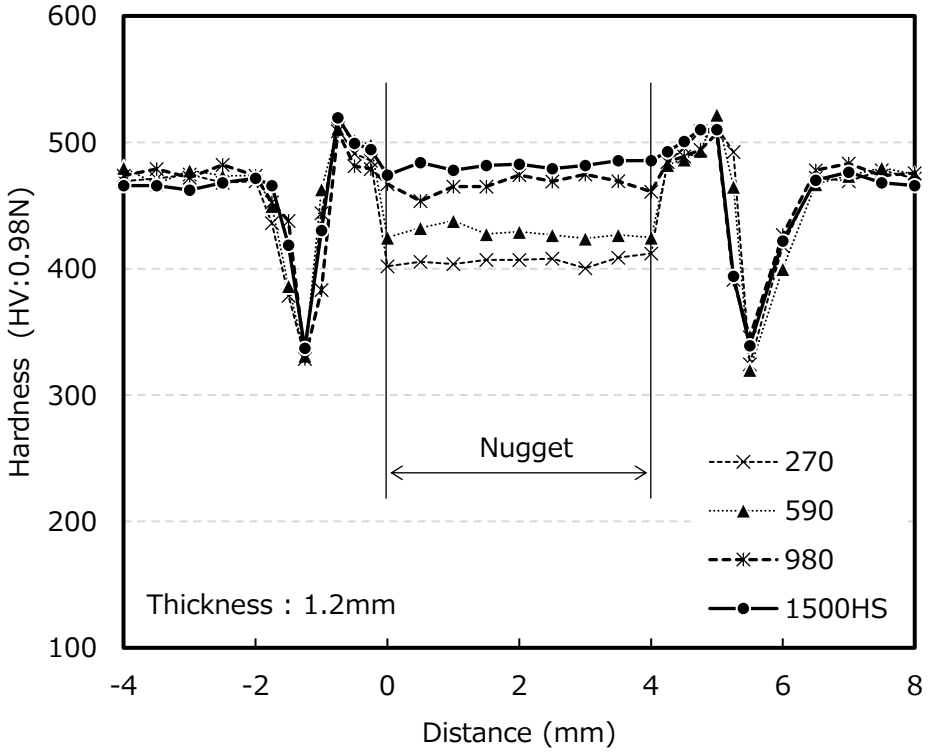



Fig.2-5 Comparison of hardness distribution between same kind material joints and dissimilar material joints.

### 2.3.2 同強度板組の引張せん断強さ

板厚 1.6mm の TSS に及ぼす母材強度の影響を Fig.2-6 に示す．ナゲット径は 3，4，5√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√t における破断形態に及ぼす母材強度，板厚の影響を Table2-3 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 1500HS 鋼板の TSS に及ぼすナゲット径の影響を Fig.2-7 に示す．板厚 1.0～2.0mm のそれぞれの板厚に対し，ナゲット径 3，4，5√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 [4]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．

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

（$Hv_{wm}$：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，1500HS 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．

### 2.3.3 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 1.2mm の異強度板組の TSS を，同強度板組のそれと比較して Fig.2-8 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，1500HS 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，1500HS 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.2-9 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.2-8 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 1500HS 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 1500HS 鋼板側で破断した．また，異強度板組において 1500HS 鋼板側で破断した時の起点はナゲット端部であったが，1500HS 鋼板同強度板組での破断起点は HAZ 軟化部であった．

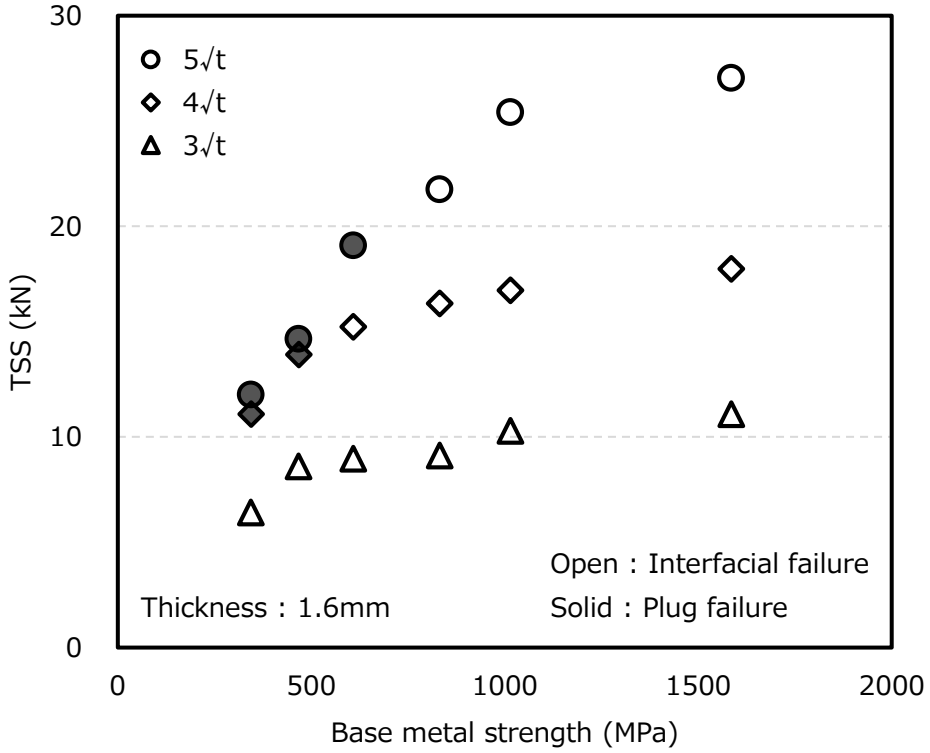
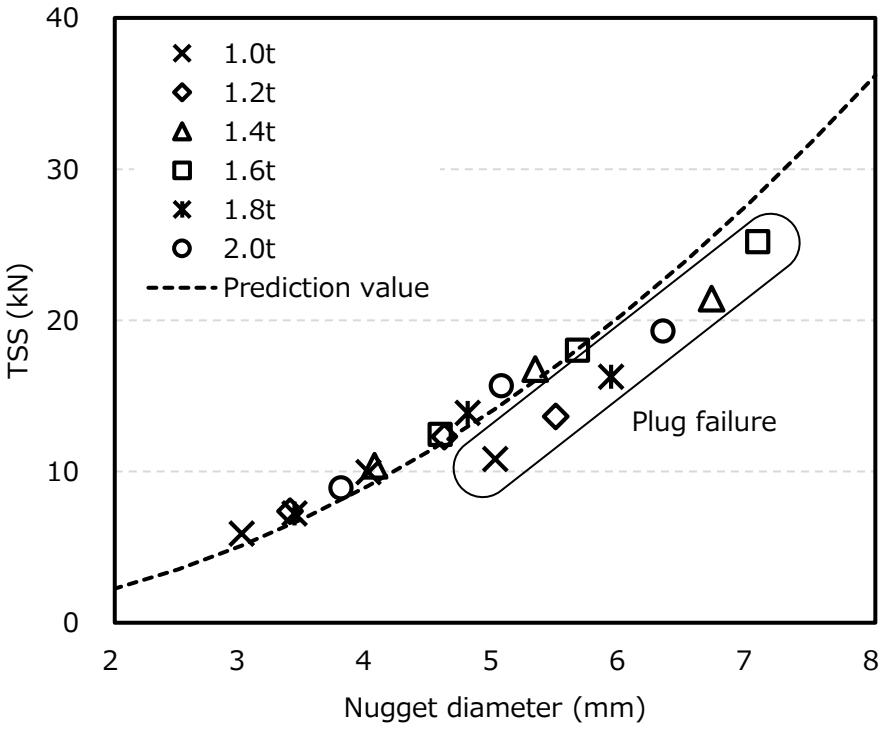


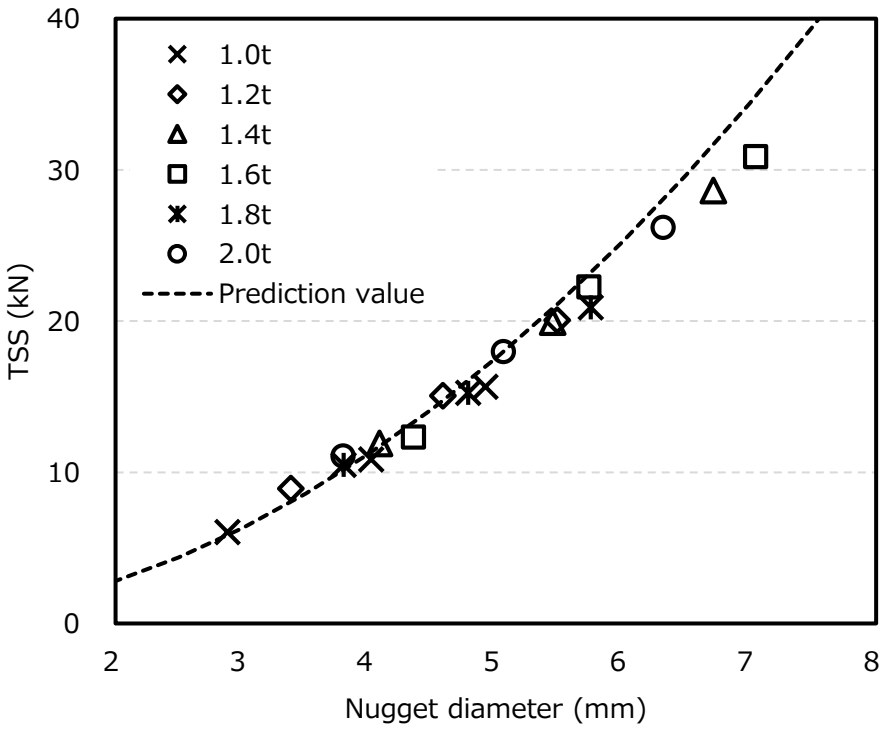

Fig.2-6 Relationship between base metal strength and TSS.

Table2-3 Failure mode in nugget diameter 5√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 |
| 1500HS steel | Interfacial | Interfacial | Interfacial | Interfacial | Interfacial | Interfacial |




(a) 590 steel.




(b) 1500HS steel.

Fig.2-7 Relationship nugget diameter and TSS on 590 steel and 1500HS steel.

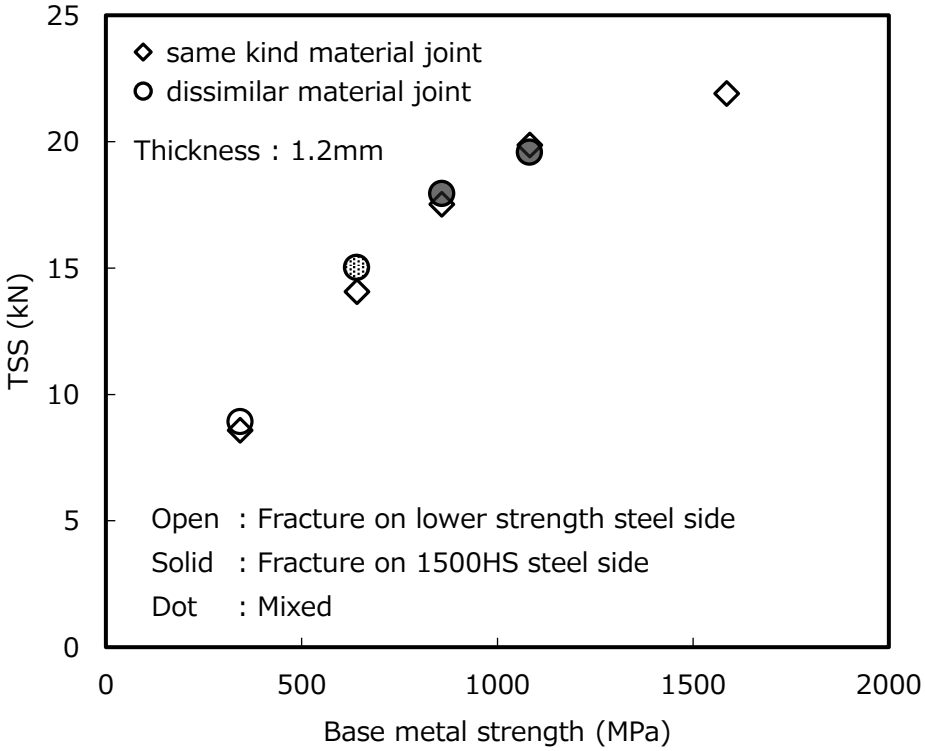



Fig.2-8 Comparison of TSS and failure mode between same kind material joints and dissimilar material joints.

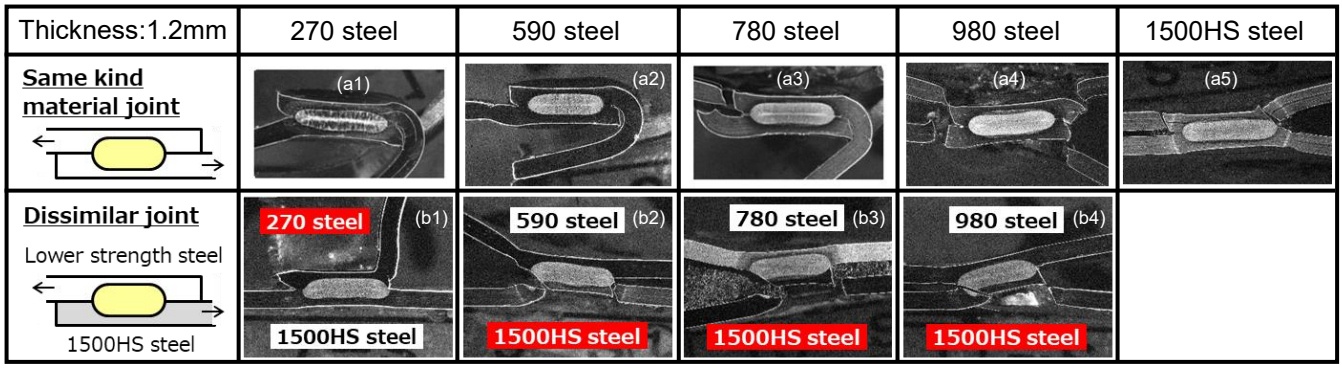



Fig.2-9 Cross section images of same kind material joints and dissimilar joints in nugget diameter 5.5√t.

## 2.4 考察

### 2.4.1 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[5)17)]．そこで，板厚 1.2mm 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.2-10 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.2-10 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 1.2mm の 590 鋼板のナゲット径 4√t および 5√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.2-11 に示す．ナゲット径 4√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√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[18)]．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[19)]．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.2-12 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. 2-12(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. 2-12(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.2-13 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．

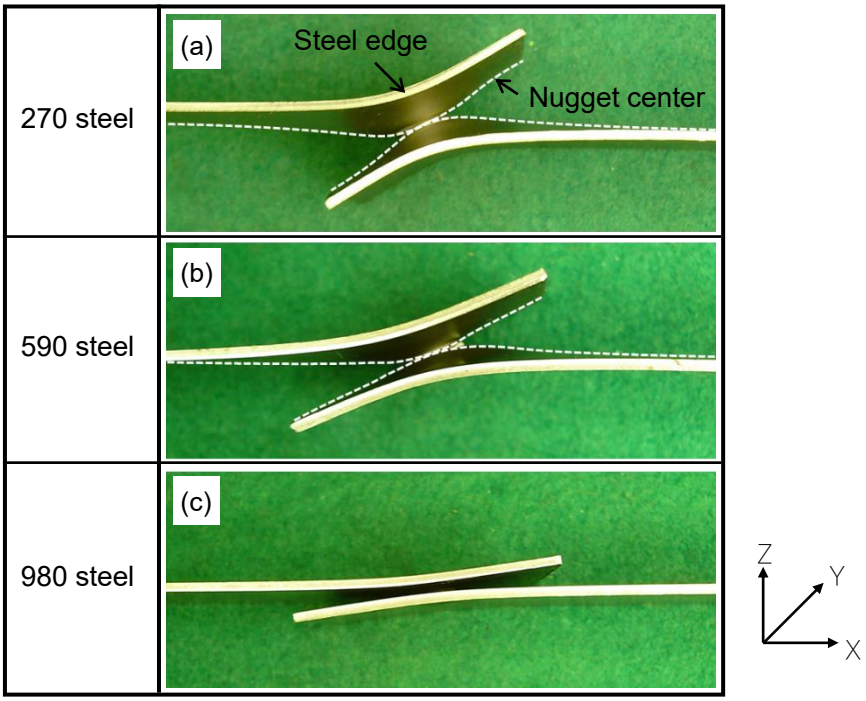
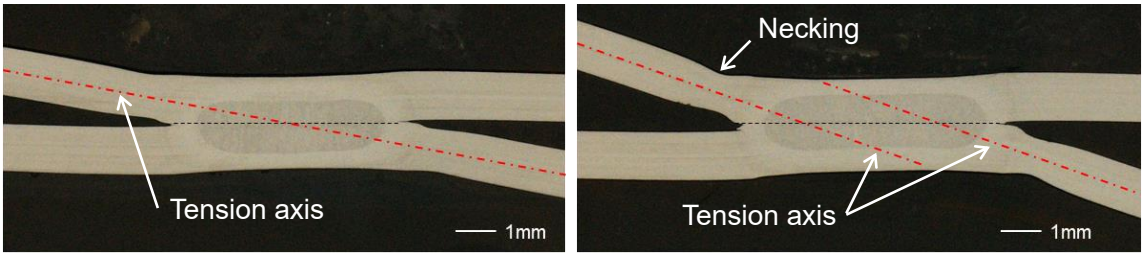



Fig.2-10 Exterior images of same kind material joints.




(a) Nugget diameter : 4√t.　　(b) Nugget diameter : 5√t.

Fig.2-11 Cross section images of same kind material joint of 590 steel.

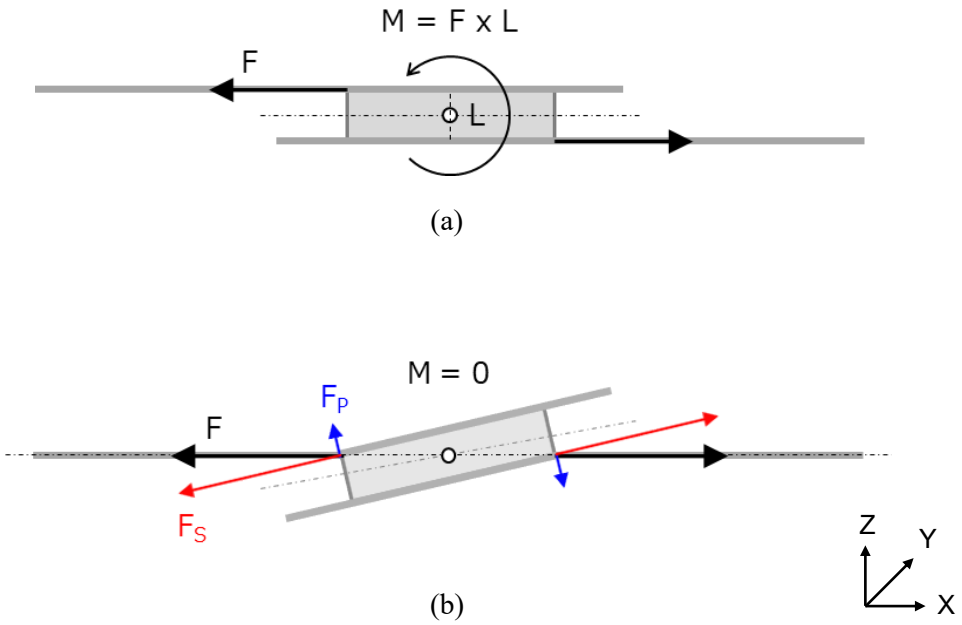



Fig.2-12 Pattern diagram of rotational deformation around spot weld.

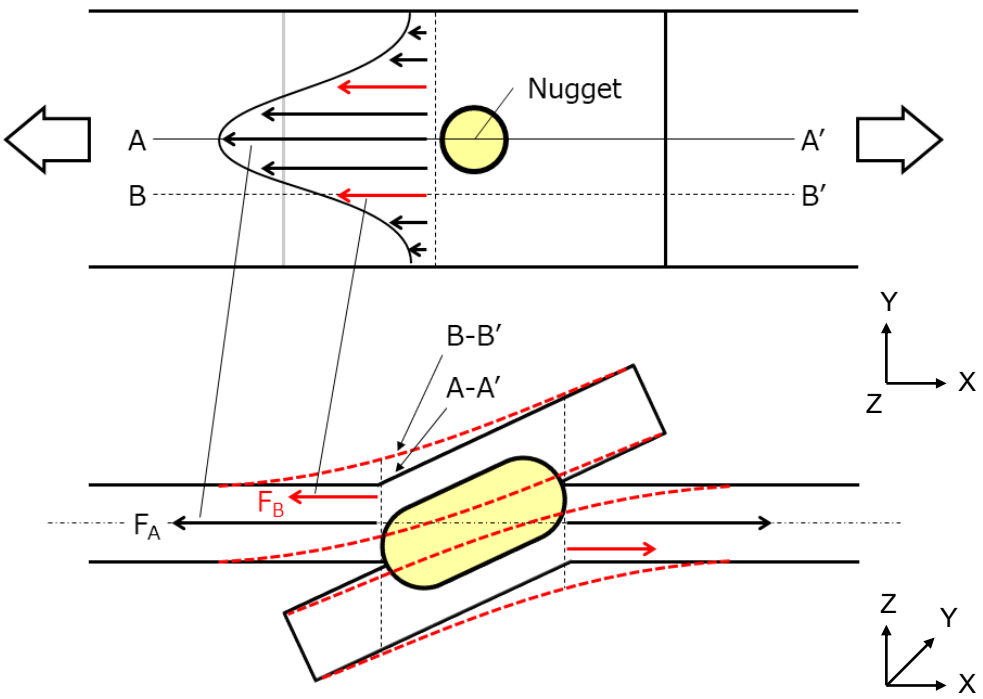



Fig.2-13 Pattern diagram of rotational moment.

以下では，Fig.2-7(b)に示した 1500HS 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[4]．銭谷らは，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 1.0kN 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[20]．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.2-12 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．1500HS 鋼板で界面破断した時のナゲット端部の破面を Fig.2-14 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[21]，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，Table3 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 1.2mm の 590 鋼板と 1500HS 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.2-15 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 1500HS 鋼板よりも大きな回転変形を生じている．一方，1500HS 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，1500HS 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，1500HS 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. 2-12(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.2-7 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．

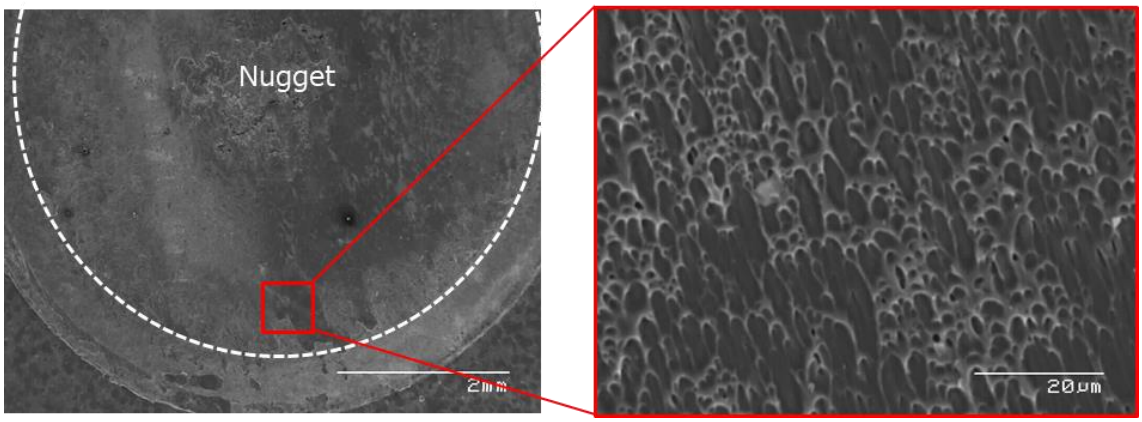



Fig.2-14 Fracture surface of same kind material joint of 1500HS steel on nugget edge.

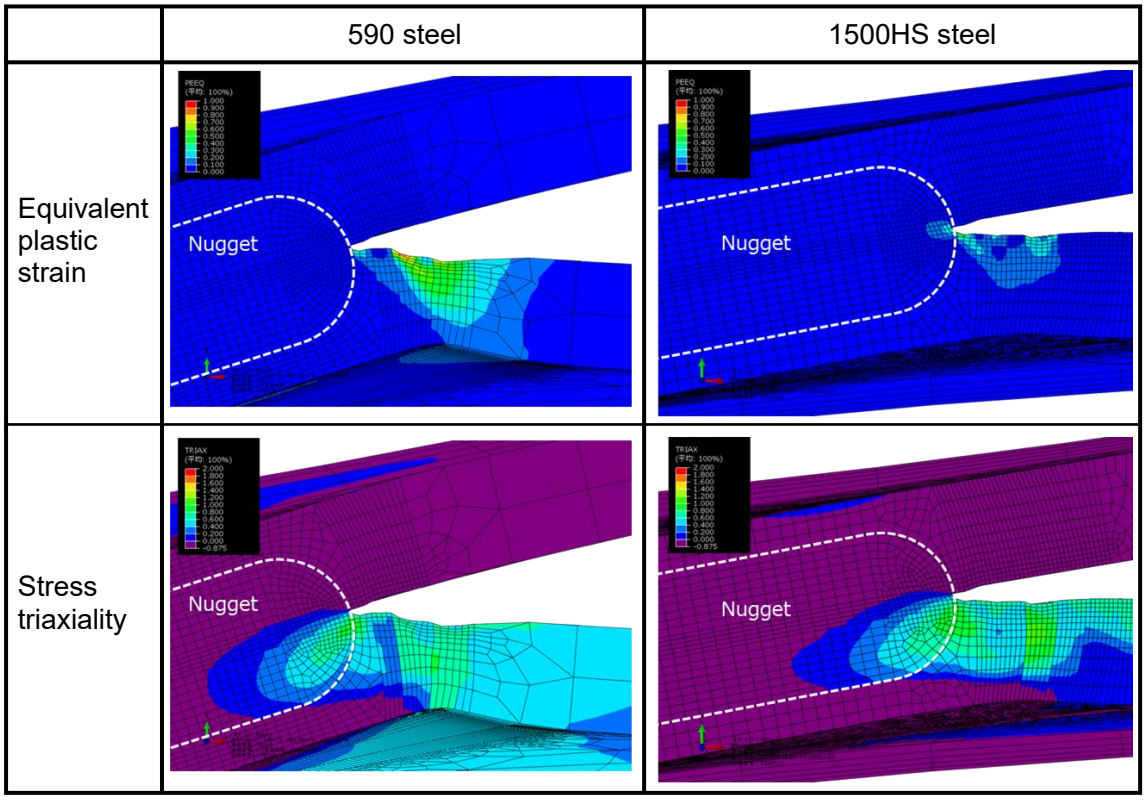



Fig.2-15 Comparison of equivalent plastic strain and stress triaxiality between 590 steel and 1500HS steel.

### 2.4.2 引張せん断試験における異強度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 1500HS 鋼板側で生じた理由について考察する．

TS270～980MPa 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[5]．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.2-5 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 1500HS 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，1500HS 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.2-16 に示す．また，各板組における荷重増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.2-17 に示す．

Fig.2-16 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 1500HS 鋼板側の相当塑性ひずみは ，1500HS 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 1500HS 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 1500HS 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.2-17 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，1500HS 鋼板同強度板組，590 鋼板と 1500HS 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．

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 1500HS 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 1500HS 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.2-9 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 1500HS 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.2-17 より，荷重 14.1kN 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 1500HS 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.2-9 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．

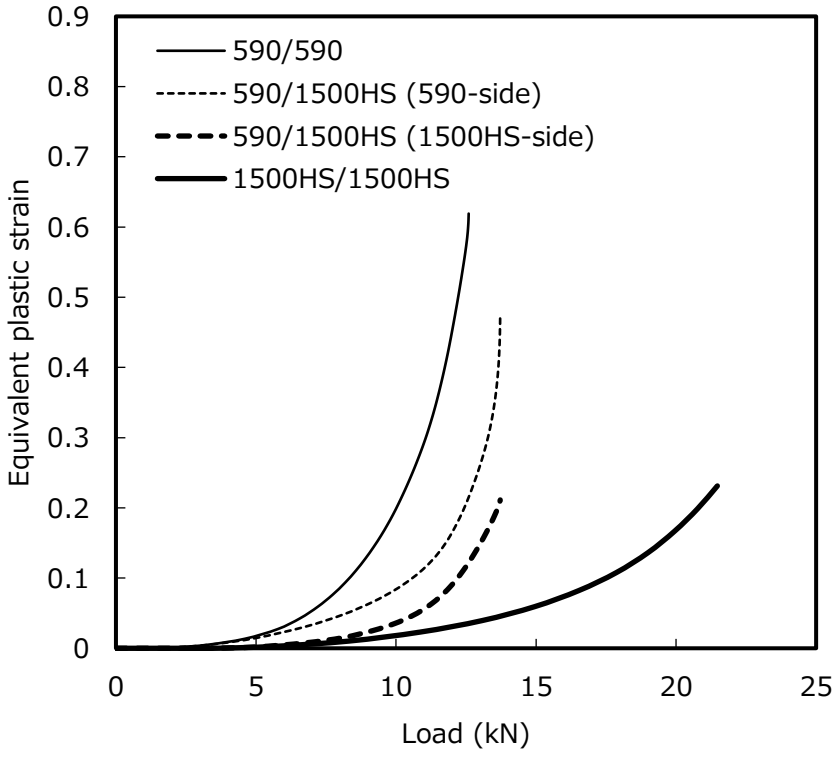



Fig.2-16 Relationship between load and equivalent plastic strain on TSS.

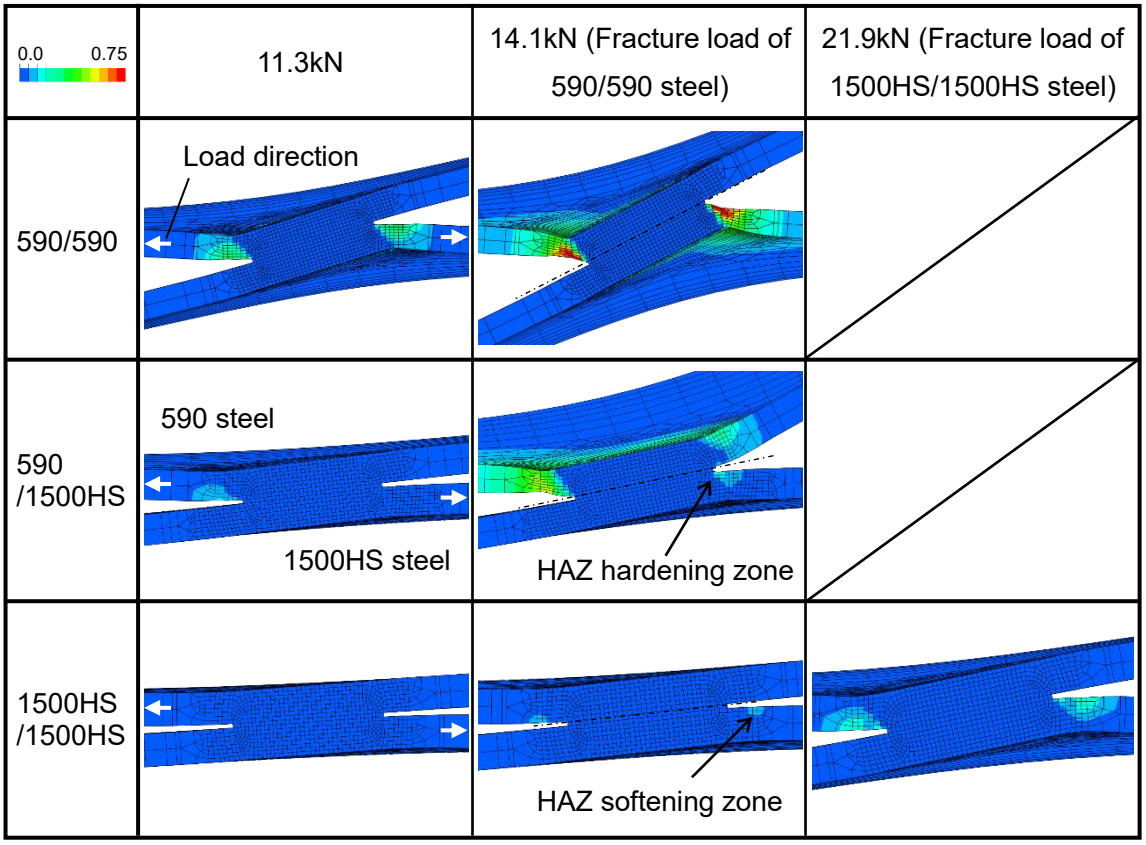



Fig.2-17 Distribution of equivalent plastic strain on TSS.

## 2.5 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．

## 第 2 章の参考文献


1) 上西朗弘:NSafe™-AutoConcept における自動車用高強度鋼板の開発, 日本製鉄技報, 第 412 号( 2019), pp.8-13.

2) 林央, 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－, 塑性と加工, Vol.58, No.673 (2017), pp.99-104.

3) E.Billur：Hot stamping of Ultra High-Strength Steels, Springer (2019), p.31.

4) 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, No.105-02 (2002), pp.5-8.

5) 樺澤真事, 船川義正, 小川和洋, 田村学：薄鋼板スポット溶接継手の引張せん断強さの推定－抵抗スポット溶接継手の強さ（第 1 報）－, 溶接学会論文集, Vol.14, No.4 (1996), pp.754-761.

6) J.M. Sawhill Jr and J.C. Baker：Spot Weldability of High-Strength Sheet Steels, Welding Research Supplement (1980), pp.19-30.

7) 上田秀樹, 福本学, 中山英介：溶接シミュレーションを用いた異種異厚板組の破断予測技術の開発, 自動車技術会論文集, Vol.46, No.3 (2015), pp.687-692.

8) 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.

9) 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.

10) 佐久間康治, 及川初彦：スポット溶接部静的強度の支配因子とそれにもとづく溶接部強度特性の優れた高強度鋼板メニューの展開, 新日鉄技報, 第 378 号 (2003), pp.30-34.

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, 新日鉄技報, 第 385 号 (2006), pp.36-41.

12) 上田秀樹, 岡村一男, 富士本博紀, 中山英介, 岡田徹：スポット溶接部破断を考慮した自動車部材の衝突性能評価, 自動車技術会論文集, Vol.41, No.4 (2010), pp.817-822.

13) 上田秀樹, 中山英介, 岡田徹, 富士本博紀：応力三軸度を考慮したスポット溶接部破断予測技術の研究（第 1 報）－破断予測解析モデルの開発－, 自動車技術会論文集, Vol.44, No.2 (2013), pp.727-732.

14) 阿部博司：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).

15) 里中忍, 清田晴彦, 塚本計：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).

16) 中山英介, 岡村一男, 宮原光雄, 吉田経尊, 福井清之, 富士本博紀：スポット溶接部の力学特性の測定と継手引張強度の予測, 自動車技術会論文集, Vol.36, No.2 (2005),

pp.205-210.
17) 中山英介，宮原光雄，富士本博紀，広瀬洋三，福井清之，北村隆行：対向カップ型試験片を用いた自動車用高張力鋼板スポット溶接部の疲労特性評価，日本機械学会論文集（A 編），Vol.75，No.753 (2009)，pp.644-651.
18) 古迫誠司，宮崎康信，秋庭義明：レーザ重ね継手の引張せん断強度，溶接学会論文集，Vol.31，No.3 (2013)，p.222-229.
19) 青山威恒，藤本正男：引張せん断荷重を受ける 1 点スポット溶接重ね継手の応力分布，材料，Vol.22，No.237 (1973)，pp.572-578.
20) 銭谷佑，古賀敦雄，広瀬智史，古迫誠司，泰山正則，中澤嘉明：超高強度鋼板を適用した車体フレームのスポット溶接部破断対策の検討（第 1 報）－剥離モードでのナゲット内応力に及ぼす継手形状，板厚，材料強度の影響－，自動車技術会論文集，Vol.49，No.2 (2018)，pp.466-471.
21) 貞末照輝，伊木聡，谷口公一，池田倫正，大井健次：高張力鋼板スポット溶接継手の破壊挙動と数値解析的考察，溶接学会論文集，Vol.32，No.2 (2014)，pp.64-72.

# 第 3 章　異強度鋼板板組の抵抗スポット溶接継手の剥離強度と破断位置に及ぼす材料強度の影響

## 3.1　緒言

近年，自動車分野では $CO_2$ 排出規制への対応のため，燃費向上を目的とした軽量化が強く望まれている．また，衝突安全性の向上を目的として，部品の高強度化が図られており，これらを両立する手法として，車体骨格部品を中心に高強度鋼板の適用が急速に拡大している[1)2)]．1500MPa 級ホットスタンプ鋼板（以下，1500HS 鋼板）はすでに多くの車種に適用されており，さらには，バンパーレインフォースに 1800MPa 級ホットスタンプ鋼板を適用した事例も報告されている[3)]．一般的に，成形性や溶接性は鋼板の高強度化とともに劣化する場合が多い．例えば，自動車車体組立の主要接合技術である抵抗スポット溶接では，鋼板が高強度化すると継手の剥離強度が低下することが指摘されている[4)5)]．そのため，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．

抵抗スポット溶接においては，衝突時の溶接部破断による部材性能低下を防ぐため，各種継手引張試験により材料の継手強度や破断形態が評価されている．一般的に，抵抗スポット溶接の継手強度は，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る．鋼板が高強度化するほどナゲット内で破断しやすく，剥離強度は低下傾向を示す．ナゲット内で破断する場合の剥離強度にはナゲットの靭性が影響し[6)]，化学成分に強く依存する[7)8)]ことが知られており，剥離強度の向上手法として様々な後通電技術が検討されている[9)10)11)]．一方，プラグ破断する場合の剥離強度については，CTS が母材強度によらずナゲット径と板厚で整理できることが報告されている[12)13)]が，これらの検討は 300～800MPa 級の鋼板を対象に実施されており，1500HS 鋼板のような超高強度鋼板の剥離強度特性は明らかになっていない．ただし，980MPa 級高張力鋼板の十字引張継手でプラグ破断する場合の破面は延性破面であること，継手強度は 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[14)15)]．さらに，局所的な相当塑性ひずみと応力 3 軸度の関係から継手強度や破断形態を予測できることが報告されている[16)]．

また，剥離強度は，上述した CTS の他にも ISO14270 に L 字形試験片による機械式ピール試験が規定されており，実部材の溶接フランジを模擬した継手強度試験として用いられている．銭谷らは，形状や材料因子が LTS やナゲット周囲の応力状態に及ぼす影響を検討している[17)]．また，対向カップ型の試験片を用いて荷重負荷方向を変化させて複合荷重条件下での疲労特性を検討した結果が報告されている[18)]．しかし，これら各種試

験片形状の違いによって，剥離強度や破断形態がどのように変化するのか比較検討した事例は見当たらない．

ところで，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 [19]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検討した事例は見当たらない．

そこで本報では，1500HS 鋼板と母材強度の異なる同板厚の鋼板を重ね合せた異強度板組の各種剥離試験片の継手強度特性について検討する．上述したように，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ため [20) 21)]，ナゲット内で破断する場合は剥離強度の影響因子が非常に複雑になる．そこで，検討対象はプラグ破断する場合とし，各種試験片形状に対して同強度板組と異強度板組の継手強度特性を比較検討した．異強度板組の材料強度の差によって各種試験片形状における変形挙動がどのように変化し抵抗スポット溶接部周囲の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，異強度板組の剥離強度特性を把握することを目的とした．

## 3.2 実験方法

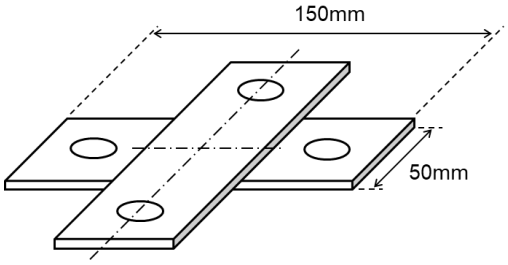
### 3.2.1 供試材および試験片形状

供試材には板厚 1.2mm の公称引張強さ 270～980MPa 級冷延鋼板（以下，270～980 鋼板），および 1500MPa 級ホットスタンプ鋼板（以下，1500HS 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 Table3-1 に示す．なお，1500HS 鋼板の機械的特性値は焼入れ後の値である．

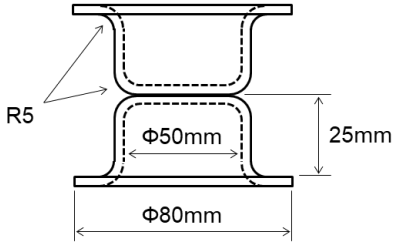
試験片には Fig.3-1 に示す十字，対向した円筒形，および L 字試験片を用いた．L 字試験片においては実部品に近い形状とすることを目的に，プラグ破断が得られるナゲット径でもフランジ平坦部から外れない範囲でフランジ長さを短くすることが望ましいと考え，寸法を設定した．板組には，同じ鋼板を 2 枚重ね合せた同強度板組と，1500HS 鋼板と相手材 270～980 鋼板を重ね合せた異強度板組を用いた．そして，抵抗スポット溶接継手の剥離強度である CTS, 円筒引張強さ（Double-cup shape Tension Strength : DTS），L 字引張強さ（L-shape Tension Strength : LTS）を評価した．ホットスタンプ鋼板は，900℃で 4 分加熱した後，以下の手法で試験片を作製した．十字，L 字試験片は，下死点保持時間 1 分で金型冷却により焼入れ後，所定の寸法に加工して作製した．円筒形試験片は張り出し成形後に同様の条件で加熱し，水焼入れして作製した．各試験片は酸化スケールをショットブラストにより除去した後，溶接に供した．

Table3-1 Mechanical properties of materials.

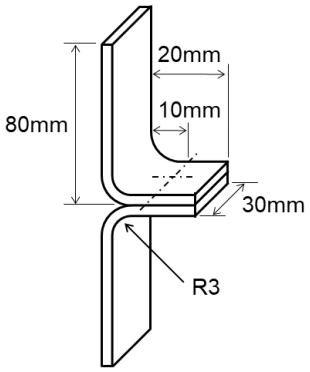
| Grade | TS (MPa) | YS (MPa) | EL (%) |
|---|---|---|---|
| 270 steel | 354.4 | 249.4 | 40.9 |
| 590 steel | 635.0 | 420.4 | 27.1 |
| 780 steel | 831.9 | 501.3 | 22.7 |
| 980 steel | 1015.2 | 705.0 | 18.0 |
| 1500HS steel | 1585.5 | 1144.6 | 8.9 |




(a) Cross tension joint.




(b) Double-cup shape tension joint.




(c) L-shape tension joint.

Fig.3-1 Schematic illustration showing three types of joints.

### 3.2.2 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 16mm，先端径 6mm，先端 R40 のドームラジアス形のクロム銅電極を用いた．加圧力は 3.92kN，通電時間は 16cyc（1cyc=1/60s）とした．溶接電流は，所望のナゲット径が得られるように板組に応じて 5.0～10.0kA の範囲で調整した．同強度板組と異強度板組の継手強度特性を比較検討するための狙いナゲット径は 5.5√t（t：板厚（mm））とした．また，ホールド時間（通電後の電極保持設定時間）が短いとオートテンパーを生

じやすいためナゲット靭性が向上し，剥離強度が上昇することが知られている[22)23)]．そこで，プラグ破断を得ることを目的に，本検討でのホールド時間は 0cyc とした．

### 3.2.3 評価方法

各板組の抵抗スポット溶接部のビッカース硬さ分布を，ナゲット中心から母材側に向かって測定した．ビッカース硬さは，板界面から 1/4t（t：板厚）の位置を界面と平行方向に荷重 0.98N，0.25～0.5mm ピッチで測定した．

各種継手の剥離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．一部の検討において，L 字引張試験で R 部から溶接打点までの距離を変えて LTS に及ぼす影響を調査した．引張速度は 10mm/min 一定とし， L 字引張試験におけるチャック間距離は 70mm とした．円筒形試験片は，空洞部に試験片の内径と同じ円筒形状の金属製治具を挿入して中実状態とし，縦壁部が内側に変形することを抑制した．そして，フランジ平坦部および R 部をリング状の治具で全周押さえつけて拘束し，引張試験を行った．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．

### 3.2.4 継手引張試験のFEM解析方法

解析モデルは十字引張，円筒形引張および L 字引張試験片の 1/2 対称モデルとした．円筒形引張片においては，フランジ平坦部および R 部を完全拘束とし，縦壁部は周方向の変形を拘束した．

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 205.9GPa，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.3-2 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 0.3mm 角の超小型試験[24)]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．

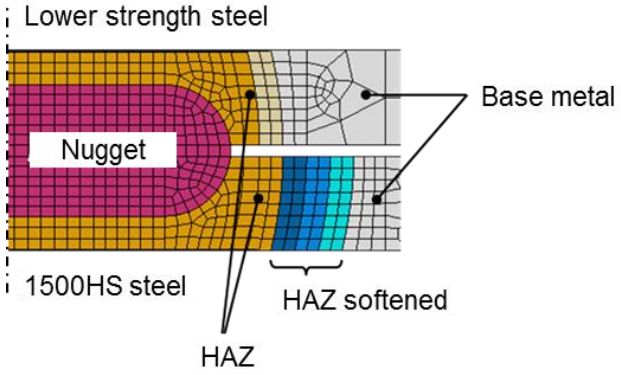



Fig.3-2 FEM mesh division of spot weld.

### 3.3 実験結果

#### 3.3.1 抵抗スポット溶接部の硬さ分布

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.3-3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．440MPa級以上の鋼板では，ナゲット端部から約1mm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，780MPa級以上の鋼板ではHAZ軟化が認められ，1500HS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HV150程度低下した．

次に，590鋼板との異強度板組における抵抗スポット溶接部の硬さ分布を，それぞれの鋼板の同強度板組におけるそれと比較してFig.3-4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，それぞれの鋼板の同強度板組におけるナゲット硬さの中間程度の値を示した．一方，ナゲット外側のHAZ部の硬さ分布は，異強度板組と同強度板組でほぼ同等であった．なお，図では省略したが，相手材が他鋼種の場合でも同様の傾向であった．

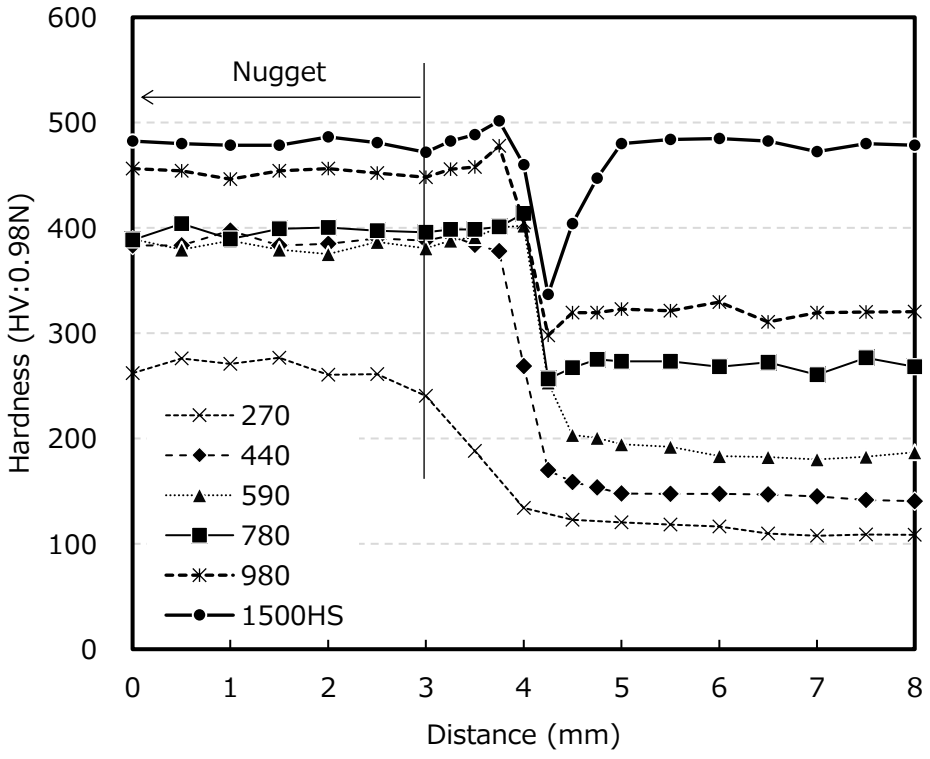



Fig.3-3 Hardness distribution of spot welds.

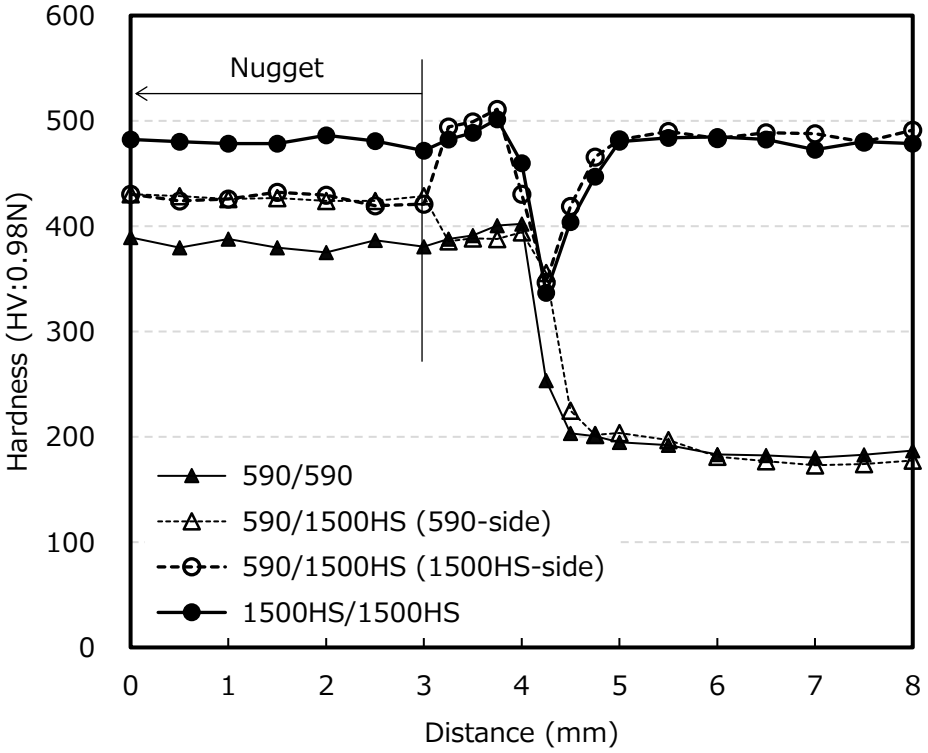



Fig.3-4 Comparison of hardness distribution between same kind material joints and dissimilar material joint.

### 3.3.2 同強度板組の抵抗スポット溶接継手の剥離強度と破断位置

同強度板組の各種抵抗スポット溶接継手の剥離強度に及ぼす母材強度の影響を Fig.3-5 に示す．3 回の引張試験を行い，その平均値をプロットした．引張試験後のナゲット中央の断面写真を，採取方向と併せて Fig.3-6 に示す．破断形態は 1500HS 鋼板の円筒継手が部分プラグ破断であったが，それ以外の継手ではプラグ破断であった．なお，1500HS 鋼板の L 字継手では，断面写真において一部ナゲット内へのき裂進展が確認されるが，荷重が負荷されるナゲット端とは反対方向のため，最大荷重到達後に生じたき裂と考えられる．

いずれの継手形状においても，剥離強度は TS270～590MPa 級の範囲で，母材強度の増加に伴い上昇した．母材強度が TS590MPa 級よりも高くなると，継手形状により，剥離強度に及ぼす母材強度の影響は異なる傾向を示した．CTS，DTS は TS780MPa 級で最大値を示し，さらに母材強度が高くなると低下する傾向であった．部分プラグ破断した 1500HS 鋼板の DTS を除いて，CTS と DTS は近い値を示したが，いずれの鋼板においても DTS の方が CTS よりも 3～10%程度高かった．一方，LTS は，CTS，DTS より大幅に低い値を示し，TS590～1500MPa 級の範囲でほぼ一定の値を示した．270～780 鋼板の

LTS は CTS に対しておおよそ 30～35%，980 鋼板および 1500HS 鋼板での割合はそれぞれ 38%，47%であり，母材強度が高くなると CTS が低下することに起因して，LTS と CTS の差は小さくなった.

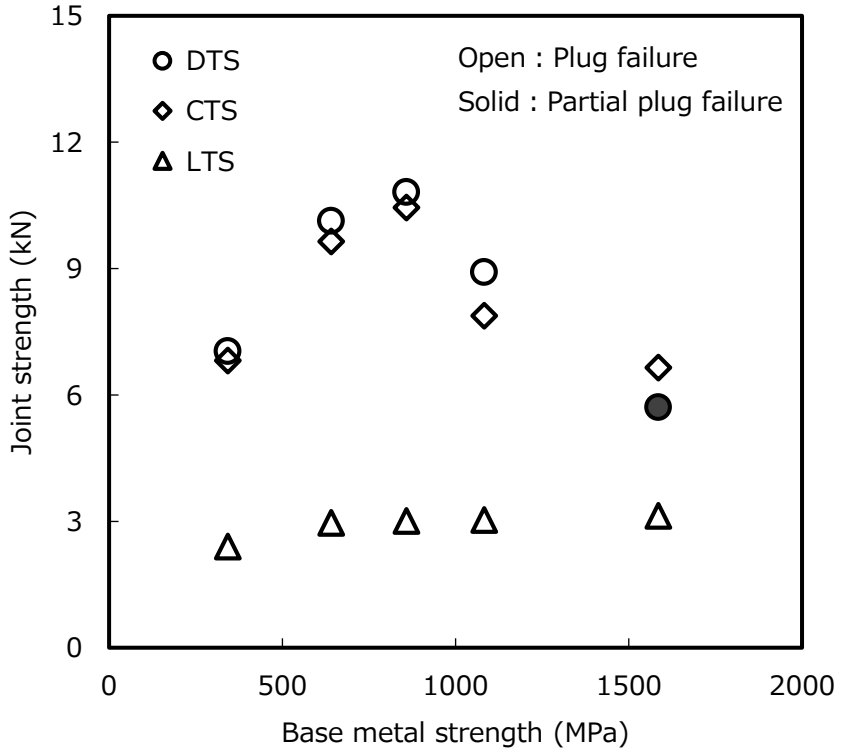



Fig.3-5 Relationship between base metal strength and joint strength of spot weld.

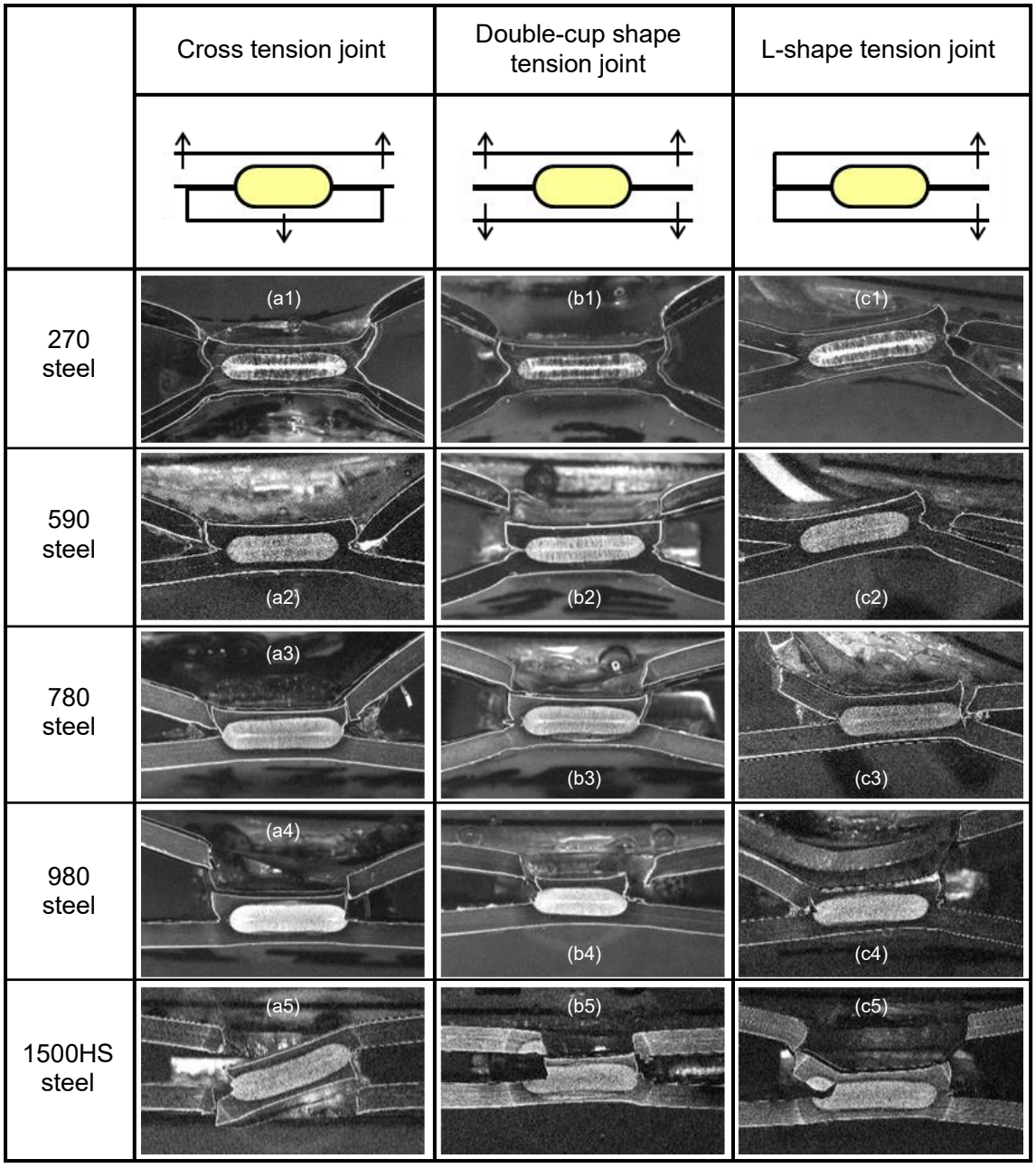



Fig.3-6 Cross section images of same kind material joints.

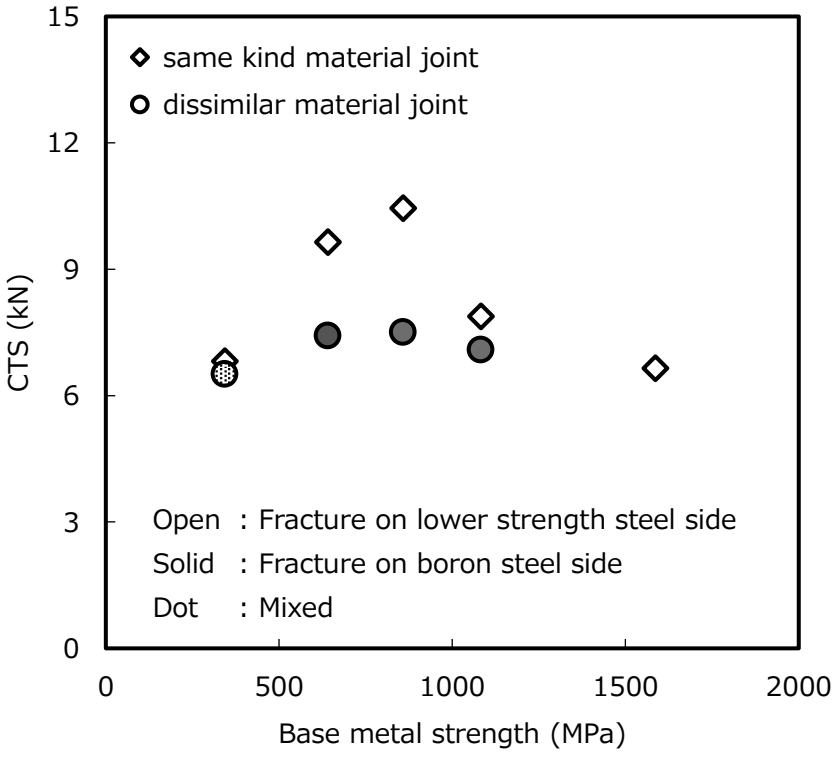
### 3.3.3 異強度板組の抵抗スポット溶接継手の剥離強度と破断位置

異強度板組の各種抵抗スポット溶接継手の剥離強度を同強度板組のそれらと比較して Fig.3-7 に示す．3 回の引張試験を行い，その平均値をプロットした．異強度板組については，低強度鋼板側の母材強度を横軸としてプロットした．異強度板組継手については破断位置にも着目し，図中では，1500HS 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，1500HS 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

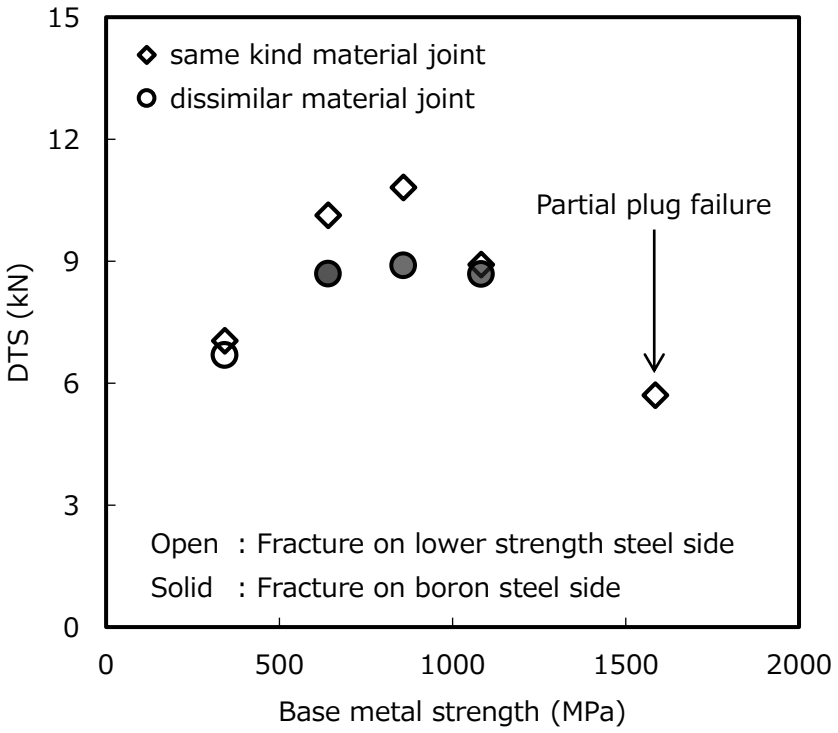
示す．引張試験後の断面写真を Fig.3-8 に示す．破断形態はいずれの継手でもプラグ破断が得られ，図中白字で示した鋼板側で破断した．

異強度板組の CTS，DTS，および LTS は，相手材の母材強度が TS270MPa 級よりも高くなると上昇し，TS590～980MPa 級でほぼ一定の値を示した．各剥離強度を同強度板組と異強度板組で比較すると，いずれの剥離強度も異強度板組のほうが同強度板組よりも低いか，もしくは同等であった．CTS と DTS は類似の傾向を示した．270 鋼板の同強度板組と異強度板組の CTS および DTS は概ね同等であった．590 鋼板および 780 鋼板では異強度板組の CTS および DTS は同強度板組のそれらよりも低下した．980 鋼板になると，同強度板組の CTS および DTS が 590～780 鋼板よりも低下するため，異強度板組と同強度板組の差は小さくなった．また，590～980 鋼板の異強度板組における CTS と DTS を比較すると DTS のほうが CTS よりも 20%程度高かった．異強度板組の LTS は，相手材の鋼板強度によらず同強度板組のそれよりもわずかに低い値を示した．

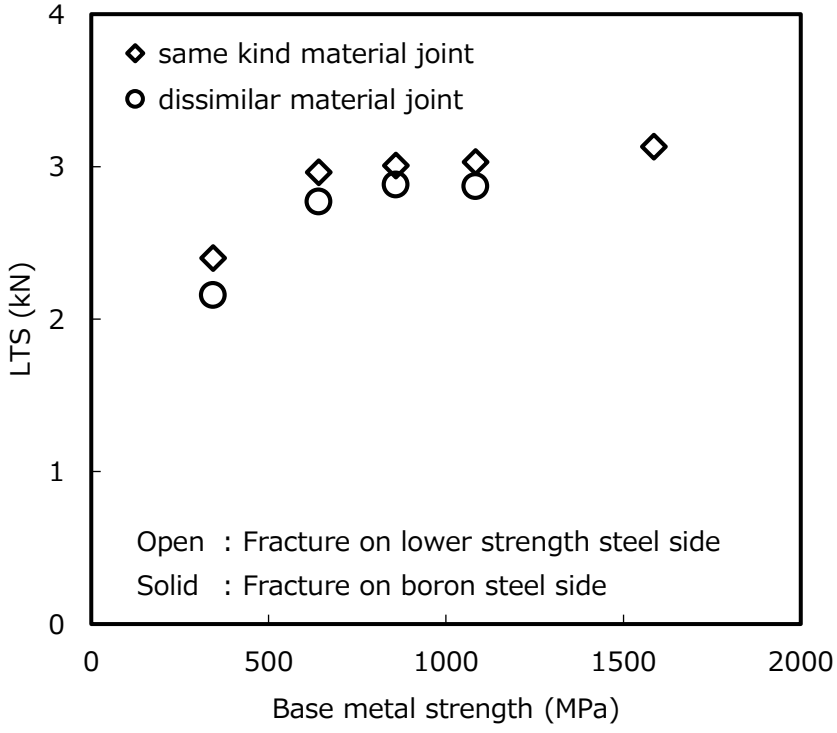
次に，異強度板組の破断位置に着目すると，十字引張継手では 270 鋼板との異強度板組では低強度鋼板側での破断と 1500HS 鋼板側での破断が混在したが，円筒引張継手では全て 270 鋼板側で破断した．相手材が 590 鋼板以上になるといずれの継手も全て 1500HS 鋼板側で破断した．一方，L 字引張継手の破断位置は全て低強度鋼板側であった．




(a) CTS.




(b) DTS.




(c) LTS.

Fig.3-7 Comparison of joint strength and failure mode between dissimilar material joints and same kind material joints.

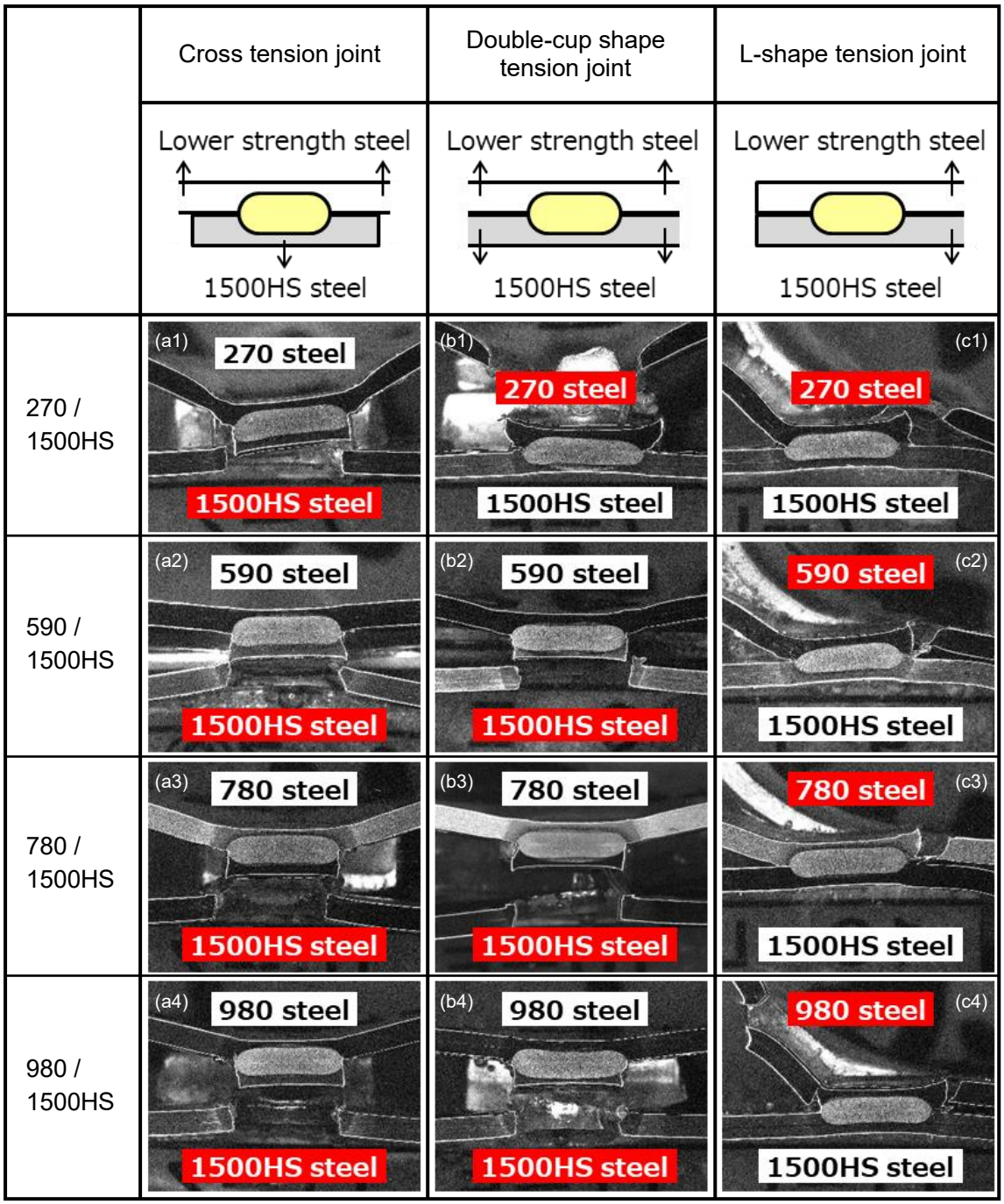



Fig.3-8 Cross section images of dissimilar material joints.

## 3.4 考察

### 3.4.1 各種継手形状の変形挙動比較

3.1節で述べたように，ナゲット外側のHAZ部の硬さ分布は，異強度板組と同強度板組でほぼ同等であった．すなわち，プラグ破断する場合，各種試験片形状における同強度板組と異強度板組の継手強度特性の差異は，継手の変形挙動に起因すると考えられる．そこで本章では，FEM解析を用いて，異強度板組の材料強度の差によって各種試験片形状における変形挙動がどのように変化し，抵抗スポット溶接部周囲の相当塑性ひずみに影響を及ぼすのかを考察する．

解析の妥当性を検証するため，590鋼板の同強度板組にて，各種継手形状における破断荷重付近までの荷重変位曲線を実験と解析で比較した結果をFig.3-9に示す．円筒引張継手とL字引張継手では，両者は比較的良く一致していると考えられる．一方，十字引張継手では，解析結果が変位に対して線形的に荷重増加しているのに対し，実験結果では変位約15mm付近で変曲点が確認された．この変曲点は，十字引張試験片の押え治具の締付けトルクを大きくすると観察されなくなることから，材料流入によって試験片のボルト穴と引張試験治具のボルトが接触することに起因した現象と考えられている[25]．実験と解析の比較において，変曲点以降の荷重変位曲線の傾きは近しいことから，本板組では荷重約3kN以上，少なくとも破断荷重付近での両者のマクロな変形状態は概ね整合していると考えられる．

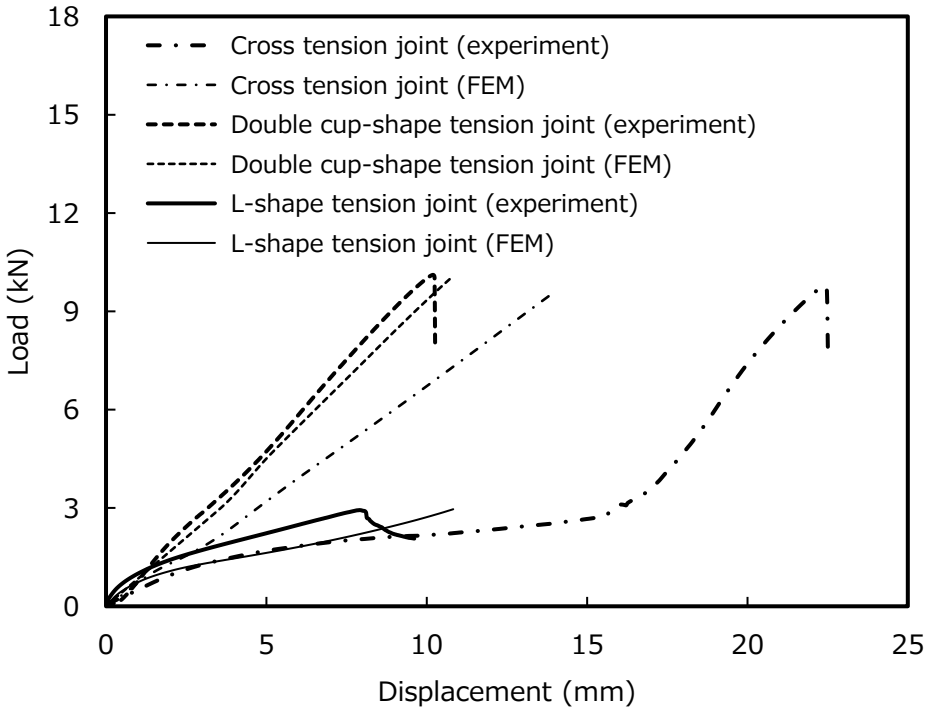



Fig.3-9 Comparison of load-displacement curves between experimental and analytical results.

### 3.4.2 十字引張継手と円筒引張継手の剥離強度と破断位置

3.3.3 節で述べたように，異強度板組における CTS と DTS は 590～980 鋼板で概ね一定の値を示した．異強度板組における十字引張継手と円筒引張継手の破断は，相手材が 270 鋼板の場合を除いて，高強度鋼板側の 1500HS 鋼板で生じた．これらの結果から，異強度板組における CTS と DTS は，組み合わせる鋼板それぞれの同強度板組の剥離強度を比較した場合に低い方の値に依存する傾向があると考えられる．すなわち，1500HS 鋼板と比較して剥離強度が低い 270 鋼板との異強度板組では 270 鋼板側で破断し，剥離強度も 270 鋼板側に依存する．十字引張継手では，1500HS 鋼板の同強度板組と 270 鋼板の同強度板組の CTS がほぼ同等であったため，破断位置が混在したと考えられる．1500HS 鋼板と比較して剥離強度が高い 590～980 鋼板との異強度板組では 1500HS 鋼板側で破断し，剥離強度も 1500HS 鋼板側に概ね依存すると考えられる．

以下では，十字引張継手と円筒引張継手の差異について考察する．FEM 解析により，590 鋼板と 1500HS 鋼板の同強度板組と異強度板組継手の変形挙動を比較した．十字引張継手と円筒引張継手の荷重増加に伴う各鋼板のひずみ集中位置における相当塑性ひずみ履歴をそれぞれ Fig.3-10，3-11 に示す．いずれの継手においても同強度板組と異強度板組で相当塑性ひずみ履歴の差は小さかったが，十字引張継手では異強度板組の 590 側の相当塑性ひずみが同強度板組のそれよりもわずかに高かった．円筒引張継手では両者はほぼ同等であった．十字引張継手では，試験片の変形状態はナゲット周囲で対称ではなく，荷重が負荷される長手方向側に相当塑性ひずみが集中すると考えられる．590 鋼板の同強度板組の荷重増加に伴うマクロな変形の様子と，鋼板界面の抵抗スポット溶接部周囲を上面視した相当塑性ひずみ分布を Fig.3-12 に示す．荷重が 3kN と低い場合，長手方向のナゲット周囲に相当塑性ひずみが局所に集中していた．マクロな変形に着目すると，上板と下板，すなわち試験片の長手方向と幅方向でナゲット周囲の開き角度に差が生じていた．荷重が 6kN に増加すると，相当塑性ひずみ分布はナゲット全周に広がったが，幅方向よりも長手方向の開き角度が大きかった．破断荷重である 9.6kN では，幅方向の塑性変形も大きくなり，開き角度が長手方向と概ね同程度となった．このように，十字引張継手では，上下板での荷重負荷方向の非対称性により長手方向に相当塑性ひずみが局所化し，荷重増加とともにナゲット周囲が塑性変形して相当塑性ひずみ分布が均等化する．なお，破断荷重において，程度は小さいが母材部で長手方向に広く相当塑性ひずみが分布した．塑性変形が大きくなっても長手方向と幅方向で非対称な分布になる要因は，Fig.3-13 に示すように母材が V 字形状に折れるような変形を生じ，幅方向の剛性が高くなるためと考えられる．

次に，590 鋼板と 1500HS 鋼板の同強度板組と異強度板組において，十字引張継手および円筒引張継手の鋼板界面のスポット溶接部周囲を上面視した相当塑性ひずみ分布を Fig.3-14 に示す．1500HS 鋼板の同強度板組の十字引張継手の破断荷重である 6.7kN で比較した．十字引張継手では長手方向のナゲット周囲に相当塑性ひずみが集中し，590

鋼板よりも 1500HS 鋼板の方が局所にひずみが集中していることが判る．また，590 鋼板のひずみ分布に着目すると，同強度板組に比べ，異強度板組の相当塑性ひずみがわずかではあるが広く分布している．Fig.3-10 の結果からも，異強度板組の十字引張継手では，程度としては小さいが相手材の変形挙動の影響を受けて相当塑性ひずみ分布が変化することが判る．一方，円筒引張継手では十字引張継手のように相手材の変形状態に左右されることなく，溶接部全周が均一に，上下の鋼板が等しく変形する．Fig.3-11 の結果から，異強度板組においては上下の鋼板がそれぞれ独立して引張荷重に応じて変形することが示唆される．すなわち，異強度板組の DTS は，上述したように剥離強度が低い側の鋼板の DTS に依存すると考えられる．なお，1500HS 鋼板同強度板組の破断形態の違いから，十字引張継手に比べ，円筒引張継手はナゲット内で破断しやすいことが判る．これは円筒引張継手がナゲット全周方向で拘束されていることに加え，R 部の影響で剛性が高く，面外変形しにくいためと考えられる．

そして，プラグ破断する場合に限定して比較すると，いずれの板組でも CTS よりも DTS の方が高い傾向が認められた．各板組での DTS/CTS 比率を Table3-2 に示す．同強度板組において，その比率は 270～780 鋼板では数%程度とわずかであったが，980 鋼板では 13%程度にその比率は増加した．1500HS 鋼板の同強度板組における円筒引張継手の破断形態が部分プラグ破断であったため不明確な点はあるが，この板組でプラグ破断した場合の DTS は CTS よりも高くなることが予想される．その理由は，上述したように異強度板組の DTS は破断した鋼板側に依存すると考えられ，1500HS 鋼板側でプラグ破断した 590～980 鋼板の異強度板組において DTS が 20%近く CTS よりも高いためである．590 鋼板の異強度板組において，それぞれの鋼板のナゲット端 HAZ 部の相当塑性ひずみが 0.13 に到達する荷重を十字引張継手と円筒引張継手で比較した結果を Fig.3-15 に示す．基準とした相当塑性ひずみ 0.13 は，破断荷重に到達した時の十字引張継手における 1500HS 鋼板側の値であり，破断時の相当塑性ひずみが最も低い値に揃えて荷重を比較した．いずれの鋼板でも十字引張継手の方が円筒引張継手よりも低い荷重で相当塑性ひずみ 0.13 に到達したが，590 鋼板よりも 1500HS 鋼板の方が両者の差が大きいことが判る．すなわち，十字引張継手では高強度鋼板になるほど荷重負荷方向の影響によりナゲット周囲のひずみ分布が局所化して，CTS が DTS よりも低下し，両者の差が大きくなると考えられる．

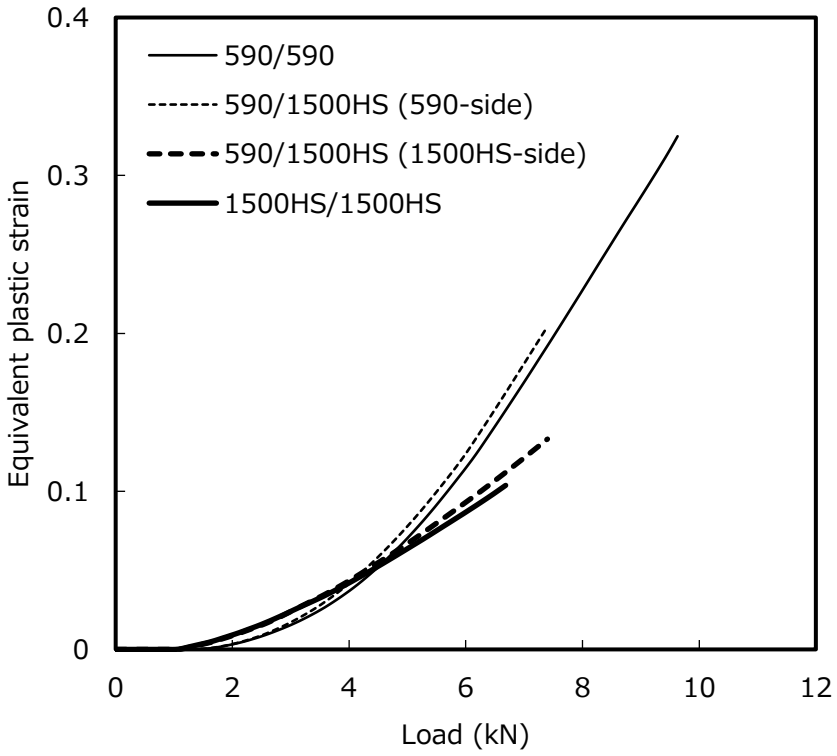



Fig.3-10 Relationship between load and equivalent plastic strain on cross tension joints.

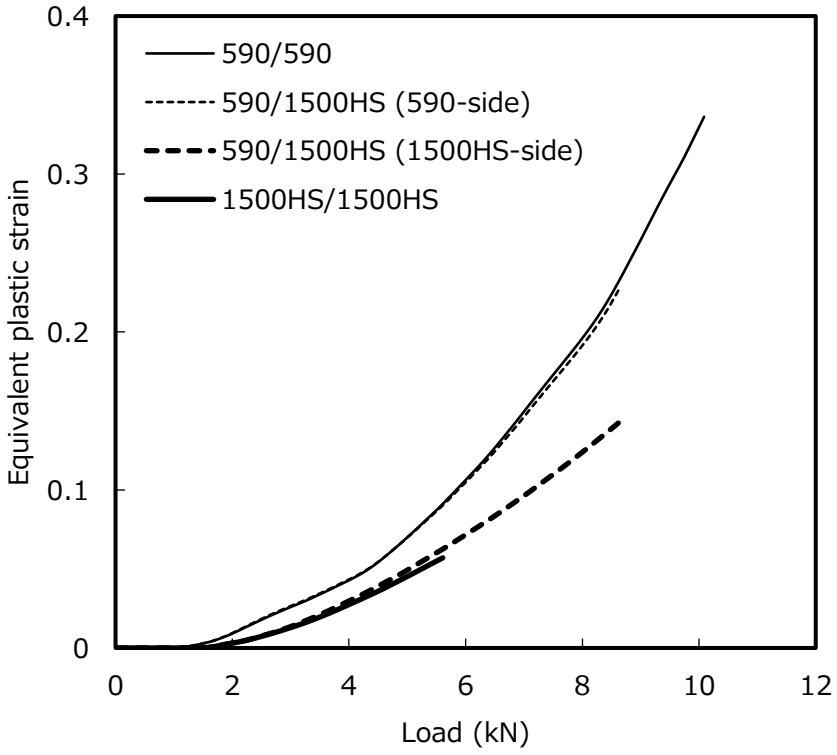



Fig.3-11 Relationship between load and equivalent plastic strain on double-cup shape joints.

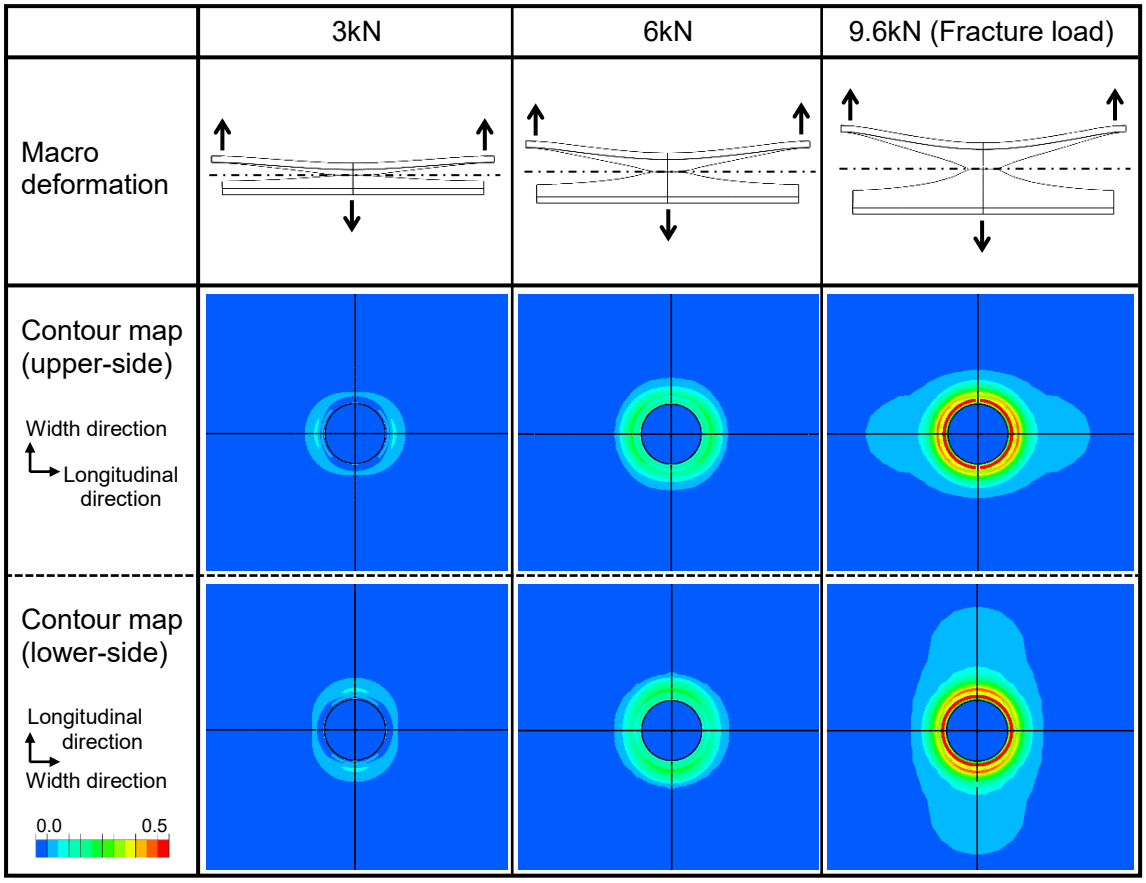



Fig.3-12 Distribution of equivalent plastic strain on cross tension joints of 590/590 steel.

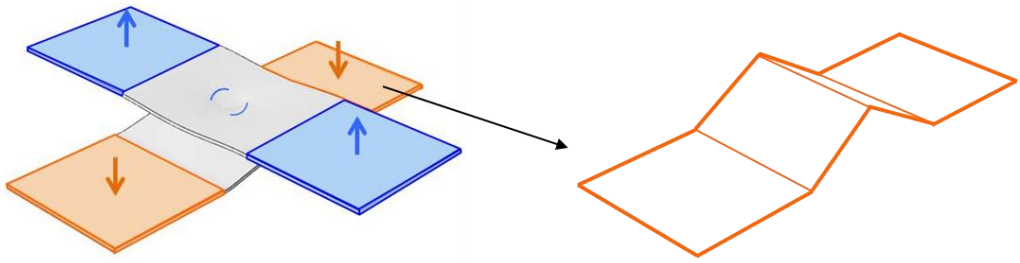


Fig.3-13 Schematic illustration of macro-deformation in cross tension joint.

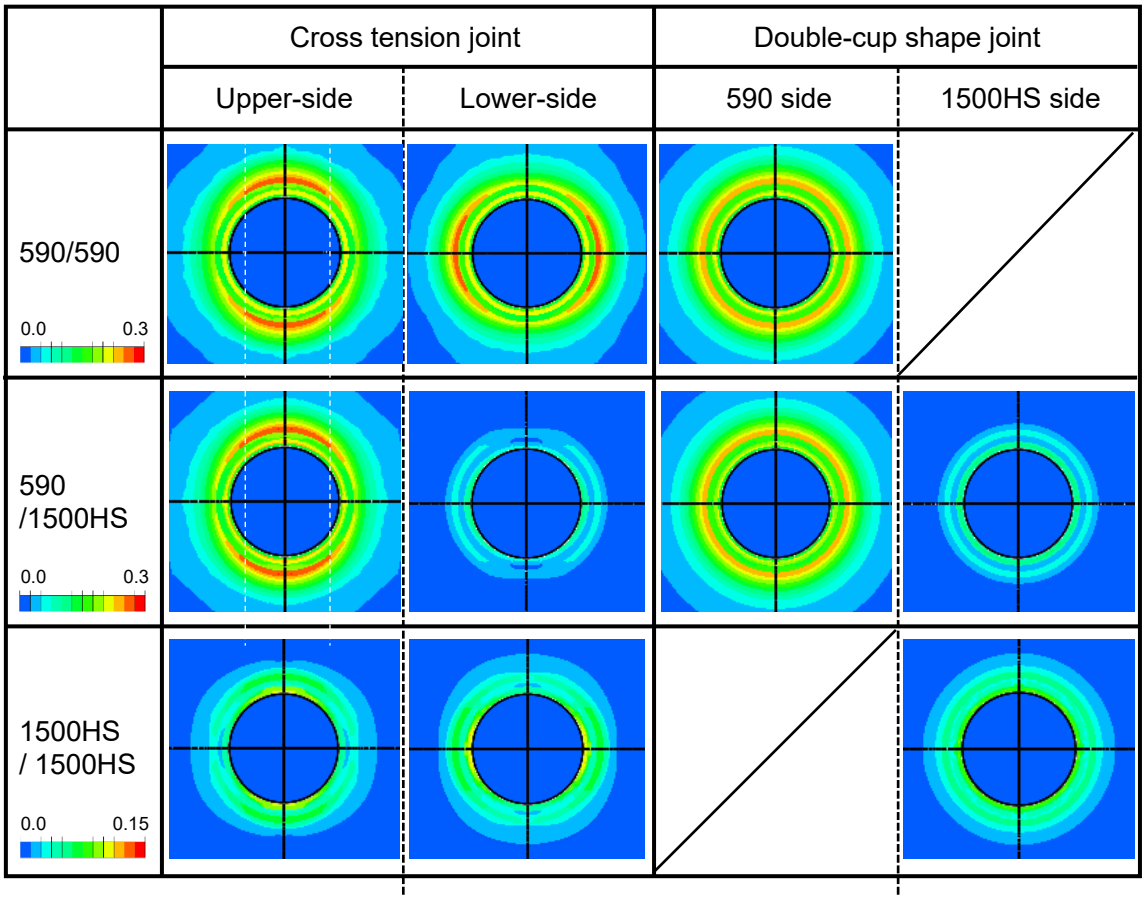



Fig.3-14 Distribution of equivalent plastic strain on cross tension joint and double-cup shape joints.

Table3-2 DTS/CTS ratio.

| | 270 steel | 590 steel | 780 steel | 980 steel |
|---|---|---|---|---|
| Same kind material joint | 1.03 | 1.05 | 1.04 | 1.13 |
| Dissimilar material joint | 1.03 | 1.17 | 1.19 | 1.22 |

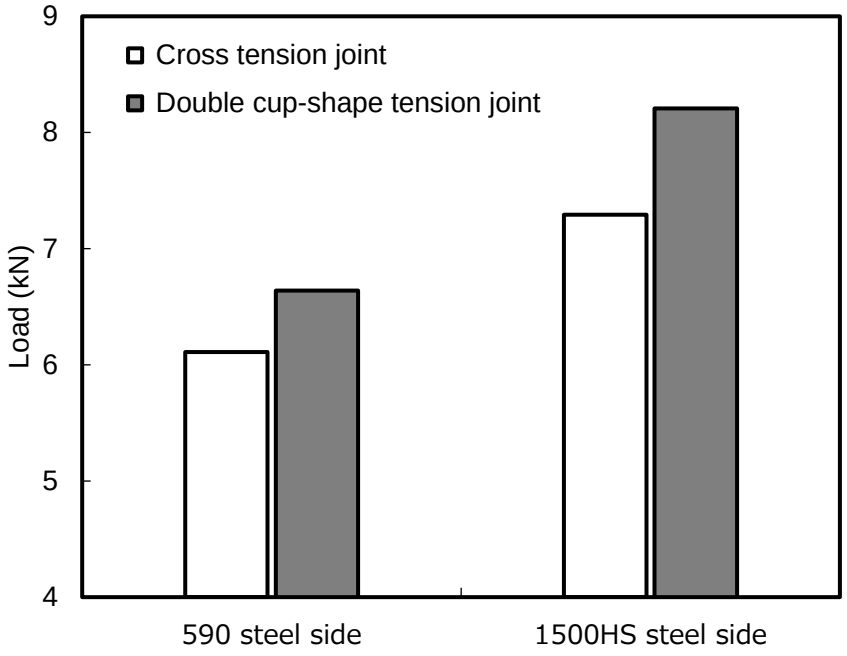


Fig.3-15 Comparison of load with equivalent plastic strain reaching 0.13 between cross tension joints and double-cup shape joints.

### 3.4.3 L字引張継手の剥離強度と破断位置

異強度板組における L 字引張継手の破断位置は，十字引張継手や円筒引張継手と異なり，全て低強度鋼板側で破断した．

FEM 解析により，590 鋼板と 1500HS 鋼板の同強度板組と異強度板組の L 字引張継手の変形挙動を比較した．荷重増加に伴う各鋼板の相当塑性ひずみ集中位置における履歴を Fig.3-16 に示す．異強度板組における 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高いことが判る．一方で，異強度板組における 1500HS 鋼板側の相当塑性ひずみは 1500HS 鋼板同強度板組の値よりも低いことが判る．

異強度板組の破断荷重における各板組のマクロな変形の様子と抵抗スポット溶接部周囲の相当塑性ひずみ分布を Fig.3-17 に示す．マクロな変形と断面の相当塑性ひずみ分布から，同強度板組ではナゲット端部を起点に塑性変形して曲げ変形を生じていることが判る．一方，異強度板組の 1500HS 鋼板側では R 部の形状やフランジ部の平坦形状を保ったままであり，ナゲット端部の相当塑性ひずみが同強度板組のそれと比べて小さく，590 鋼板側に集中している様子が観察される．その理由として，試験片の両端や全周が拘束されている十字引張継手や円筒引張継手と異なり，L 字引張継手ではフランジ部の一方が拘束されていない影響が考えられる．すなわち，L 字引張継手におけるスポット溶接部周囲の変形挙動は材料の降伏強度や R 部の剛性に依存するが，異強度板組では相対的に降伏強度が低い低強度鋼板側で優先的に塑性変形が進行して破断に至ると考えられる．

次に，同強度板組と異強度板組の LTS の差異について検討する．異強度板組の LTS は，低強度鋼板側の同強度板組よりもわずかではあるが低い傾向であった．Fig.3-17 において，鋼板界面の抵抗スポット溶接部周囲を上面視した相当塑性ひずみ分布を比較すると，破断した 590 鋼板側の相当塑性ひずみ分布は同強度板組と異強度板組で概ね同等，もしくは同強度板組の方がわずかに広い様子が観察された．つまり，ナゲット周囲の相当塑性ひずみ分布と LTS に相関は認められなかった．

異強度板組の破断荷重におけるマクロな変形の拡大図を 590 鋼板同強度板組のそれと比較した解析結果を Fig.3-18 に示す．図中の一点鎖線はチャック部における引張軸である．L 字引張継手では，荷重が増加するにつれてナゲットが引張軸に近付くように変形が進行する．異強度板組では上述したように 1500HS 鋼板側の降伏強度が高いため，R 部の形状を保ったままチャック部側の母材がたわむことでナゲットが引張軸に近付いていく．その結果，異強度板組における引張軸とナゲット端との距離は同強度板組よりもわずかではあるが長いことが判る．780 鋼板同強度板組の LTS に及ぼす打点位置の影響を調査した実験結果を Fig.3-19 に示す．ナゲット径は $4\sqrt{t}$ である．打点位置が引張軸に近いほど LTS が上昇する傾向であった．以上の結果より，異強度板組の LTS が低強度鋼板側の同強度板組よりもわずかに低い値となった理由は，高強度鋼板が塑性変形しにくいことに起因して引張軸とナゲット端との距離が低強度鋼板の同強度板組よりも近付きにくくなるためと考えられる．

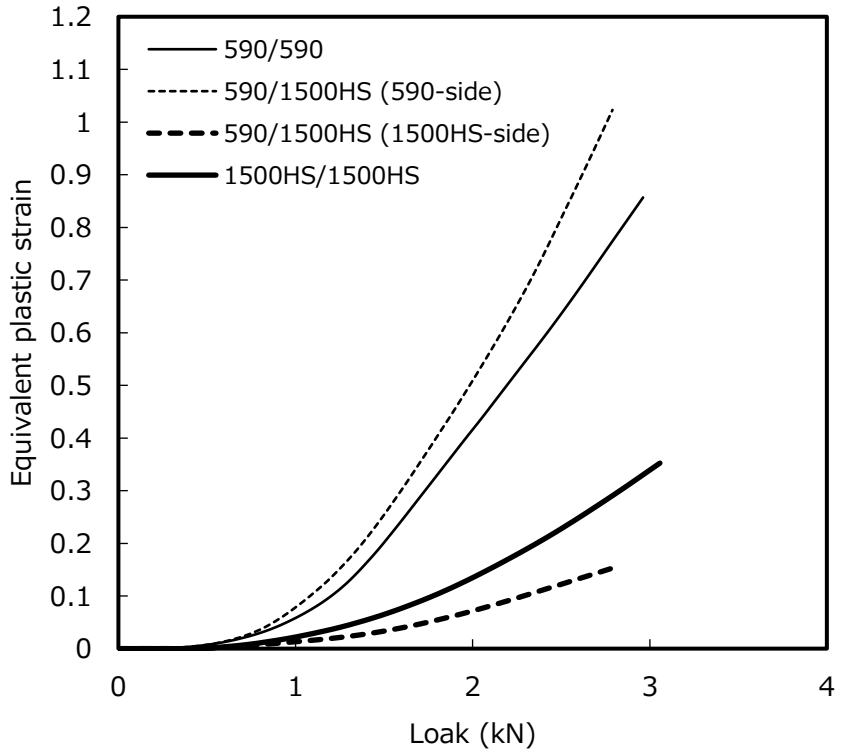



Fig.3-16 Relationship between load and equivalent plastic strain on L-shape tension joints.

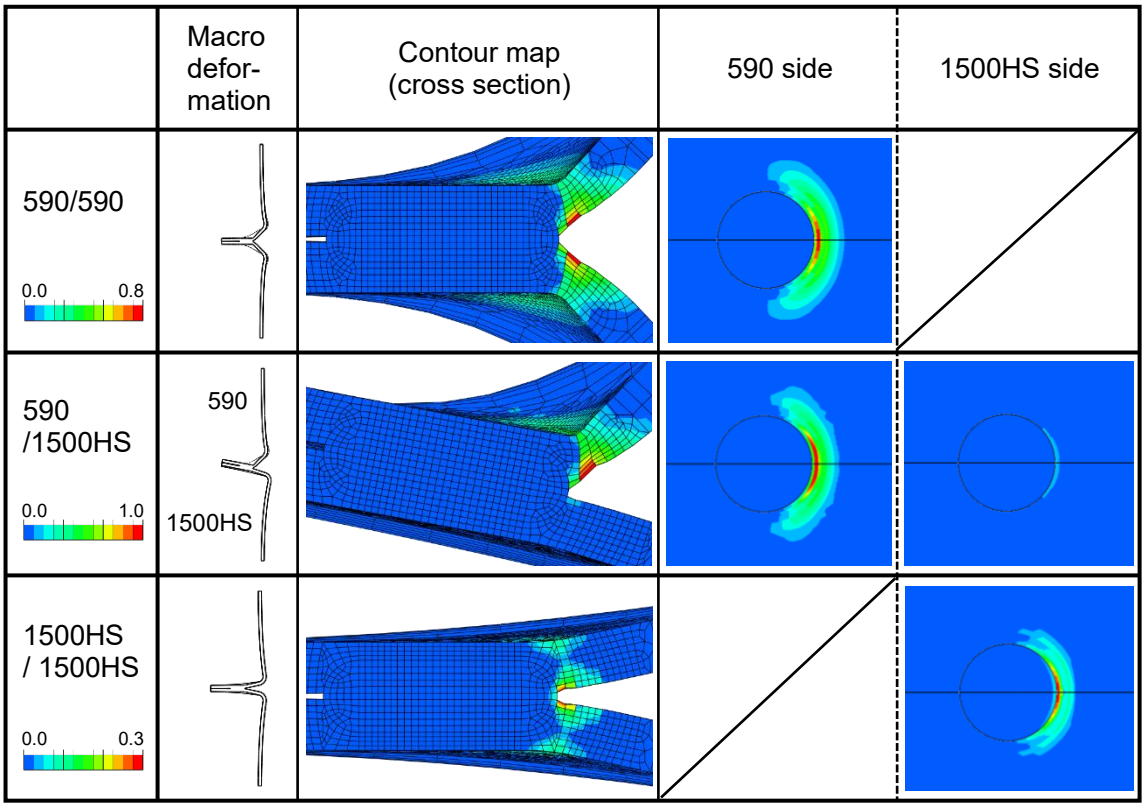
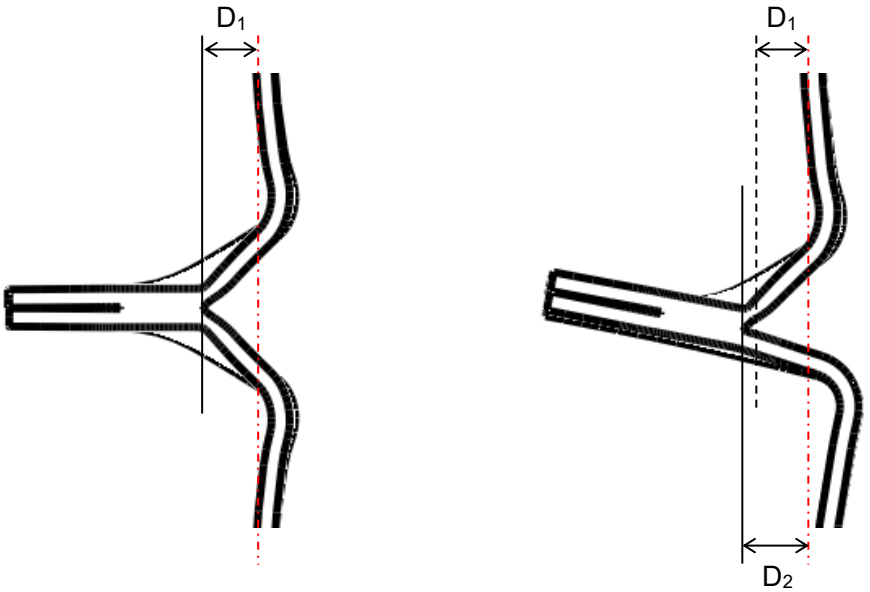



Fig.3-17 Distribution of equivalent plastic strain on L-shape tension joints.




(a) 590 steel / 590 steel. (b) 590 steel / 1500 HS steel.

Fig.3-19 Macro-deformation of L-shape tension joints.

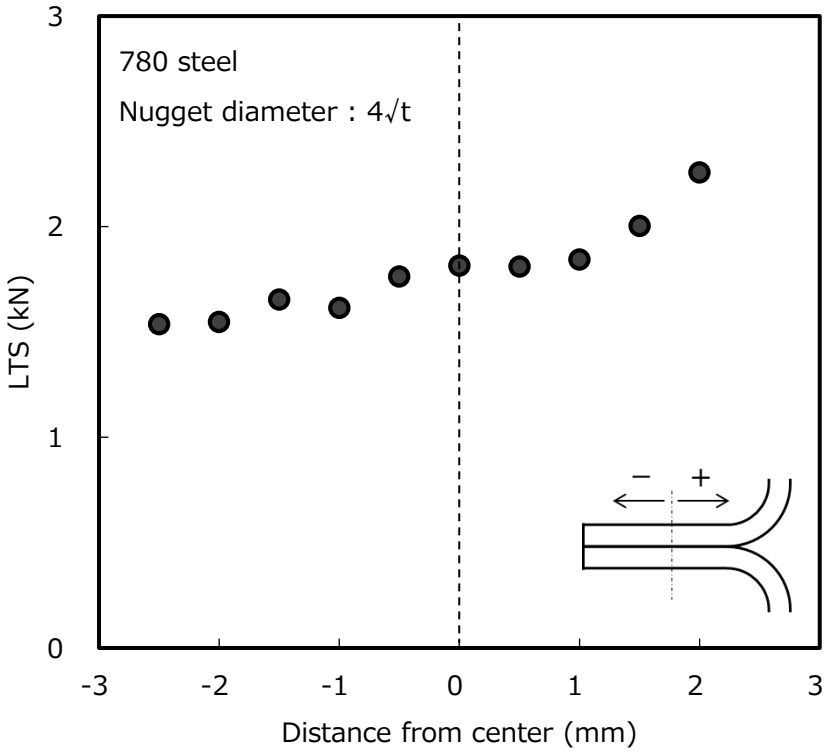



Fig.16 Effect of welding point position on LTS.

### 3.5 結言

本研究では，プラグ破断する場合を対象に，同強度板組と 1500HS 鋼板との異強度板組において，各種継手形状の剥離強度と破断位置を比較検討した．異強度板組の材料強度の差によって各種継手形状における変形挙動がどのように変化するのかを考察し，以下の知見を得た．

(1)　異強度板組の十字引張継手と円筒引張継手では，組み合わせる鋼板それぞれの同強度板組を比較した場合に剥離強度が低い鋼板側で破断する傾向が認められた．1500HS 鋼板と比較して，同強度板組において剥離強度が高い 590～980 鋼板との異強度板組では 1500HS 鋼板側で破断した．

(2)　いずれの板組においても，ナゲット周囲の荷重負荷方向に相当塑性ひずみが集中する CTS よりもナゲット周囲に均一に相当塑性ひずみが分布する DTS の方が高かった．その程度は高強度鋼板になるほど顕著であった．

(3)　異強度板組の L 字引張継手では，低強度鋼板側で破断した．L 字引張継手ではフランジ端の一方が拘束されていないため，相対的に降伏強度の低い鋼板が優先的に変形してナゲット周囲に相当塑性ひずみが集中するためと考えられた．

以上の結果より，異強度板組の継手強度や破断形態には試験片の変形挙動が影響することが判った. 換言すれば, 実車や部材における抵抗スポット溶接部の破断現象を理解, 予測するためには，その変形挙動を把握することが重要であると言える.

## 第 3 章の参考文献


1) 上西朗弘:NSafe™-AutoConcept における自動車用高強度鋼板の開発, 日本製鉄技報, 第 412 号 (2019)，pp.8-13.

2) 林央, 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－, 塑性と加工，Vol.58，No.673 (2017)，pp.99-104.

3) 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，Vol.52，No.2 (2013)，pp.68-70.

4) 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，新日鉄技報，第 385 号 (2006)，pp.36-41.

5) 田中福輝, 野村伸吾, 小久保一郎:高強度冷延鋼板のスポット溶接性, 鉄と鋼, Vol.68, No.9 (1982)，pp.1437-1443.

6) 渡辺史徳，古迫誠司，浜谷秀樹，宮崎康信，野瀬哲郎：スポット溶接継手十字引張試験の破壊力学的解析，溶接構造シンポジウム 2011 講演論文集 (2011)，pp.271-278.

7) 佐久間康治，及川初彦：スポット溶接部静的強度の支配因子とそれにもとづく溶接部強度特性の優れた高強度鋼板メニューの展開，新日鉄技報，第 378 号 (2003)，pp.30-34.

8) 古迫誠司，宮崎康信，浜谷秀樹，秋庭義明：スポット溶接された L 字継手の強度および破壊挙動に及ぼす添加元素の影響，溶接学会論文集，Vol.33，No.2 (2015)，pp.133-143.

9) 平塚一富，伊藤千寿 : 耐候性鋼の点溶接におけるテンパ条件選定に関する研究，溶接学会誌，第 39 巻，第 3 号 (1970)，pp.145-155.

10) C.Wakabayashi, S.Furusako and Y.Miyazaki : Strengthening spot weld joint by autotempering acceleration at heat affected zone, Science and Technology of Welding and Joining, Vol.20, No.6 (2015), pp.468-472.

11) 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－超高張力鋼板のパルス通電活用抵抗スポット溶接技術の開発－，溶接学会論文集，Vol.32，No.3 (2014)，pp.164-171.

12) 船川義正，樺澤真事：十字引張強さの推定式の導出（スポット溶接継手の継手強さの推定－第 3 報），溶接学会全国大会講演概要，第 54 集 (1994)，pp.256-257.

13) 船川義正，樺澤真事 : 十字引張強さに対する板厚，母材強度，ナゲット径の影響（スポット溶接継手の継手強さの推定－第 4 報），溶接学会全国大会講演概要，第 54 集 (1994)，pp.258-259.

14) 貞末照輝，伊木聡，谷口公一，池田倫正，大井健次：高張力鋼板スポット溶接継手の破壊挙動と数値解析的考察，溶接学会論文集，Vol.32，No.2 (2014)，pp.64-72.
15) 上田秀樹，岡村一男，富士本博紀，中山英介，岡田徹：スポット溶接部破断を考慮した自動車部材の衝突性能評価，自動車技術会論文集，Vol.41，No.4 (2010)，p.817-822.
16) 上田秀樹，中山英介，岡田徹，富士本博紀：応力三軸度を考慮したスポット溶接部破断予測技術の研究（第 1 報）－破断予測解析モデルの開発－，自動車技術会論文集，Vol.44，No.2 (2013)，pp.727-732.
17) 銭谷佑，古賀敦雄，広瀬智史，古迫誠司，泰山正則，中澤嘉明：超高強度鋼板を適用した車体フレームのスポット溶接部破断対策の検討（第 1 報）－剥離モードでのナゲット内応力に及ぼす継手形状，板厚，材料強度の影響－，自動車技術会論文集，Vol.49，No.2 (2018)，pp.466-471.
18) 中山英介，宮原光雄，富士本博紀，広瀬洋三，福井清之，北村隆行：対向カップ型試験片を用いた自動車用高張力鋼板スポット溶接部の疲労特性評価，日本機械学会論文集（A 編），Vol.75，No.753 (2009)，pp.644-651.
19) 上田秀樹，福本学，中山英介：溶接シミュレーションを用いた異種異厚板組の破断予測技術の開発，自動車技術会論文集，Vol.46，No.3 (2015)，pp.687-692.
20) 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.
21) 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.
22) 若林千智，渡辺史徳，岡田徹，古迫誠司，宮崎康信：高強度鋼板のスポット溶接部組織の特徴（第 2 報）－保持時間の組織に及ぼす影響について－，溶接学会全国大会講演概要，第 92 集 (2013)，pp.74-75.
23) G.R. Speich and W.C. Leslie : Tempering of Steel, Metallurgical Transactions, Vol.3 (1972), pp.1043-1054
24) 中山英介，岡村一男，宮原光雄，吉田経尊，福井清之，富士本博紀：スポット溶接部の力学特性の測定と継手引張強度の予測，自動車技術会論文集，Vol.36，No.2 (2005)，pp.205-210.
25) 若林千智，宮崎康信，泰山正則，渡辺史徳：高強度鋼板のスポット溶接継手の十字引張強さにおける試験方法の影響，溶接学会全国大会講演概要，第 99 集 (2016)，pp.26-27.

# 第 4 章　抵抗スポット溶接の継手強度に及ぼす鋼板板厚差の影響

## 4.1　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 1970 年代にスウェーデンで開発されたホットスタンプ工法がある [3)]．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．1500MPa 級ホットスタンプ鋼板は，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の主要接合技術であり，その継手強度特性は，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．これらの継手強度特性は，ほとんどが同強度同板厚鋼板の 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鋼板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，異強度異板厚鋼板の板組において，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 [4)]が，鋼板の強度差や板厚差が継手強度や破断形態に及ぼす影響を系統的に比較検討した事例は見当たらない．

そこで，第 2 章では，1500MPa 級ホットスタンプ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，プラグ破断する場合を対象に，引張せん断強さと破断形態を同強度板組のそれらと比較検討した．第 3 章では，プラグ破断する場合を対象に，各種剥離試験片形状を用いて，同強度板組と異強度板組の剥離方向の継手強度と破断形態を比較検討した．その結果，異強度板組における鋼板強度差の影響は継手の変形挙動によって異なり，試験片の拘束条件が厳しくない引張せん断継手や L 字引張継手では，継手強度が高い鋼板側で破断する場合があることを知見した．

本章では，1500MPa 級ホットスタンプ鋼板を用いて，板厚の異なる鋼板を重ね合せた板組の引張せん断継手および L 字継手の強度特性を，同板厚鋼板を重ね合わせた板組のそれと比較した．各試験片形状における継手強度や破断形態がどのように変化するのかを検討することにより，抵抗スポット溶接の継手強度特性に及ぼす鋼板板厚差の影響を明確にすることを目的とした．

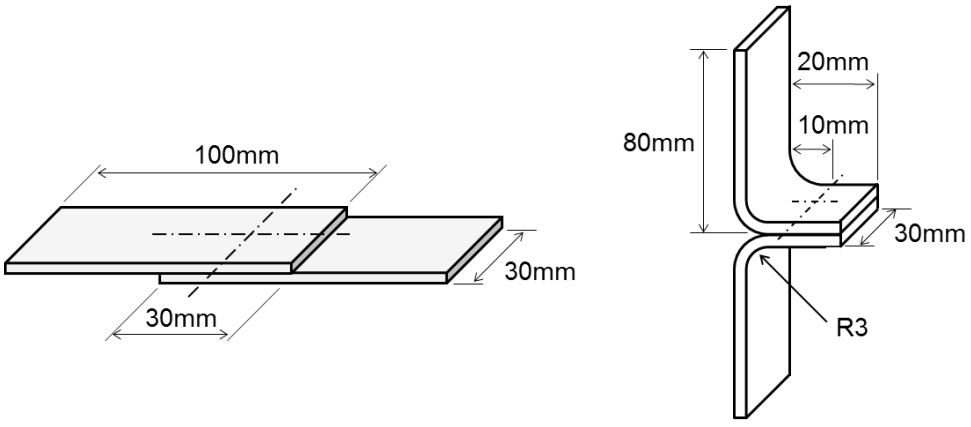
## 4.2 実験方法

### 4.2.1 供試材および試験片形状

供試材には板厚 1.2mm～2.3mm の 1500MPa 級ホットスタンプ非めっき鋼板（以下，1500HS 鋼板）を用いた．板厚 1.2m，1.4mm，および 1.6mm にて同板厚の鋼板同士を重ね合わせた板組（以下，同厚板組）と，一方の鋼板の板厚を 1.2mm に固定し，もう一方の鋼板の板厚を 1.6～2.3mm に変化させて重ね合わせた板組（以下，差厚板組）の継手強度特性を比較した．

全ての板組において，試験片には Fig.4-1 に示す形状の引張せん断，および L 字試験片を用いた．引張せん断試験片における試験片幅は，JIS Z 3136 では板厚に応じて規定されているが板厚に対する連続性はない．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，過去には引張せん断強さ（Tensile Shear Strength：TSS）に及ぼす試験片形状の影響が検討されている [5)6)]．しかし，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，同厚板組と差厚板組の継手強度特性を系統的に比較し，鋼板板厚差の影響を把握することを主目的に，全ての板組において，試験片幅は板厚 1.2mm の場合の通常板幅である 30mm の一定幅とした（Fig.4-1(a)）．L 字試験片においては実部品に近い形状とすることを目的に，プラグ破断が得られるナゲット径でもフランジ平坦部から外れない範囲でフランジ長さを短くすることが望ましいと考え，寸法を設定した（Fig.4-1(b)）．

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後，所定の寸法に加工して作製した．各試験片は酸化スケールをショットブラストにより除去した後，溶接に供した．




(a) Tensile shear joint.　　(b) L-shape tension joint.

Fig.4-1 Schematic illustration showing two types of joints.

### 4.2.2 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 16mm，先端径 6mm，先端 R40 のドームラジアス形のクロム銅電極を用いた．その他の溶接条件は Table4-1 に示す．板厚 1.2mm 鋼板の同厚板組と差厚板組の加圧力は 3.43kN とし，通電時間は各板組の総板厚に応じて変化させた．溶接電流はナゲット径 4√t，5√t（t : 薄板側の板厚（mm））が得られるように板組に応じて調整した．板厚 1.4mm と 1.6mm 鋼板の同厚板組の加圧力は 3.92kN とし，通電時間はそれぞれ総板厚が等しい差厚板組と同じ値に設定した．溶接電流は，板組に応じてナゲット径 3√t，4√t，5√t が得られるように調整した．また，ホールド時間（通電後の電極保持設定時間）は，全ての板組において 10cyc（1cyc=1/60s）とした．

Table4-1 Welding conditions.

| Thickness (mm) | Force (kN) | Welding time (cyc) | Welding current (kA) | Holding time (cyc) |
|---|---|---|---|---|
| 1.2 / 1.2 | 3.43 | 16 | 5.6，6.8 | 10 |
| 1.2 / 1.6 | | 18 | 5.4，6.6 | |
| 1.2 / 2.0 | | 20 | 5.4，6.5 | |
| 1.2 / 2.3 | | 22 | 5.4，6.5 | |
| 1.4 / 1.4 | 3.92 | 18 | 4.5～7.0 | |
| 1.6 / 1.6 | | 20 | 4.5～7.0 | |

### 4.2.3 評価方法

引張せん断強さ，および L 字引張強さ（L-shape Tension Strength：LTS）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 体の継手を作製し，引張試験を行った．引張試験条件は，チャック間距離を 70mm とし，引張速度を 10mm/min 一定とした．

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．一部の継手においては，最大荷重到達前に引張試験を止め，同様の光学顕微鏡観察によりナゲット端部でのき裂進展の有無を調査した．また，各板組の抵抗スポット溶接部のビッカース硬さ分布を，板界面から 1/4t の位置を界面と平行方向に測定した．差厚板組では，板厚 1.2mm 鋼板側のビッカース硬さを測定した．測定荷重は 0.98N とし，0.25～0.5mm ピッチで測定した．さらに，板厚 1.2mm の同厚板組と，板厚 2.0mm との差厚板組を用いて，ナゲット端部における P の凝固偏析の様相を EPMA 分析により比較した．

## 4.3 実験結果および考察

### 4.3.1 引張せん断強さに及ぼす鋼板板厚差の影響

板厚 1.2mm の同厚板組と差厚板組を用いて，TSS に及ぼす鋼板板厚差の影響を調査した結果を Fig.4-2 に示す．一方の板厚は 1.2mm に固定しているため，図では相手材側の板厚を横軸とした．各板組における破断後の断面マクロ写真を Fig.4-3 に示す．

ナゲット径 4√t では，板厚 1.2mm／2.3mm の差厚板組において TSS が若干低下したが，その差は板厚 1.2mm の同厚板組の TSS に対して約 3.7%と僅かであった．その他の板組では TSS は相手材側の板厚によらずほぼ同等の値を示した．また，いずれの板組でも破断形態は界面破断であった．ナゲット径 5√t では，相手材側の板厚が増加するとともに TSS はゆるやかに上昇した．最も継手強度が高かった板厚 1.2mm／2.3mm の差厚板組における TSS は，板厚 1.2mm の同厚板組の TSS に対して約 13.4%上昇した．また，破断形態は，板厚 1.2mm の同厚板組ではプラグ破断であったのに対して，相手材側の板厚が 1.6mm 以上の差厚板組では界面破断であった．

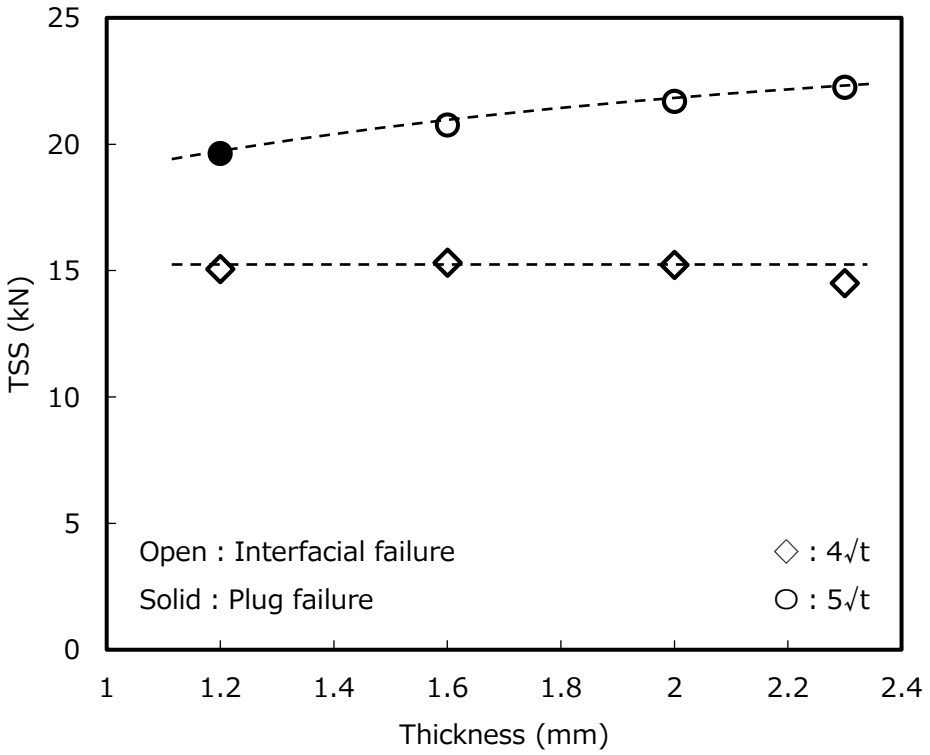



Fig.4-2 Effect of difference of thickness on TSS.

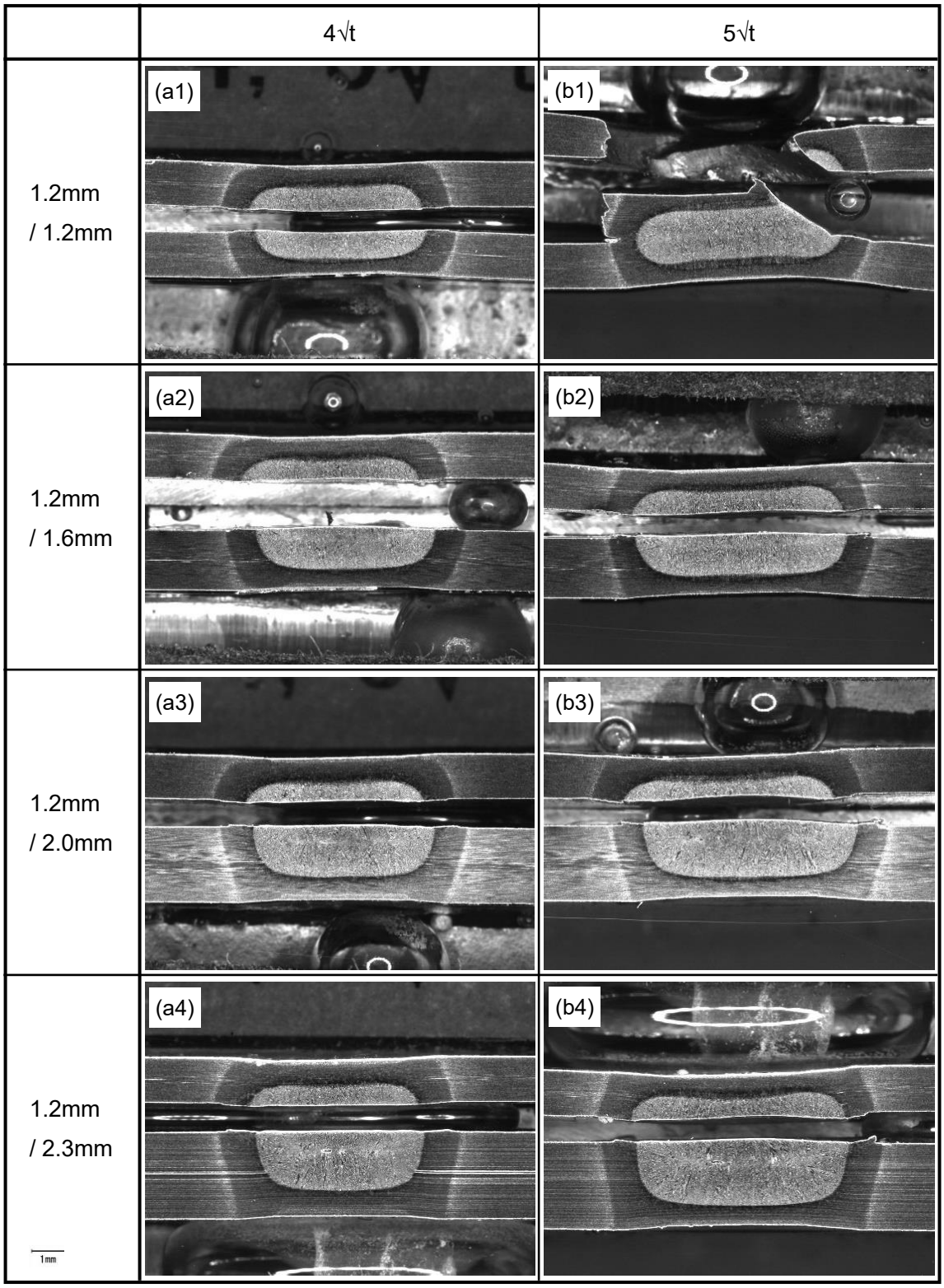



Fig.4-3 Fracture morphology in tensile shear test.

### 4.3.2 L字引張強さに及ぼす鋼板板厚差の影響

板厚 1.2mm の同厚板組と差厚板組を用いて，LTS に及ぼす鋼板板厚差の影響を調査した結果を Fig.4-4 に示す．一方の板厚は 1.2mm に固定しているため，図では相手材側の板厚を横軸とした．ナゲット径 4√t，5√t ともに，相手材側の板厚が増加すると LTS は上昇する傾向を示した．

各板組における破断後の断面マクロ写真を Fig.4-5 に示す．L 字引張試験において，荷重が集中する引張軸側のナゲット端部を図中矢印で示す．ナゲット径 4√t において，板厚 1.2mm の同厚板組および板厚 1.2mm／1.6mm の差厚板組では，破断形態は界面破断であったが，前者はき裂が界面方向にほぼ真直ぐ進展していたのに対し，後者はき裂が板厚方向に逸れて進展している様子が観察された．相手材側の板厚が 2.0mm 以上の差厚板組では，破断形態は部分プラグ破断を呈した．ナゲット径 5√t では，板厚 1.2mm の同厚板組の破断形態は部分プラグ破断であった．差厚板組の破断形態は部分プラグ破断もしくはプラグ破断であった．いずれのナゲット径においても，相手材側の板厚が増加するにしたがい，プラグ径は大きくなる傾向が認められた．

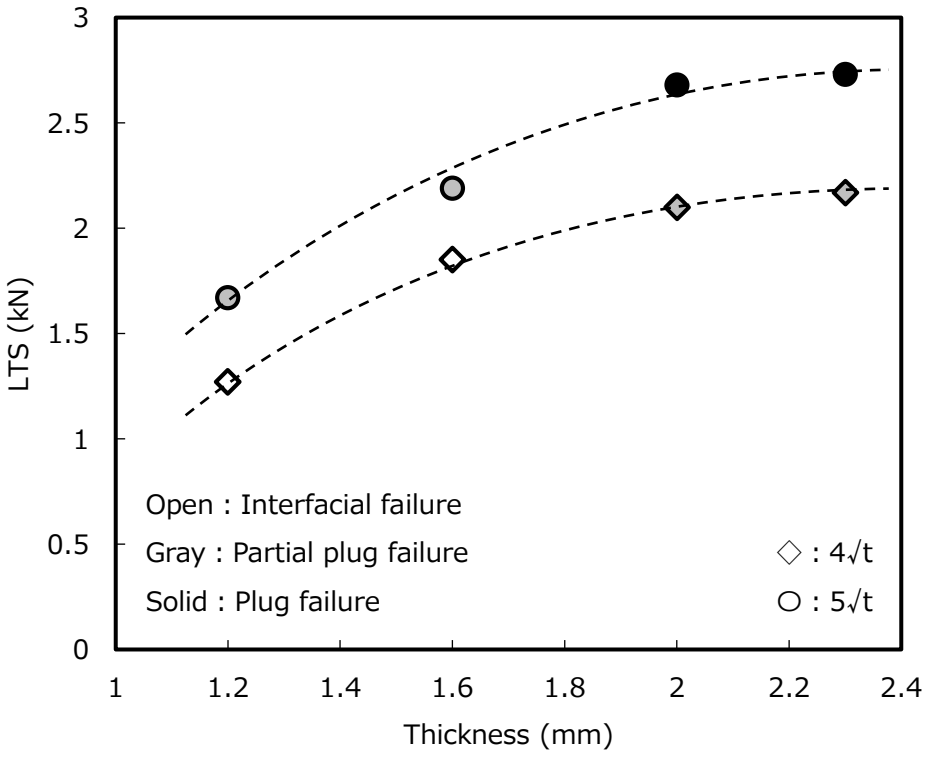



Fig.4-4 Effect of difference of thickness on LTS.

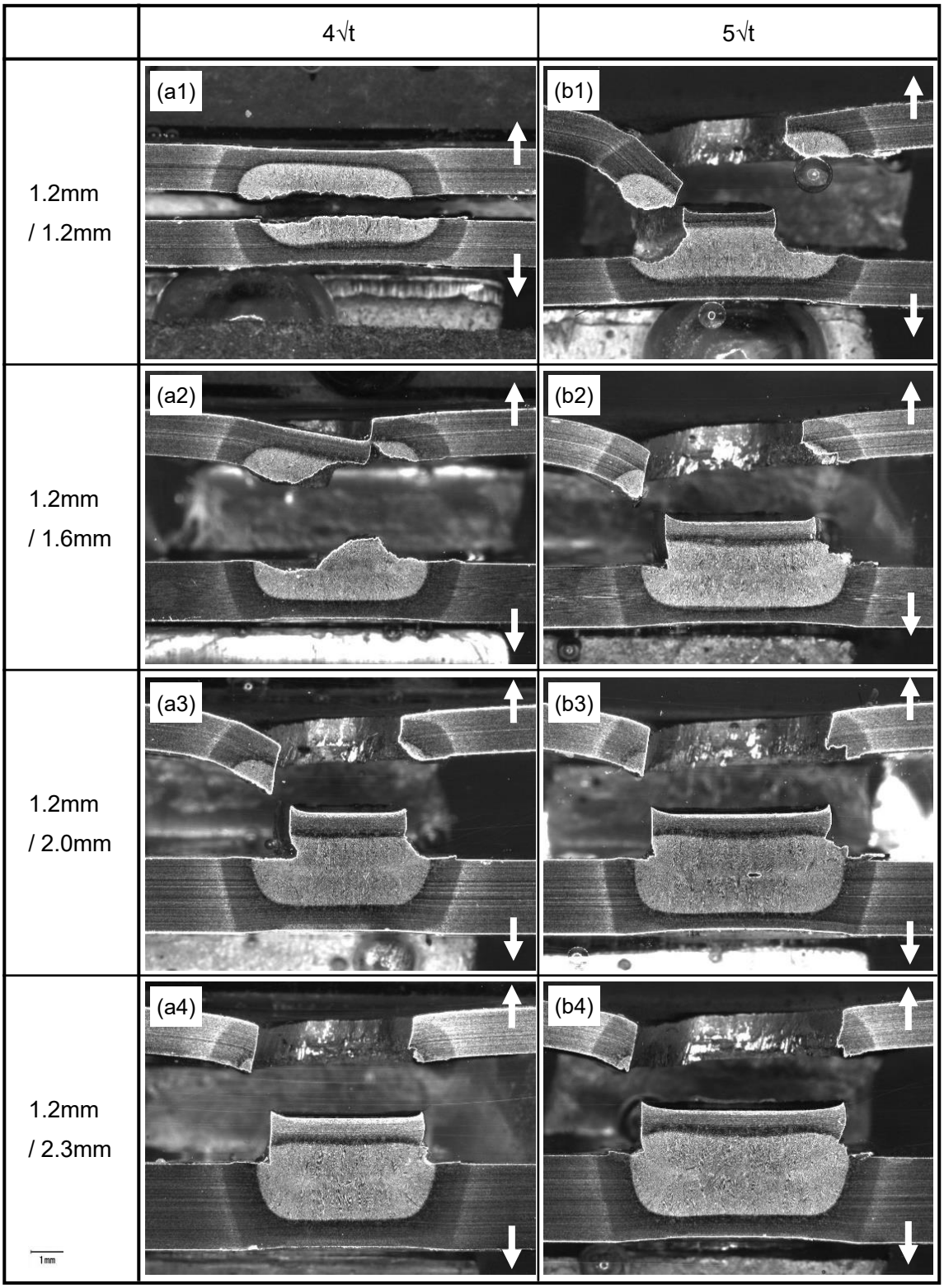



Fig.4-5 Fracture morphology in L-shape tensile test.

### 4.3.3 抵抗スポット溶接部の硬さ分布と継手強度に及ぼす鋼板板厚差の影響

本節では，同厚板組と差厚板組の抵抗スポット溶接部の硬さ分布を比較し，Fig.4-2～5で示した鋼板板厚差による継手強度や破断形態の変化が説明可能かどうかを検討する．

板厚 1.2mm の同厚板組と差厚板組のナゲット径 5√t における抵抗スポット溶接部の硬さ分布を Fig.4-6 に示す．まず，ナゲット外側の HAZ 部の硬さ分布に着目すると，いずれの板組においても顕著な HAZ 軟化が観察されたが, 同厚板組と差厚板組の HAZ 軟化の程度や軟化位置は概ね同等と言える．ここで，HAZ 軟化が継手強度に及ぼす影響に関する従来知見を以下に述べる．引張せん断継手では，顕著な HAZ 軟化を生じる 1500HS 鋼板においてその影響を検討した結果，界面破断する場合の TSS は HAZ 軟化有無によらず同等であることが報告されている [7]．また，HAZ 軟化が存在するとプラグ破断しやすくなることが報告されている [8]．十字引張継手では，HAZ 軟化が大きくなるとナゲット端部への応力集中が緩和され，十字引張強さ（Cross Tension Strength：CTS）の向上に寄与する可能性が指摘されている [9]が，一方で，HAZ 軟化領域が約 1mm 拡大した場合でも CTS の向上への寄与は 4%程度と僅かであることが報告されている [10]．以上より，ナゲット内で破断する場合において，HAZ 軟化が継手強度に及ぼす影響は小さいと言える．また，HAZ 軟化位置がナゲット端部に近くなるほどナゲット端部へのひずみ集中が緩和され，CTS の向上に寄与することが報告されている [11]が，本研究では，同厚板組と差厚板組の HAZ 硬化幅は同程度であった．

次に，板厚 1.2mm，1.4mm および 1.6mm の同厚板組と差厚板組のナゲット径 5√t におけるナゲット硬さを Fig.4-7 に示す．プロットは各板組におけるナゲット硬さの平均値であり，最大値と最小値をエラーバーで示している．なお，総板厚が同じ板組ではプロットが重なりばらつき範囲が確認できないため，Fig.4-7 の横軸は総板厚の実測値とした．ばらつきは大きいが，総板厚が厚くなるとナゲット硬さが若干低下する傾向が認められた．なお，図は省略するが，ナゲット径 4√t においても同様の傾向であり，例えば，板厚 1.2mm の同厚板組と，板厚 2.3mm との差厚板組のナゲット平均硬さの差は 14HV であった．

各板組におけるナゲット硬さの違いが TSS に及ぼす影響について検討する．界面破断する場合の TSS はナゲット面積とナゲット硬さで整理できることが知られており，例えば下記の推定式（1）が提案されている [12]．

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

（$Hv_{wm}$：ナゲットのビッカース硬さ，$ND$：ナゲット径（mm））

この推定式に基づけば 1500HS 鋼板のナゲット径 4√t において，ナゲット硬さが 14HV 変化した場合の TSS の変化率は約 3.9%であり，Fig.4-2 の実験結果と合致した．すなわち，ナゲット径が比較的小さく界面破断する場合の TSS に及ぼす鋼板板厚差の影響は小さく，ナゲット硬さに依存すると考えられる．

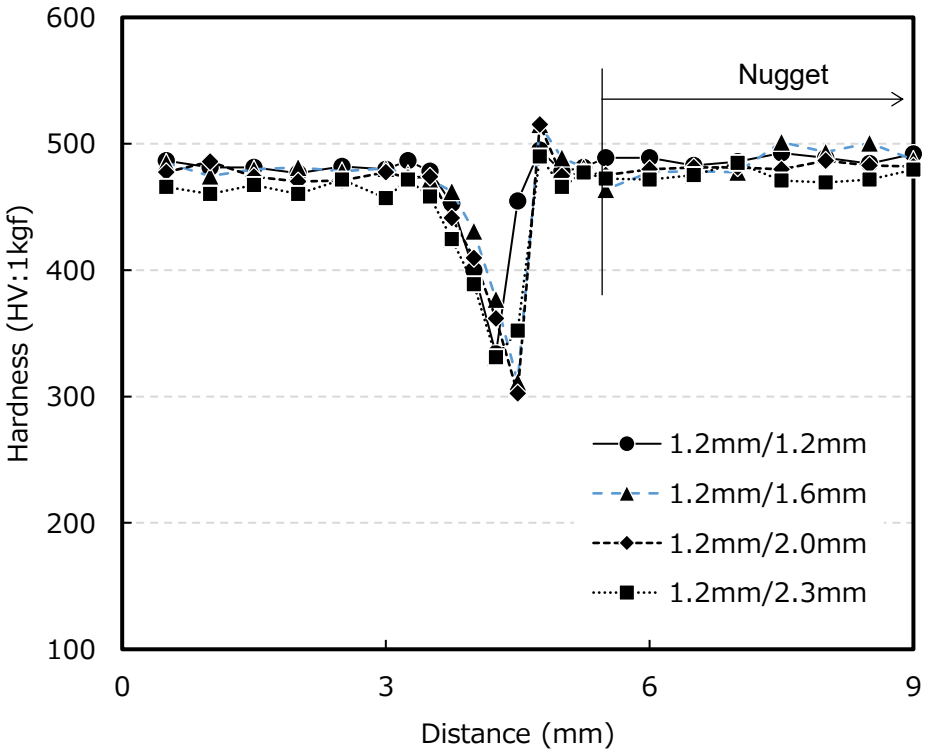



Fig.4-6 Hardness distribution of spot weld.

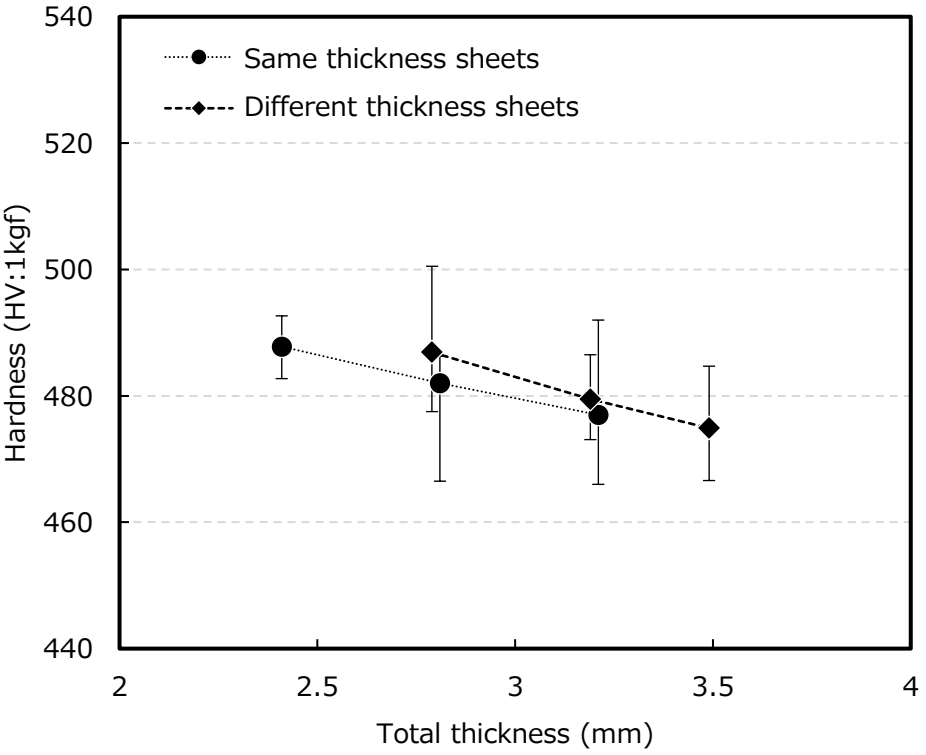



Fig.4-7 Effect of total thickness on hardness of nugget.

一方，Fig.4-2 においてナゲット径 5√t の場合では，鋼板板厚差が大きくなるほど TSS は上昇しており，ナゲット硬さ以外の要因が示唆される．そこで，最大荷重到達後，継手が完全に分離する前に引張試験を止め，変形状態を側面から観察した．板厚 1.2mm の同厚板組，相手材側の板厚 1.6mm および 2.0mm との差厚板組の 3 水準を比較した外観写真を Fig.4-8 に示す．なお，視認性向上のため鋼板端面を白色マーカーで塗りつぶした．ナゲット径が大きくなり破断荷重が高くなると，ナゲット周りの回転変形も大きくなるが，相手材側の板厚が増加するとナゲット周りの回転変形が小さくなっていることが判る．回転変形が抑制された結果，剥離方向の分力が小さく，せん断方向の分力が大きくなるため TSS が上昇したと考えられる．また，剥離方向の分力が小さくなることによりナゲット端部への応力集中が軽減されるため，鋼板板厚差が大きくなると界面破断を呈したと考えられる．

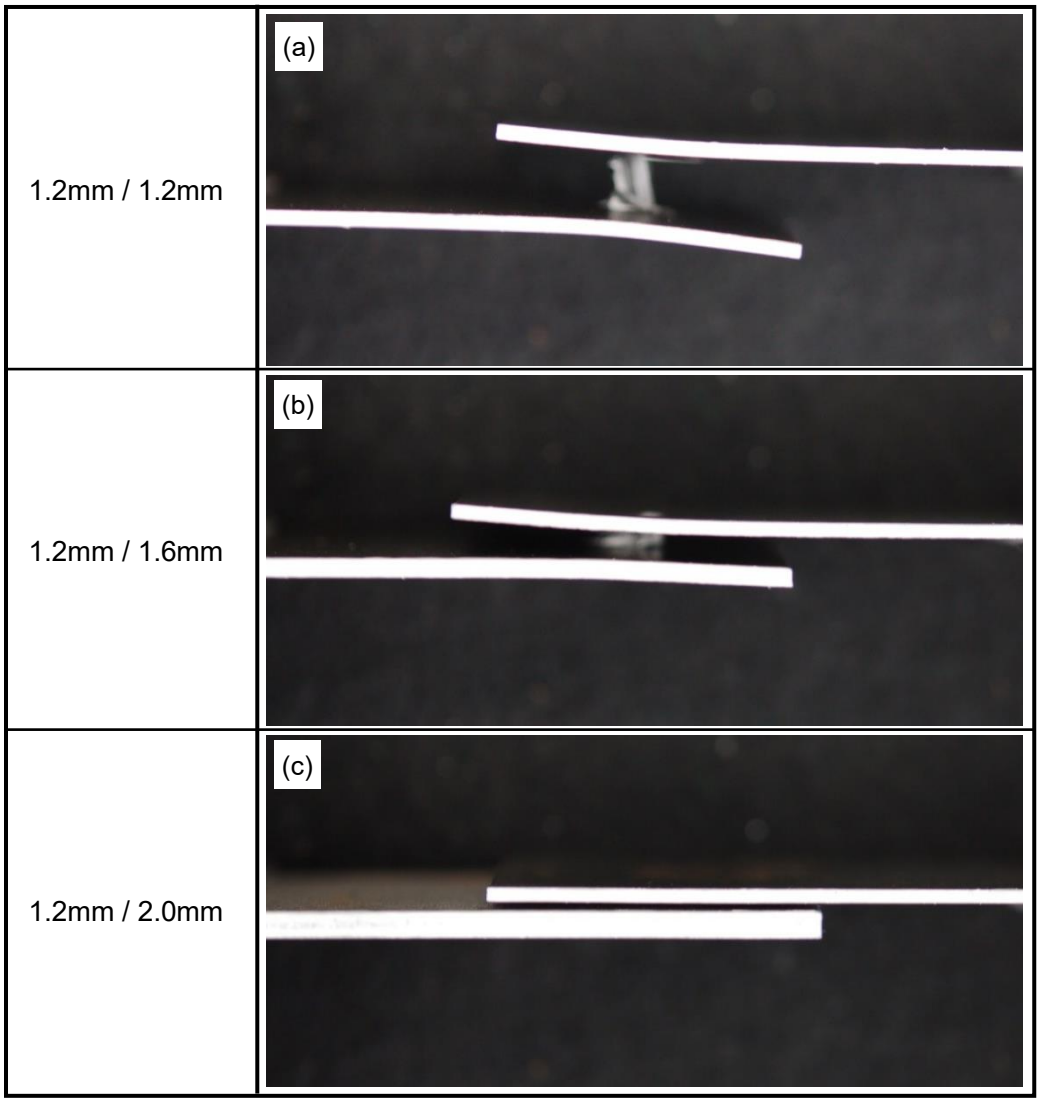



Fig.4-8 Appearance of tensile shear joints at the maximum load.

次に，差厚板組の LTS が同厚板組のそれよりも高くなった要因について，ナゲット硬さの観点から考察する．圧接端部をき裂とみなせる抵抗スポット溶接部において，き裂開口方向に荷重が負荷される LTS のような抵抗スポット溶接継手の剥離強度にはナゲットの靭性が影響することが知られており [13]，ナゲット硬さが低い方が LTS には優位と考えられる．

Fig.4-7 において，最も総板厚の差が大きい板厚 1.2mm の同厚板組と相手材側の板厚 2.3mm との差厚板組でもナゲット平均硬さの差は 13HV とわずかではあるが，この程度の硬度差でも抵抗スポット溶接継手の剥離強度に影響を及ぼすことが知られている．例えば，ホールド時間が短くなると CTS が向上することが報告されており，ホールド時間 0.1s 条件の CTS は 2.0s 条件のそれよりも倍程度高く，両者のナゲット硬さの差は 20～30HV 程度であることが示されている [14]．なお，ホールド時間を短くするとナゲット硬さが低下する作用機構は，冷却速度が遅くなり，オートテンパーを生じやすくなるためと考えられている．また，抵抗スポット溶接後の継手に 170℃程度の低温焼戻しを施すと，10～20HV 程度ナゲット硬さが低下し，LTS が大幅に向上する場合があることも報告されている [15]．

Fig.4-7 に示したように総板厚が厚くなるとナゲット硬さが若干低下する傾向があるが，その要因はナゲット体積が増加することで冷却速度が遅くなり，オートテンパーを生じやすくなったためと考えられる．そこで，総板厚が同じ同厚板組と差厚板組の LTS を比較した．横軸をナゲット径として各板組の LTS を整理した結果を Fig.4-9 に示す．板厚 1.4mm の同厚板組と相手材側の板厚 1.6mm との差厚板組，板厚 1.6mm の同厚板組と相手材側の板厚 2.0mm との差厚板組，いずれの板組においても同厚板組の LTS よりも差厚板組の LTS の方が高い値を示した．

ところで，Fig.4-7 において，同厚板組のナゲット硬さよりも差厚板組のそれの方が僅かに高い傾向が見て取れる．総板厚が同じ場合，同厚板組よりも差厚板組の方が水冷された電極に近いため，板界面近傍のナゲット端部の冷却速度が速い可能性が考えられる．そこで，ナゲット端部の冷却速度を解析した．解析には SORPAS ver.13.81 を用いた．板厚 1.2mm および 1.6mm の同厚板組と，相手材側の板厚 2.0mm との差厚板組のナゲット端部の温度履歴を Fig.4-10 に示す．併せて，ホールド時間終了時における各板組の温度分布を比較したコンター図を Fig.4-11 に示す．いずれの板組においてもナゲット径は板厚 1.2mm の $5\sqrt{t}$ である 5.5mm が得られるように溶接電流値を設定した．その他の溶接条件は Table4-1 と同じ値に設定した．総板厚が同じ板組を比較すると，板厚 1.6mm の同厚板組よりも，LTS が高い板厚 1.2mm／2.0mm の差厚板組の方が，僅かではあるが冷却速度が速いことが確認できる．

以上の結果より，鋼板板厚差による LTS の上昇には，緩冷却によるナゲット靭性の向上以外の要因が示唆される．これについては，4.3.4 項で議論する．

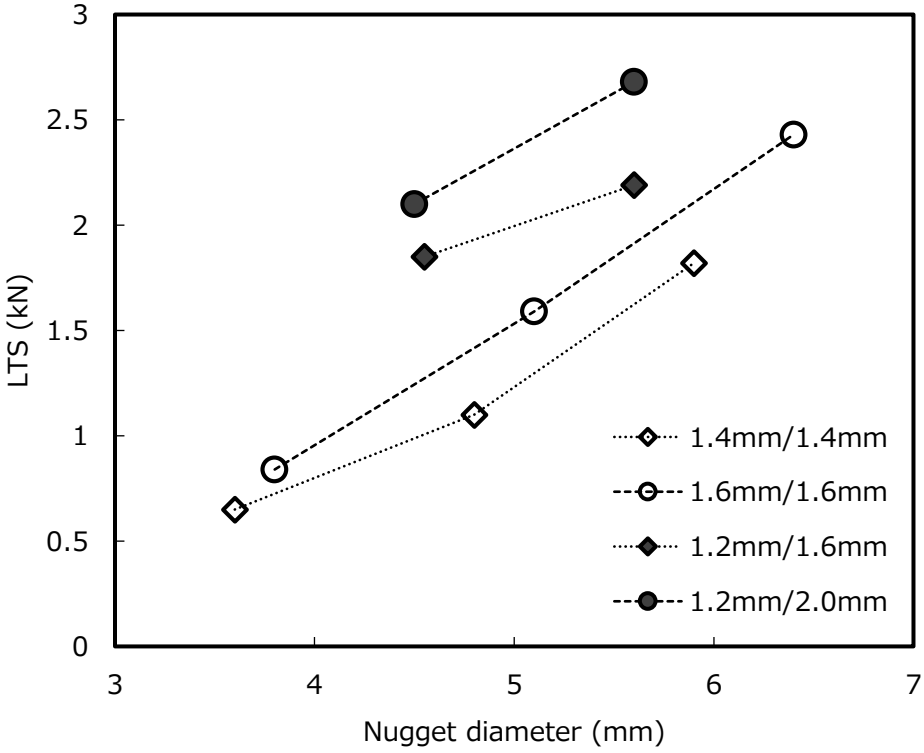



Fig.4-9 Comparison of LTS between same thickness and different thickness sheets.

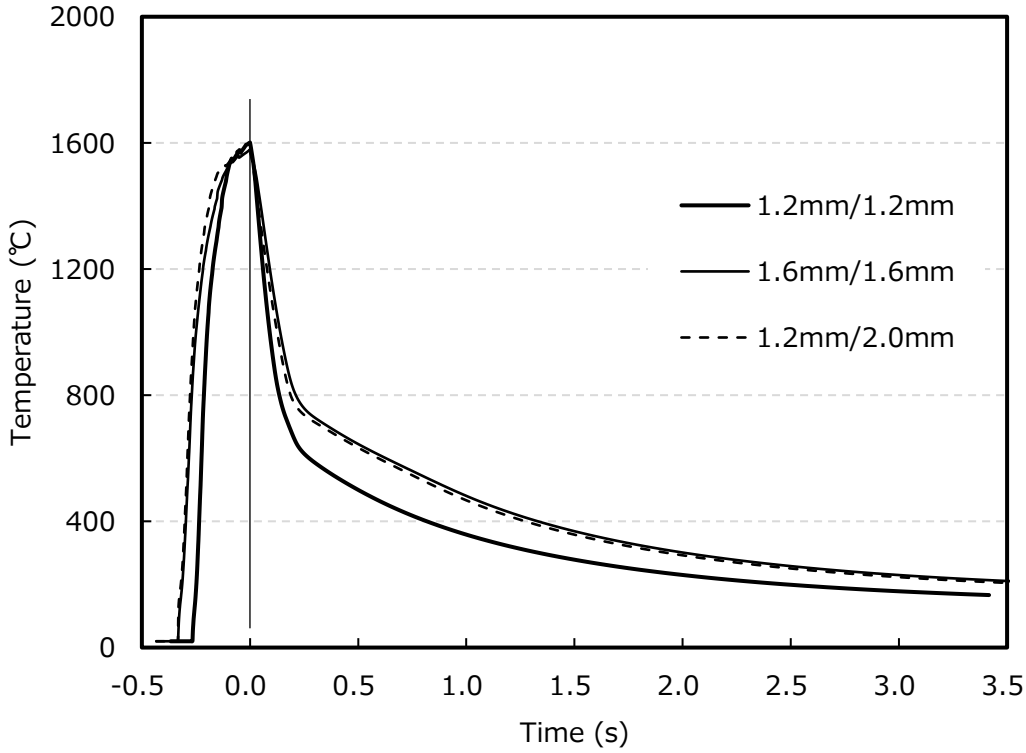
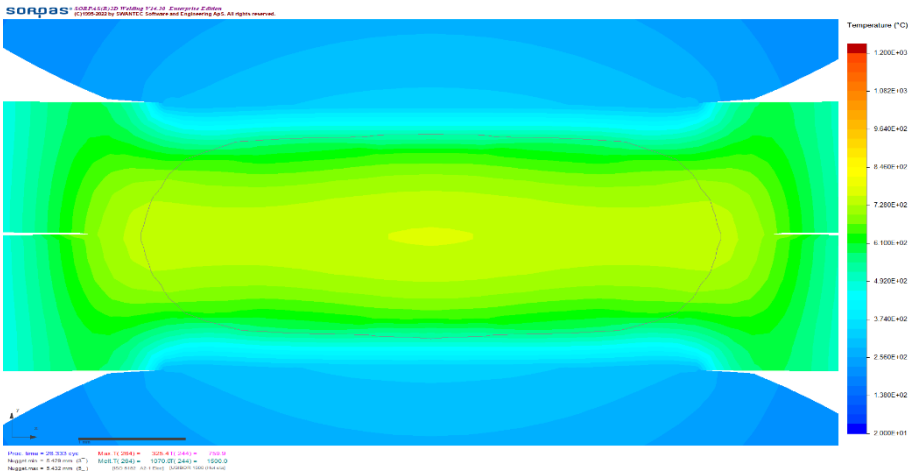
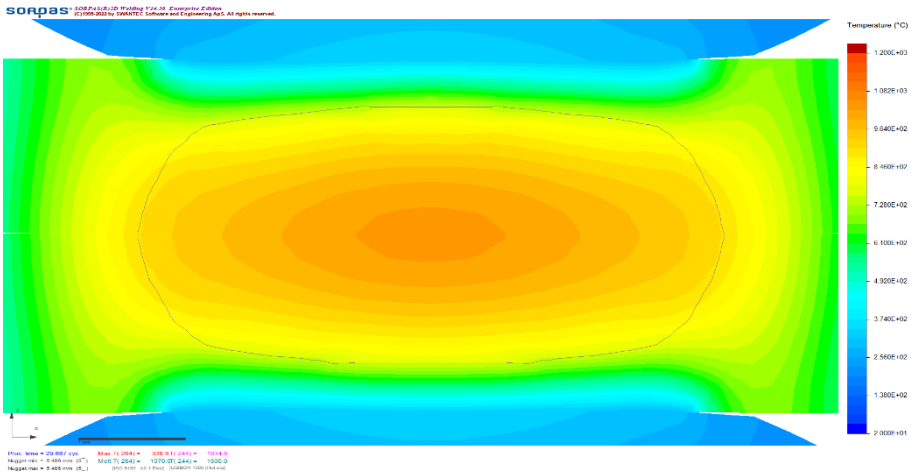


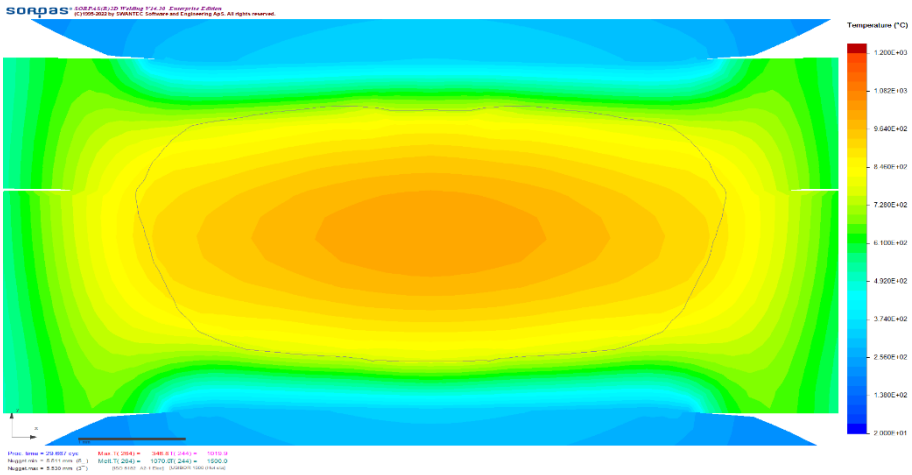

Fig.4-10 Calculated cooling curves at nugget edge by FEM.




(a) 1.2mm / 1.2mm.




(b) 1.6mm / 1.6mm.




(c) 1.2mm / 2.0mm.

Fig.4-11 Calculated temperature distribution at the end of holding time.

### 4.3.4　L 字引張継手におけるき裂進展挙動

板厚 1.2mm の同厚板組と，板厚 1.2mm／2.0mm の差厚板組の L 字引張試験における荷重-変位曲線を Fig.4-12 に示す．ナゲット径は 4√t とした．いずれの板組でも最大荷重到達する前にわずかな荷重低下を生じており，ナゲット内でき裂が進展しながら荷重増加していることが示唆される．そこで，最大荷重到達前に引張試験を止めてナゲット端部を観察し，板厚 1.2mm の同厚板組と板厚 1.2mm／2.0mm の差厚板組のき裂進展挙動を比較した結果を Fig.4-13 に示す．いずれの板組でも荷重約 0.5kN では圧接部へのき裂進展は認められなかった．板厚 1.2mm の同厚板組では，荷重約 0.75kN で圧接部が剥離していたが，ナゲット内へのき裂進展は認められなかった．板厚 1.2mm の同厚板組における最大荷重付近の約 1.0kN では，ナゲット内を界面方向にき裂が進展していた．一方，板厚 1.2mm／2.0mm の差厚板組では，荷重約 1.0kN で圧接部が剥離していたが，ナゲット内へのき裂進展は認められなかった．荷重約 1.5kN では，ナゲット内を薄板側の板厚方向にき裂が進展していた．

すなわち，板厚 1.2mm／2.0mm の差厚板組では，板厚 1.2mm の同厚板組よりもナゲット内にき裂が発生する荷重が高いことが分かった．また，板厚 1.2mm の同厚板組ではナゲット内にき裂発生後，あまり荷重は増加せずに破断したのに対し，板厚 1.2mm／2.0mm の差厚板組ではナゲット内にき裂が発生した後も荷重が増加しながら，薄板側の板厚方向にき裂が進展していた．

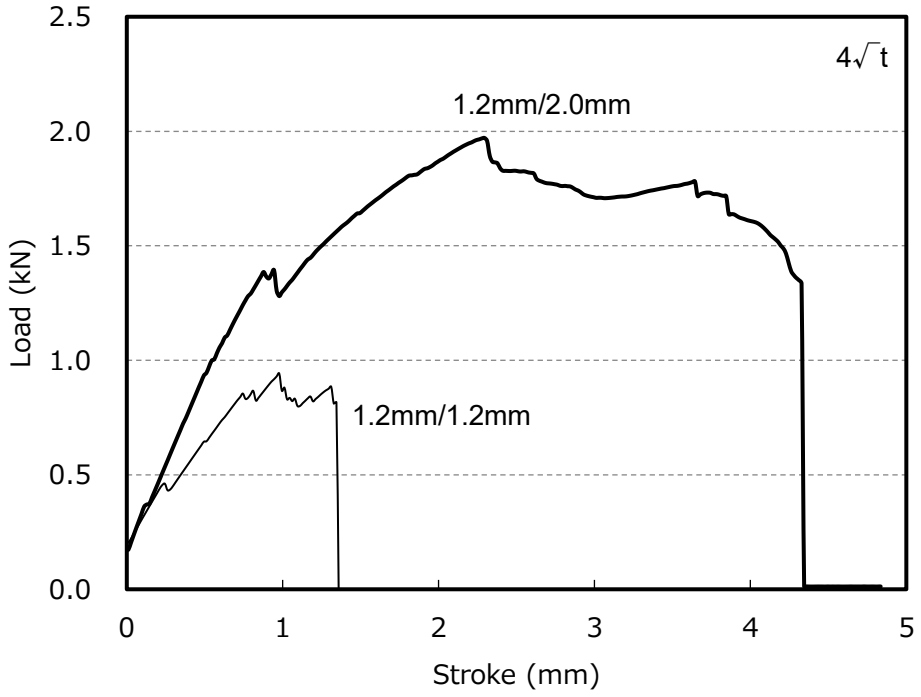
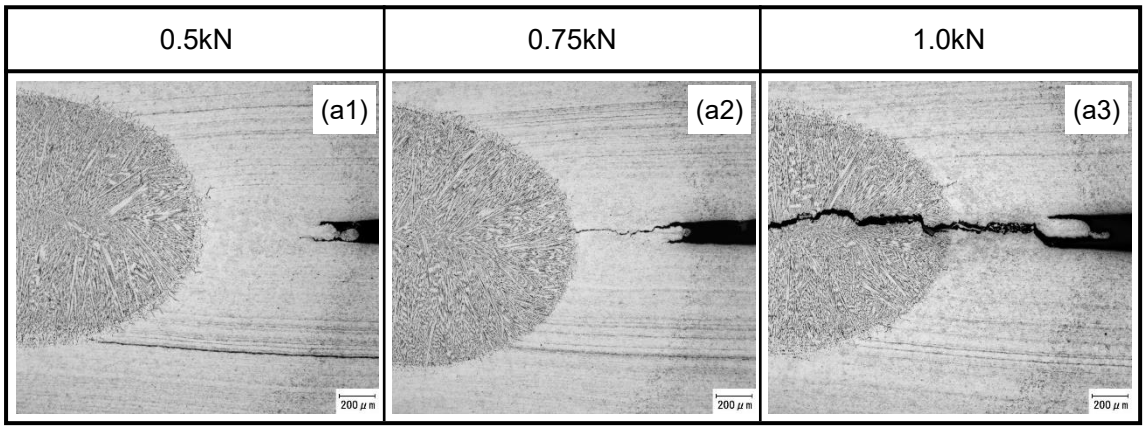
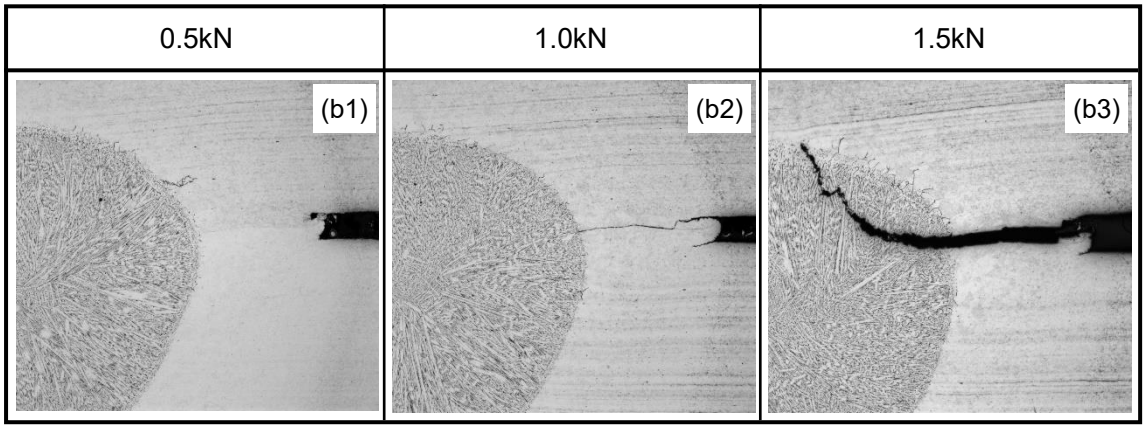



Fig.4-12 Comparison of load-stroke curves between same thickness and different thickness sheets.




(a) 1.2mm / 1.2mm.

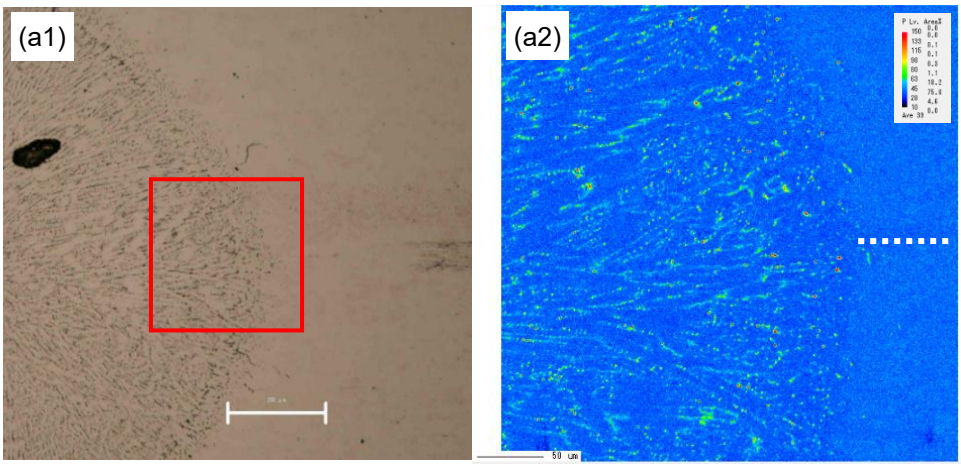



(b) 1.2mm / 2.0mm.

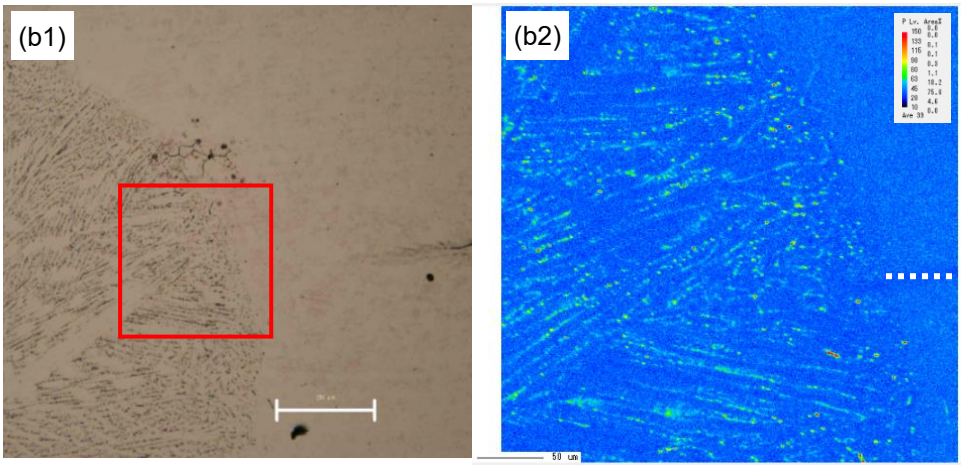
Fig.4-13 Comparison of crack propagation behavior between same thickness and different thickness sheets.

LTS には P の凝固偏析が影響し，き裂は P の凝固偏析に沿って進展することが報告されている [16]．板厚 1.2mm の同厚板組と板厚 1.2mm／2.0mm の差厚板組のナゲット端部における断面写真と P の EPMA 分析結果を Fig.4-14 に示す．板界面の位置において，同厚板組では界面と平行方向に P の凝固偏析が存在しているのに対し，差厚板組では P の凝固偏析が斜め方向に存在する箇所が観察された．このような違いは，Fig.4-11 に示したように，抵抗スポット溶接では同厚板組，差厚板組ともに総板厚の中心部の温度が高く，ナゲット周囲から総板厚の中心部に向かってデンドライトが成長するためと考えられる．石田らは，ミニチュア CT 試験片をナゲット界面と平行方向と垂直方向から採取して破壊靭性値を比較した結果，ナゲット界面平行方向の破壊靭性値が低いことを報告している．さらに，この異方性は，き裂進展方向がデンドライト成長方向に沿う場合に生じることを指摘している [17]．

以上より，同厚板組よりも差厚板組のナゲット内へのき裂進展が抑制された要因の一つとして，板界面における凝固偏析の方向が界面方向から逸れることの影響が考えられる．したがって，ナゲット内へのき裂進展抵抗が高くなった結果，差厚板組においては変形しやすい薄板側へのひずみ集中が助長され，薄板側の板厚方向にき裂が進展することで破断荷重の差が大きくなったと推測される．




(a) 1.2mm / 1.2mm.




(b) 1.2mm / 2.0mm.

Fig.4-14 Comparison of solidification segregation of P between same thickness and different thickness sheets.

## 4.4　結言

本章では，1500MPa 級ホットスタンプ鋼板を用いて，板厚の異なる鋼板を重ね合せた板組の引張せん断継手および L 字継手の強度特性を，同板厚鋼板を重ね合わせた板組のそれと比較することにより，抵抗スポット溶接の継手強度特性に及ぼす鋼板板厚差の影響を検討し，以下の知見を得た．

(1)　引張せん断試験において，鋼板板厚差の影響はナゲット径が大きい場合に顕在化した．鋼板板厚差が大きくなると，薄板側の板厚が同じ同厚板組の継手と比較して界面破断しやすく，TSS は上昇する傾向を示した．その要因は，回転変形が抑制され，せん断方向の分力が大きくなるためと考えられた．
(2)　L 字引張試験において，鋼板板厚差が大きくなると，薄板側の板厚が同じ同厚板組の継手と比較してプラグ破断しやすく，LTS は上昇する傾向を示した．その要因は，総板厚が厚くなり冷却速度が遅くなることでオートテンパーによりナゲット靭性が向上することに加え，板界面における凝固偏析の方向が界面方向から逸れることでナゲット内へのき裂進展が抑制されるためと考えられた．

## 第 4 章の参考文献


1) 上西朗弘:NSafe™-AutoConcept における自動車用高強度鋼板の開発, 日本製鉄技報, 第 412 号( 2019)，pp.8-13.
2) 林央, 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－, 塑性と加工，Vol.58，No.673 (2017)，pp.99-104.
3) E.Billur：Hot stamping of Ultra High-Strength Steels，Springer (2019)，p.31.
4) 上田秀樹，福本学，中山英介 : 溶接シミュレーションを用いた異種異厚板組の破断予測技術の開発，自動車技術会論文集，Vol.46，No.3 (2015)，pp.687-692.
5) 阿部博司 : 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).
6) 里中忍，清田晴彦，塚本計 : 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).
7) 岡田徹，上田秀樹，泰山正則，内原正人，福井清之 : 熱間プレス鋼板のスポット溶接性，溶接学会全国大会講演概要，第 88 集 (2011)，pp.156-157.
8) 沖田泰明，池田倫正，遠藤茂 : 高張力鋼板抵抗スポット溶接継手の引張せん断特性に及ぼす硬さ分布の影響，軽構造接合加工研究委員会資料，MP-498-2011 (2011).
9) 谷口公一，貞末昭輝，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（第 2 報）－継手破断形態に及ぼす溶接部硬さ分布の影響－，溶接学会全国大会講演概要，第 89 集 (2011)，pp.4-5.
10) 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，第 90 集 (2012)，pp.238-239.
11) 岡田徹，上田秀樹，泰山正則，内原正人，福井清之：熱間プレス鋼板のスポット溶接性（第4報）－スポット溶接剥離継手強度改善のための通電技術－：溶接学会全国大会講演概要，第90集 (2012)，pp.226-227.
12) 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，No.105-02 (2002), pp.5-8.
13) 渡辺史徳，古迫誠司，浜谷秀樹，宮崎康信，野瀬哲郎：スポット溶接継手十字引張試験の破壊力学的解析，溶接構造シンポジウム2011講演論文集 (2011)，pp.271-278.
14) 若林千智，渡辺史徳，岡田徹，古迫誠司，宮崎康信：高強度鋼板のスポット溶接部組織の特徴（第2報）－保持時間の組織に及ぼす影響についてー，溶接学会全国大会講演概要，第92集 (2013)，pp.74-75.
15) 岡田徹，泰山正則，内原正人，藤井英俊：スポット溶接継手強度に及ぼす塗装焼付け熱履歴の影響，溶接学会論文集，Vol.39，No.3 (2021)，pp.209-217.
16) 古迫誠司，宮崎康信，浜谷秀樹，秋庭義明：スポット溶接された L 字継手の強度および破壊挙動に及ぼす添加元素の影響，溶接学会論文集，Vol.33，No.2 (2015), pp.133-143.
17) 石田欽也，宮崎康信，渡辺史徳：スポット溶接継手の破壊力学的考察（第 6 報）スポット溶接ナゲット内の破壊靭性値の異方性，溶接学会全国大会講演概要，第 100 集 (2017)，pp.38-39.

# 第 5 章　抵抗スポット溶接の継手強度に及ぼす拡散性水素の影響

## 5.1　緒言

近年，自動車分野においては，$CO_2$ 排出規制への対応のため，燃費向上を目的とした軽量化が強く望まれている．また，衝突安全性の向上を目的として，部品の高強度化が図られており，これらを両立する手法として車体骨格部品やハングオン部品を中心に高強度鋼板の適用が急速に拡大している．しかし，一般的には，成形性や溶接性は鋼板の高強度化とともに劣化する場合が多い．そのため，高強度鋼板のさらなる適用拡大のためには，鋼板の利用技術に関する知見が非常に重要である．

自動車車体組立の主要接合技術である抵抗スポット溶接の継手強度は，JIS Z 3136 に規定の引張せん断試験，JIS Z 3137 に規定の十字引張試験により評価されることが多い．また，十字引張試験以外にも，剥離強度の試験方法として ISO14720 には，L 字形試験片による機械式ピール試験が規定されており，実部材の溶接フランジを模擬した継手強度試験として用いられる．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，およびナゲット外で破断するプラグ破断に大別されるが，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．特に，十字引張強さ（Cross Tension Strength：CTS）に代表される剥離強度は，鋼板が高強度化すると低下することが指摘されており [1) 2)]，CTS 向上手法として様々な後通電技術が報告されている [3) 4) 5)]．

車体衝突時のスポット溶接部破断による部材性能低下を抑制するためには，上述した溶接条件による施工性の工夫による継手強度向上の他に，抵抗スポット溶接部への負荷応力を低減する構造設計が考えられる．そこで，抵抗スポット溶接部破断を予測する FEM 解析手法が種々開発されている [6) 7)]．これらの解析は各種試験片による溶接ままの継手の強度評価結果がベースになっている．

ところで，近年の急激な鋼板の高強度化によりナゲット部の硬さは上昇しており，抵抗スポット溶接部の水素脆化割れが懸念されている [8)]．しかし，抵抗スポット溶接の継手強度に及ぼす拡散性水素の影響，例えば，溶接してから引張試験するまでの経過時間の影響については検討されていない．川北らの研究では，高強度マルテンサイト鋼の切欠付き引張試験において，拡散性水素が引張特性に影響を及ぼすことが報告されている [9)]．抵抗スポット溶接部の冷却速度は非常に速いため高強度鋼板のナゲットはマルテンサイト組織であり，さらに，ナゲット周囲に切欠きが存在すると見なせるため，川北らの研究と同様に拡散性水素が抵抗スポット溶接の継手強度特性に影響を及ぼす可能性が考えられる．また，高強度鋼板の抵抗スポット溶接継手のピール試験において，鋼板表面の油を抵抗スポット溶接前に除去することでナゲット内破断が抑制される事例が報告されており，その作用因子として水素の可能性が示唆されている [10)]．

筆者らは，拡散性水素が抵抗スポット溶接の継手強度特性に及ぼす影響を明確にする

ことで，車体における抵抗スポット溶接部の破断現象をより詳細に把握，解析することが可能になると考えた．そこで本章では，溶接してから引張試験するまでの経過時間と抵抗スポット溶接における水素侵入源に着目し，拡散性水素が抵抗スポット溶接の継手強度に及ぼす影響を検討した．

## 5.2　実験方法

### 5.2.1　供試材および試験片形状

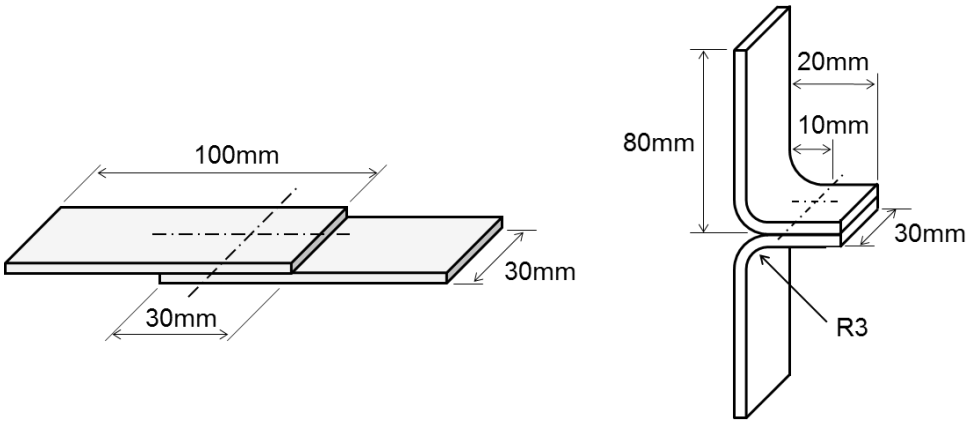
抵抗スポット溶接の供試材には，板厚 1.6mm と 1.8mm の公称引張強さ（TS）780MPa 級の非めっき TRIP 鋼板を用いた．さらに，Table5-1 に示す範囲で化学成分を変量させた炭素当量の異なる板厚 1.4mm の試作鋼板を実験室で試作し，抵抗スポット溶接のナゲットの靭性を制御した．試作鋼板は溶解したスラブを温度 1200℃，均熱時間 1hr で加熱して板厚 5mm まで熱延した後，板厚 1.4mm に冷延した．そして，大気雰囲気中で温度 550℃，均熱時間 1hr で焼鈍した後，酸洗にてスケール除去し，試験に供した．試験片には Fig.5-1 に示す形状の引張せん断，および L 字引張試験片を用いた．

### 5.2.2　溶接条件

溶接には，定置型のエアー加圧式単相交流スポット溶接機，先端径 6mm，先端 R40 のドームラジアス型のクロム銅電極を用いた．その他の溶接条件は Table5-2 に示す．溶接電流は，所望のナゲット径が得られるように調整した．また，ホールド時間（通電後の電極保持設定時間）は 0，60cyc（1cyc=1/60s）の 2 条件で実施した．

Table5-1 Chemical compositions of Lab.materials (mass%).

| C | Si | Mn | P | S |
|---|---|---|---|---|
| 0.001－0.30 | 0.05－2.0 | 0.2－3.0 | 0.001－0.11 | 0.001 |




(a) Tensile shear joint.　　(b) L-shape tension joint.

Fig.5-1 Schematic illustration showing two types of joints.

Table5-2 Welding conditions.

| Mateial | Thickness (mm) | Force (kN) | Welding time (cyc) | Welding current (kA) | Holding time (cyc) |
|---|---|---|---|---|---|
| 780TRIP | 1.6 | 3.43 | 20 | 4.0－8.0 | 0，60 |
| 780TRIP | 1.8 | 3.92 | 22 | 5.0－8.0 | 0，60 |
| Lab. | 1.4 | 3.43 | 18 | 4.0－8.0 | 60 |

### 5.2.3　評価方法

静的引張試験により，同鋼種 2 枚重ね板組の抵抗スポット溶接継手の引張せん断強さ（Tensile Shear Strength：TSS），および L 字引張強さ（L-shape Tension Strength：LTS）を評価した．引張速度は 0.03，0.17，4.0mm/s の 3 水準を用いた．溶接してから引張試験するまでの室温大気中での時間を 15s～168hr の範囲で種々変化させた．

抵抗スポット溶接部の拡散性水素量は，ガスクロマトグラフを用いた昇温脱離分析により測定した．測定用試験片は，7mm 角の試験片を抵抗スポット溶接後直ちに水冷して液体窒素で保管し，測定前にアセトンで超音波洗浄した．測定は昇温速度 10℃/min で行い，300℃までに放出される水素を拡散性水素と定義した．

また，Fig.5-2 に示すように L 字引張継手に陰極電解法により 24hr 水素チャージを行った後，浴から取り出して直ぐに LTS を評価した．引張速度は 0.17mm/s とした．水素チャージは，3mass%NaCl に 3g/l の $NH_4SCN$ を加えた浴温度 30℃の水溶液にて，電流値を 0.01A，0.02A，0.03A の 3 水準に変えて水素量を変化させた．水素チャージした継手では，グリセリン置換法により試験片全体に吸蔵された水素量を測定した．

さらに，走査型電子顕微鏡（SEM）により，引張試験後の破断起点のナゲット端部の破面を観察した．

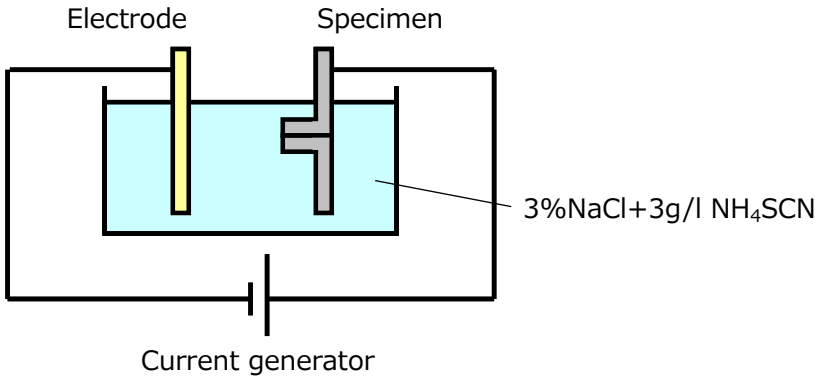



Fig.5-2 Schematic illustration of hydrogen charge test.

## 5.3　実験結果および考察

### 5.3.1　抵抗スポット溶接の継手強度に及ぼす溶接後経過時間の影響

受け入れままの板厚1.6mmのTS780MPa級TRIP鋼板を用いて，溶接電流を調整してナゲット径を種々変化させた継手を作製し，溶接後経過時間1hrと24hrでの各継手強度を比較した結果をそれぞれFig.5-3，Fig.5-4に示す．ホールド時間は60cyc，引張速度は0.17mm/sとした．

引張せん断継手では，溶接後経過時間1hrと24hrのいずれの条件においてもナゲット径約6.6mmでプラグ破断を呈し，それ以下のナゲット径では全て界面破断を呈した．破断形態やナゲット径によらず，溶接後経過時間1hrと24hr 条件のTSSはほぼ同等であり，TSSの時間依存性は認められなかった．

一方，L字引張継手では，ナゲット径が小さな継手では界面破断を呈し，ナゲット径が大きくなるにつれて破断形態は部分プラグ破断，プラグ破断へと遷移した．溶接後経過時間1hrと24hrのいずれの条件においてもナゲット径約6.2mmでプラグ破断を呈し，両者のLTSに明確な差異は認められなかった．界面破断，部分プラグ破断する場合では，いずれのナゲット径においても溶接後経過時間1hr条件よりも24hr条件の方がLTSは高かった．

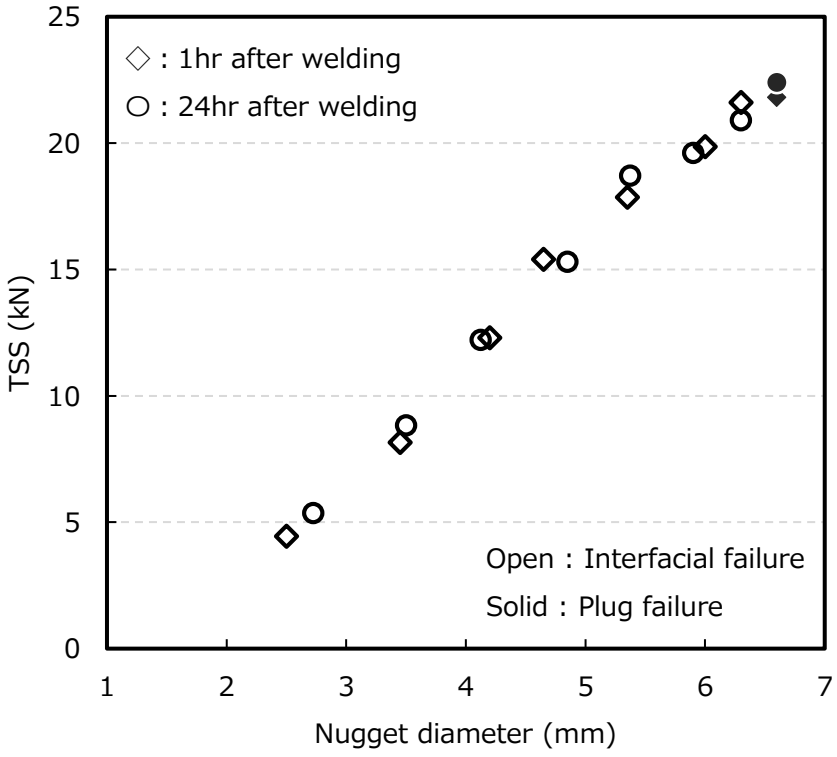



Fig.5-3 Comparison of TSS between 1hr and 24hr after welding.

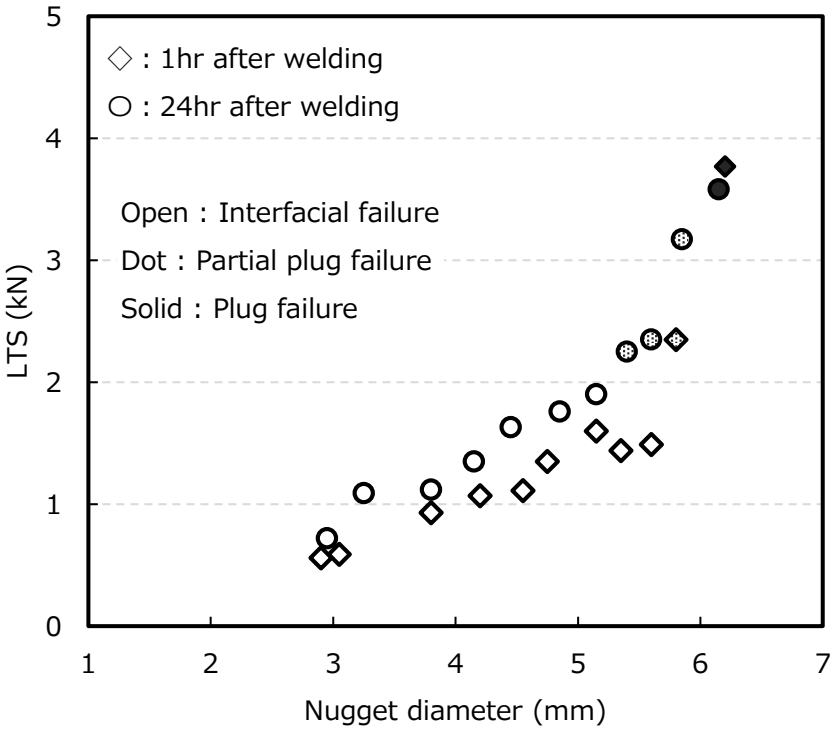



Fig.5-4 Comparison of LTS of specimens with between 1hr and 24hr lapse of time after welding.

次に，受け入れままの板厚1.8mmのTS780MPa級TRIP鋼板を用いて，LTSに及ぼす溶接後経過時間の影響を調査した．溶接後経過時間は15s～168hrの間で変化させた．ナゲット径6.5mmでのLTSに及ぼす溶接後経過時間の影響をFig.5-5に示す．ホールド時間は0cyc，引張速度は0.17mm/sとした．図には，溶接後経過時間15sと24hr条件の引張試験後の断面写真を併せて示す．溶接後経過時間15s条件では，ナゲット端部を一部き裂が進展しており，LTSは若干低い値を示した．その他の継手は溶接後経過時間24hr条件と同様にナゲット外側でプラグ破断しており，この破断形態でのLTSは溶接後経過時間によらずほぼ同等の値を示した．次に，ナゲット径5.0mmでのLTSに及ぼす溶接後経過時間の影響をFig.5-6に示す．ホールド時間は0および60cycの2水準で比較し，引張速度は0.17mm/sとした．いずれのホールド時間においても溶接後経過時間が1hr以内の比較的短時間条件ではLTS変化は小さかったが，溶接後1hr以降，経過時間の増加とともにLTSは上昇傾向を示した．図には，ホールド時間0cyc条件における溶接後経過時間15sと24hr条件の引張試験後の断面写真を併せて示す．いずれの継手も界面破断であったが，溶接後経過時間15s条件では比較的真直ぐに板界面方向にき裂が進展していたのに対し，溶接後経過時間24hr条件ではき裂が一部板厚方向にそれて進展していた．なお，ホールド時間60cyc条件における破断形態はいずれの溶接後経過時間においても，ホールド時間0cyc条件における溶接後経過時間15s条件と同様の界面破断であった．

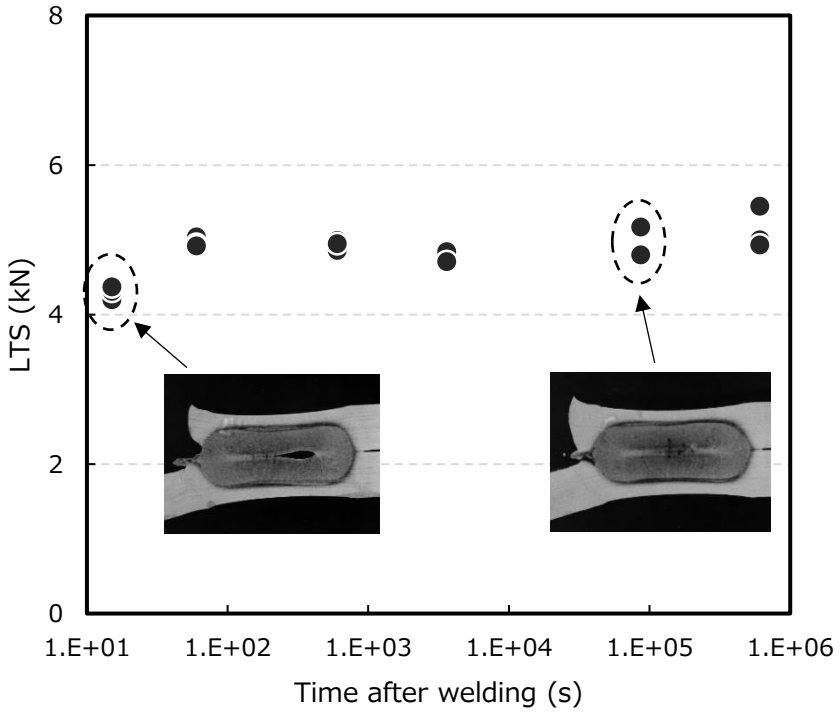



Fig.5-5 Change in LTS with time after welding under conditions of nugget diameter of 6.5mm and holding time of 0cyc.

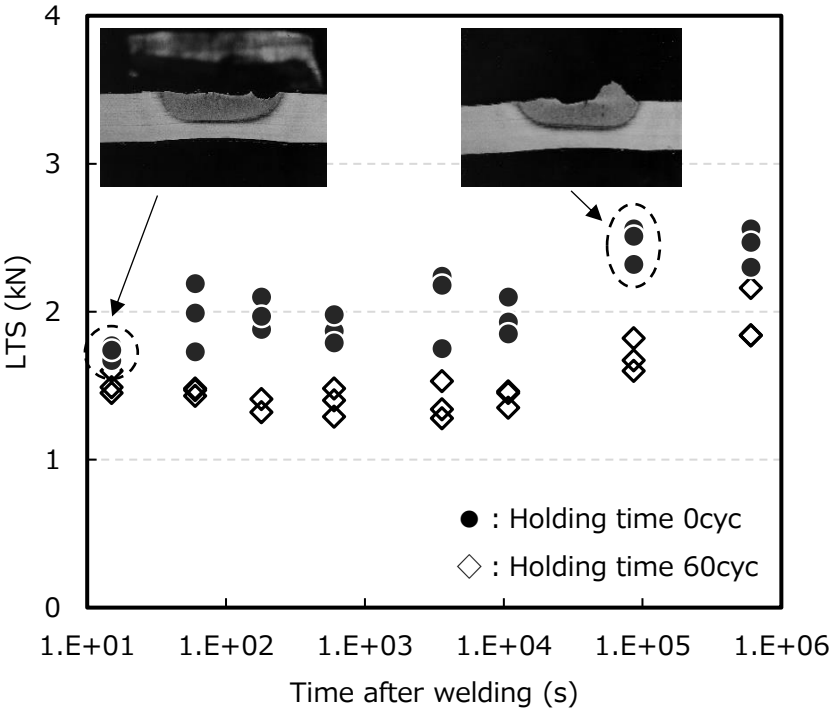



Fig.5-6 Change in LTS with time after welding under conditions of nugget diameter of 5.0mm and holding time of 0cyc and 60cyc.

溶接電流を調整してナゲット径を種々変化させ，ホールド時間0，60cyc条件でLTSを比較した結果をFig.5-7に示す．いずれのホールド時間においても，破断形態が界面破断から部分プラグ破断になるとLTSは大幅に上昇した．同一ナゲット径で比較すると，従来知見と同様に[11]，LTSはホールド時間が短い方が高い値を示した．また，ホールド時間が短い方が，破断形態が界面破断から部分プラグ破断に遷移する臨界ナゲット径が小さかった．Fig.5-6において，溶接後経過時間15sと168hr条件のLTS（矢印）を比較すると，ホールド時間が短い方がLTSの上昇しろが大きかった．その要因の一つとして，ホールド時間が短い方が，臨界ナゲット径が小さいことが考えられる．

以上の結果より，抵抗スポット溶接の継手強度は，L字引張継手のような剝離方向の引張試験においてナゲット内で破断する場合に継手強度が時間経過とともに若干向上する時間依存性を示し，その程度は継手の臨界ナゲット径に依存すると考えられる．

### 5.3.2　抵抗スポット溶接における水素侵入源

受け入れままの鋼板，アルカリ脱脂した鋼板，アルカリ脱脂後に再び塗油した鋼板，の 3 水準の板厚 1.8mm の TS780MPa 級 TRIP 鋼板を用いて，抵抗スポット溶接部の拡散性水素量を測定した結果を Fig.5-8 に示す．いずれの水準も溶接後直ちに水冷し，液体窒素で保管した．受け入れままの鋼板を抵抗スポット溶接した試験片では，拡散性水素量は約 0.21ppm であった．脱脂した鋼板を抵抗スポット溶接した試験片では，拡散性水

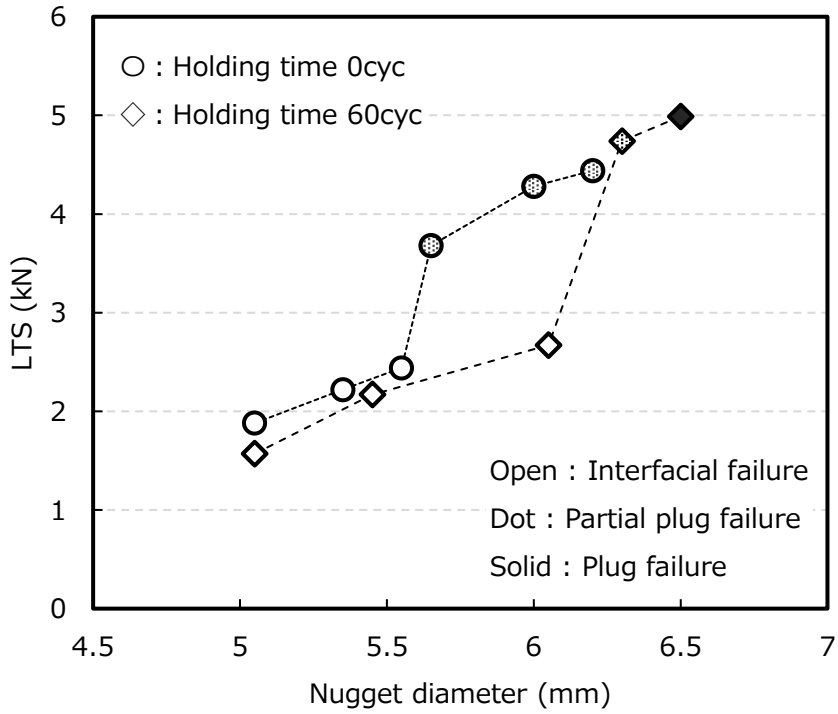



Fig.5-7 Change in LTS with nugget diameter and holding time of 0cyc and 60cyc.

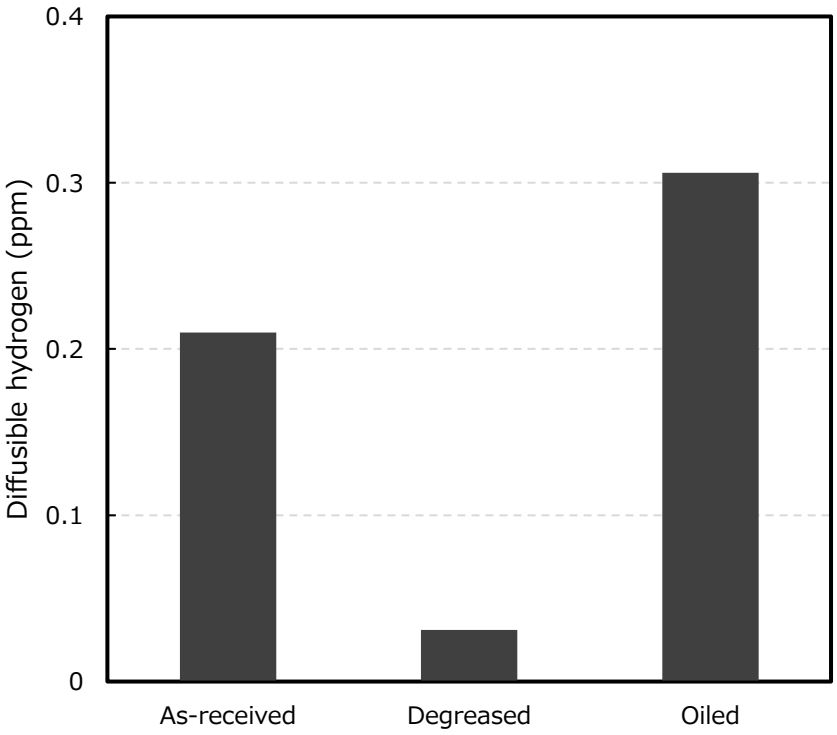



Fig.5-8 Diffusible hydrogen content of spot welded joints using specimens with three different surface oil conditions.

素量は約0.03ppmに減少した．脱脂後に再び塗油した鋼板を抵抗スポット溶接した試験片では，拡散性水素量は約0.31ppmに増加した．以上の結果より，抵抗スポット溶接における主な水素の侵入源は鋼板表面の油分であることが判った．

### 5.3.3　L字引張強さに及ぼす拡散性水素の影響

板厚1.8mmのTS780MPa級TRIP鋼板を用い， LTSの抵抗スポット溶接後の経過時間依存性に及ぼす鋼板表面の油有無と引張速度の影響を調査した．ナゲット径は4.5mm，ホールド時間は0cycとし，溶接後経過時間は15s～168hrの間で変化させた．

まず，LTSの経過時間依存性に及ぼす鋼板表面の油有無の影響をFig.5-9に示す．引張速度は0.17mm/sとし，受け入れままの鋼板，アルカリ脱脂した鋼板，アルカリ脱脂後に再び塗油した鋼板の3水準を比較した．各溶接後経過時間において3回の引張試験を行い，図にはその平均値をプロットした．受け入れままの鋼板，およびアルカリ脱脂後に再び塗油した鋼板は同様の傾向を示し，LTSは溶接後の経過時間とともに上昇した．一方，アルカリ脱脂した鋼板では，溶接直後60s程度の極めて短い間のLTSが非常に高く，その後600s程度にかけてLTSは減少した．さらに時間が経過するとLTSは緩やかに上昇する傾向を示した．

次に，アルカリ脱脂した鋼板を用いて，LTSの時間依存性に及ぼす引張速度の影響を

評価した結果をFig.5-10に示す．引張速度は0.03，4.0mm/sの2水準で比較した．各溶接後経過時間においてそれぞれ3回引張試験を行い，図にはその平均値をプロットした．引張速度0.03mm/s条件のLTSは，Fig.5-9に示した引張速度0.17mm/s条件の場合と同様の傾向であり，溶接直後60s程度の極めて短い間非常に高いLTSを示し，一旦減少した後，さらに時間が経過するとLTSは緩やかに上昇した．一方，引張速度4.0mm/s条件のLTSは，溶接後経過時間によらずほぼ一定の値を示した．

以上の結果より，LTSに及ぼす溶接後経過時間の影響は次のように考えられる．鋼板表面の油を侵入源としてナゲットに吸蔵された拡散性水素がナゲット端部に集積して脆化を引き起こし，溶接直後のLTSは低い値を示す．経過時間とともに拡散性水素が減少し，LTSが上昇する．脱脂した鋼板のようにナゲットに吸蔵された拡散性水素が僅かである場合，拡散性水素がナゲット端部に集積するまでの間，LTSは高い値を示す．その後，一旦拡散性水素がナゲット端部に集積するとLTSは低下するが，さらに時間が経過して拡散性水素が減少すると，再びLTSが上昇する．ただし，脱脂した鋼板において溶接後経過時間15sにおける引張速度4.0mm/s条件のLTSが，引張速度は0.03，0.17mm/sのそれよりも低い理由については不明であり，今後の検討が必要である．

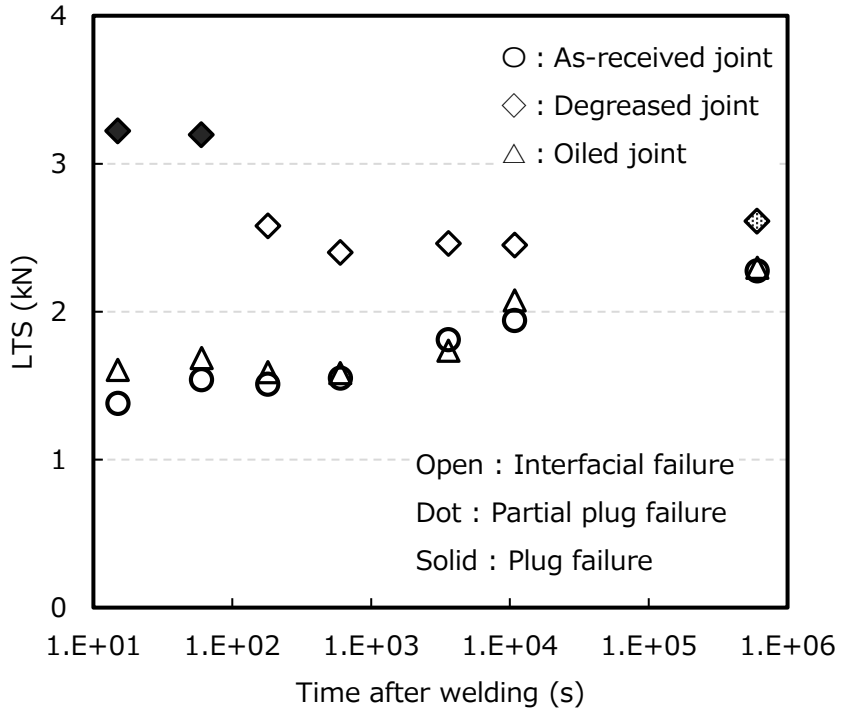



Fig.5-9 Change in LTS with time after welding and surface oil conditions.

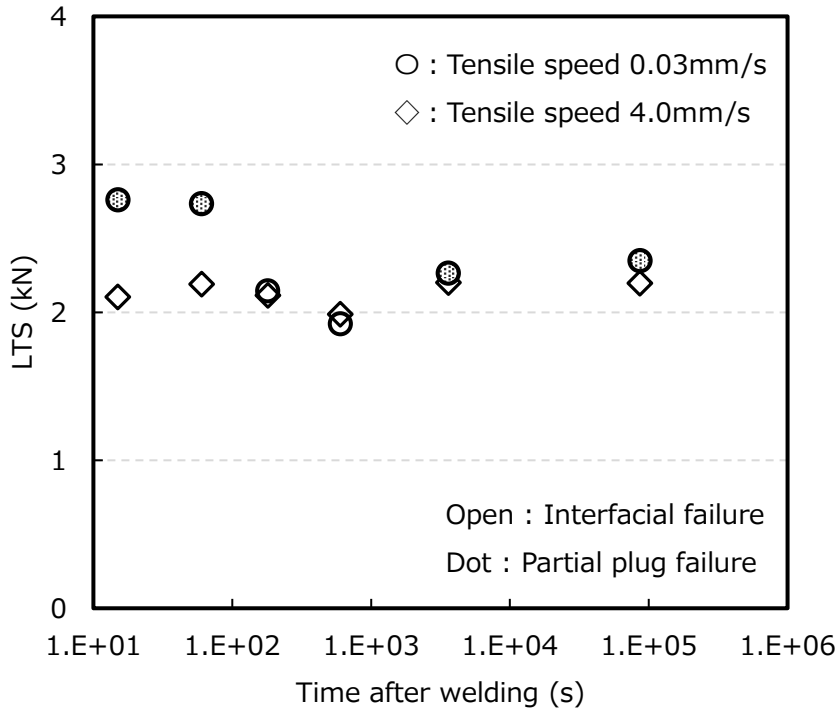



Fig.5-10 Change in LTS with time after welding and tensile speed.

板厚1.8mmのTS780MPa級TRIP鋼板を用い，LTSに及ぼす拡散性水素量の影響を整理した結果Fig.5-11に示す. ナゲット径は4.5mm, ホールド時間は0cyc, 引張速度は0.17mm/sとした．受け入れままの鋼板，アルカリ脱脂した鋼板，アルカリ脱脂後に再び塗油した鋼板において，溶接後経過時間15s，24hr，168hr条件のLTSを評価した．横軸の拡散性水素量は，7mm角の試験片を継手と同じ条件で溶接し，継手と同様に各条件において時間経過した後，液体窒素で保管して測定した値を用いた．拡散性水素が減少するとLTSは上昇する傾向を示すが, 図中に丸で囲った脱脂した鋼板の溶接後経過時間15s条件のLTSは, 前述したように溶接後十分に時間が経過して拡散性水素が減少した継手よりも高い値を示した．一方で，拡散性水素量が約0.2ppm以上ではLTSはほぼ同等であり，拡散性水素量が一定値以上に増加してもLTSに及ぼす影響は小さい可能性が示唆された.

そこで，受け入れままの板厚1.6mmのTS780MPa級TRIP鋼板を用いて，溶接後24hr経過した継手に24hr水素チャージを行った．電流密度を調整して水素量を2水準に変化させ，グリセリン浴にて試験片全体の水素量を測定した．試験片に均一に水素が分布していると仮定すると，ナゲット部の水素量は約0.4，1.3ppmであった．水素チャージした継手のLTSを，溶接ままの継手と比較してFig.5-12に示す．ナゲット径は4.5mm，ホールド時間は0cyc，引張速度は0.17mm/sとした．溶接ままの継手のLTSは，溶接後経過時間の増加とともに上昇した．水素チャージした継手のLTSは，溶接ままの経過時間24hrのそれよりも低下したが，水素量約0.4，1.3ppm条件でLTSの差は小さかった.

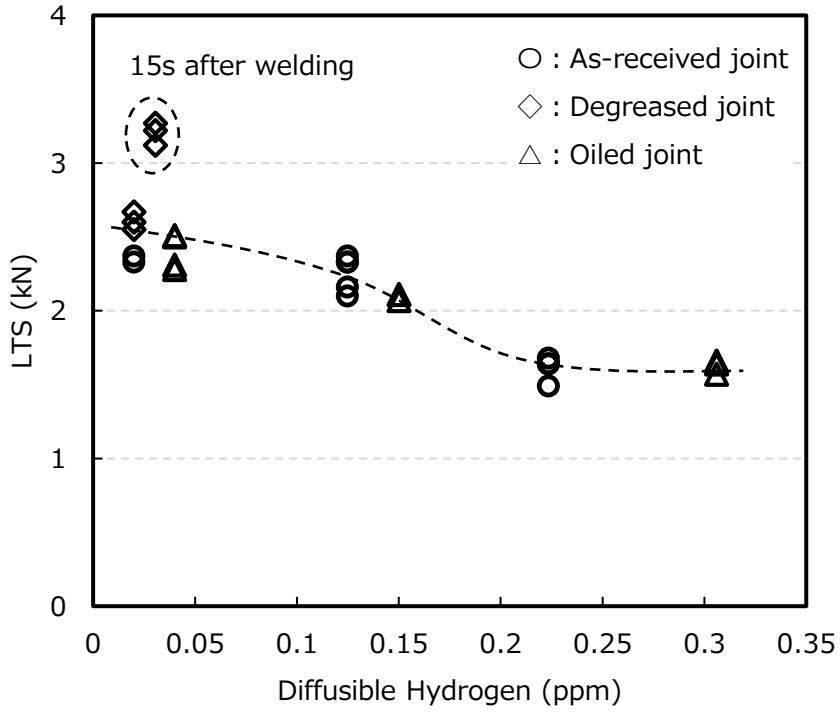



Fig.5-11 Relationship between diffusible hydrogen and LTS.

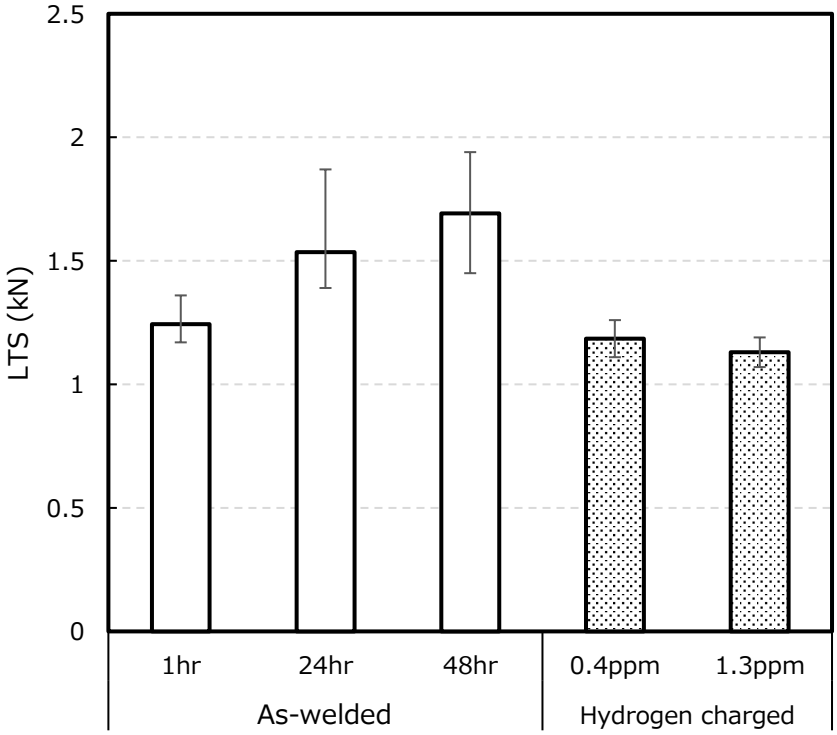
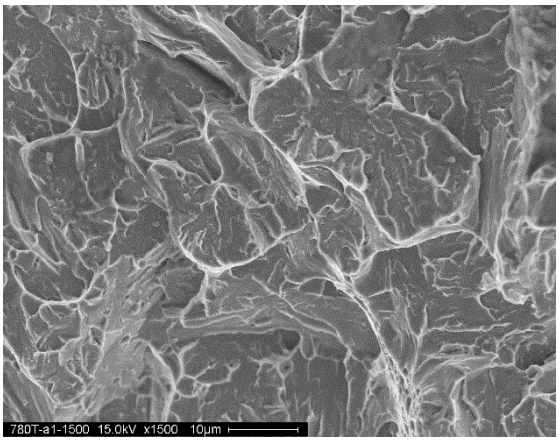


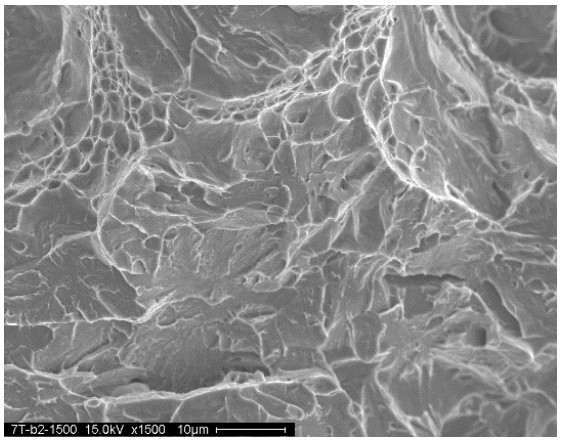

Fig.5-12 Comparison of LTS of as-received joints and hydrogen charged joints. Hydrogen charging was conducted for 24hr at different current using specimen with lapse time of 24hr.

各条件における継手引張試験後のナゲット端部の破面をFig.5-13に示す．溶接ままの継手では，溶接後経過時間1hrと48hr条件ともに部分的にディンプル模様が観察される延性破面と擬へき開破面の混在破面であった．一方，水素チャージした継手では，水素量が増加するほど破面は比較的平坦になり，擬へき開破面の割合が増加した．

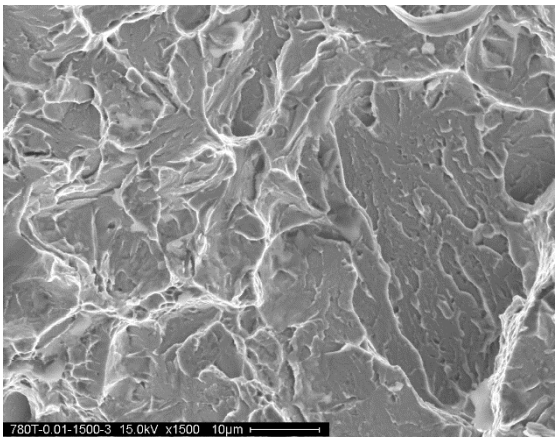
このように，溶接ままの経過時間1hr条件の継手と，1ppm超まで水素チャージした継手では，破面の様相に明確な差異が認められた（Fig.5-12 (a1)，(b2)）．一方で，両者の継手のLTSの差は小さかった．



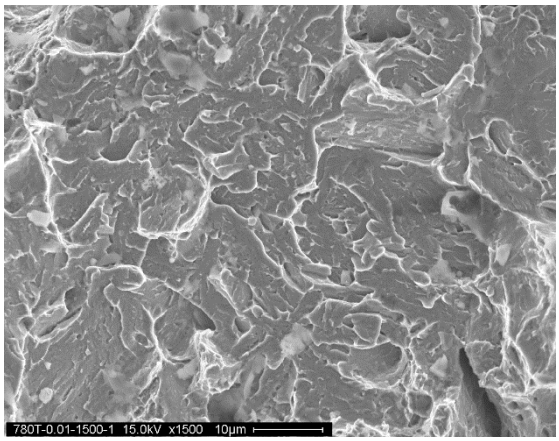

(a1) As-welded joint in 1hr after welding.




(a2) As-welded joint in 48hr after welding.




(b1) Hydrogen charged joint with 0.4ppm diffusible hydrogen.




(b2) Hydrogen charged joint with 1.3ppm diffusible hydrogen.

Fig.5-13 Fracture surface of nugget edge.

### 5.3.4　L 字引張強さの時間依存性に及ぼす化学成分の影響

L 字引張継手のような抵抗スポット溶接継手の剥離強度にはナゲットの靭性が影響し [12]，ナゲット内破断する場合の剥離強度は鋼板の化学成分に強く依存することが知られている [13) 14)]．例えば，下記（1）（2）式のような炭素当量式，すなわち，ナゲット

硬さに影響する C，Si，Mn 等の元素と，ナゲット凝固界面に偏析し脆化を引き起こす P，S の重ね合わせにより，十字引張試験における破断形態が整理できることが報告されている[15].

$Ceq(wt\%) = C + Si/30 + Mn/20 + 2P + 4S \leqq 0.24$（ホールド時間25cycの場合） (1)

$Ceq(wt\%) = C + Si/30 + Mn/20 + 2P + 4S \leqq 0.31$（ホールド時間5cycの場合） (2)

そこで，板厚 1.4mm の種々の化学組成を有する試作鋼板を用い，ホールド時間 60cyc 条件にて，ナゲット径 3√t, 4√t, 5√t の 3 水準の LTS を評価した結果を Fig.5-14 に示す．図の横軸と縦軸をそれぞれ C + Si/30 + Mn/20，2P + 4S とし，LTS の時間依存性の有無に及ぼす化学成分の影響を整理した．溶接後経過時間 1hr と 24hr での LTS を比較し，いずれかのナゲット径において，溶接後経過時間 24hr の LTS が 1hr のそれよりも 20%以上向上した鋼板を時間依存性有としてプロットした．なお，溶接後経過時間 1hr のナゲット径 3√t 条件でプラグ破断した鋼板では，時間依存性の有無を判断できなかったため検討対象外とした．LTS の時間依存性は，図中点線のように一つの直線で整理できた．すなわち，2P+4S 量が低いほど C+Si/30+Mn/20 量が高い鋼板でも LTS は時間依存性を示した．しかし，C+Si/30+Mn/20 量が約 0.4%以上になると 2P+4S 量が非常に低い鋼板でも LTS は時間依存性を示さなかった．このことは，抵抗スポット溶接継手の剥離強度の経過時間依存性（水素脆化特性）が，鋼板の化学成分に支配されるナゲットの靭性と深くかかわることを示唆する．

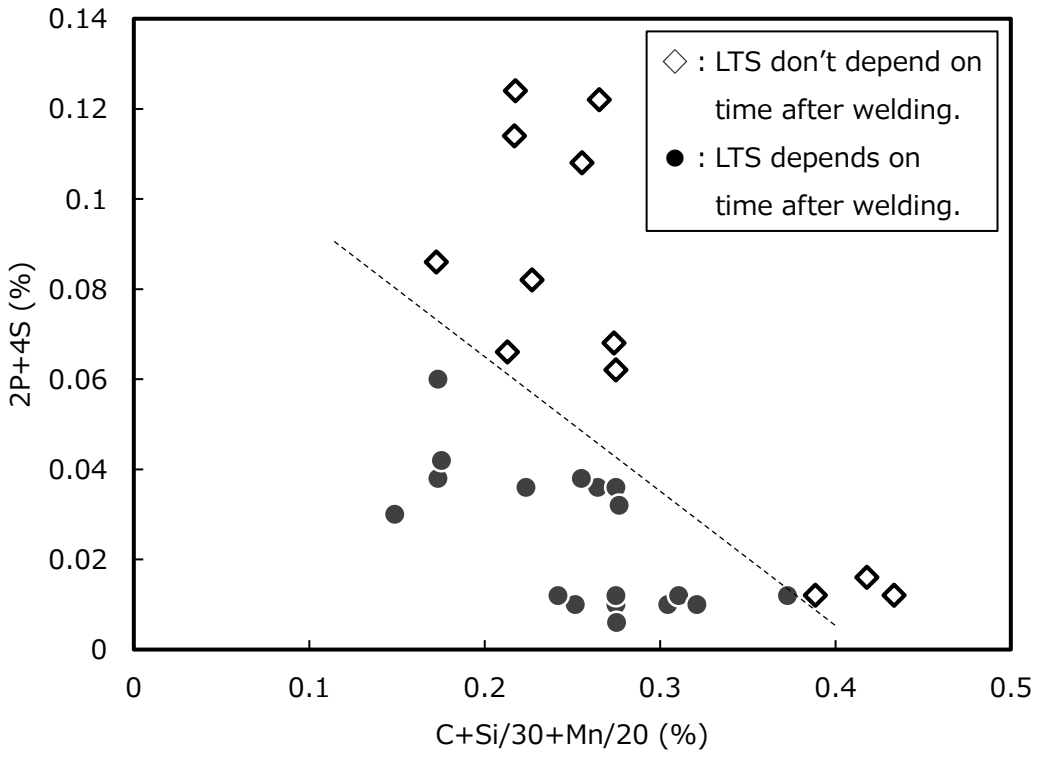



Fig.5-14 Effect of chemical composition on time dependence of LTS.

## 5.4 結言

本章では，車体における抵抗スポット溶接部の破断現象をより詳細に把握，解析することを目的に，抵抗スポット溶接における水素侵入源に着目して，溶接してから引張試験するまでの経過時間と抵抗スポット溶接の継手強度の変化との関係を拡散性水素による水素脆化の観点から検討し，以下の知見を得た．

(1) 抵抗スポット溶接では，主に鋼板表面の油分から水素が侵入した．

(2) L 字引張継手においてナゲット内で破断する場合に，LTS は溶接後の経過時間が増加すると上昇する傾向を示した．さらに，鋼板表面の油有無によって時間依存性の挙動が変化すること，引張速度が速い条件では LTS は溶接後の経過時間によらず一定であることを確認した．以上の結果より，LTS の時間依存性は，拡散性水素の作用と考えられた．

(3) LTS の時間依存性の有無は，ナゲット硬さに影響する C，Si，Mn 等の元素と，凝固偏析により脆化を引き起こす P，S を重ね合わせた当量式により整理できることが判った．

## 第 5 章の参考文献


1) 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，新日鉄技報，第 385 号 (2006)，pp.36-41.

2) 田中福輝, 野村伸吾, 小久保一郎 : 高強度冷延鋼板のスポット溶接性, 鉄と鋼, Vol.68, No.9 (1982)，pp.1437-1443.

3) 平塚一富，伊藤千寿 : 耐候性鋼の点溶接におけるテンパ条件選定に関する研究，溶接学会誌，Vol.39，No.3 (1970)，pp.145-155.

4) 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, 第 89 集 (2011), pp.44-45.

5) 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，Vol.32，No.3 (2014)，pp.164-171.

6) 吉田博司，上西朗弘，栗山幸久，野村成彦 : 高強度鋼板による衝撃エネルギー吸収能の向上（第 5 報）－衝突変形時のスポット溶接部破断予測モデル－，自動車技術会講演前刷集，No.8-04 (2004)，pp.1-4.

7) 上田秀樹，中山英介，岡田徹，富士本博紀 : 応力三軸度を考慮したスポット溶接部破断抑制技術の研究（第 1 報）－破断予測解析モデルの開発－，自動車技術会論文集，Vol.44，No.2 (2013)，pp.727-732.

8) 川邉直雄，松田広志，沖田泰明，池田倫正，三上欣希，望月正人 : 抵抗スポット溶接部における温度･応力変化を考慮した水素拡散解析, 溶接学会論文集, Vol.37, No.3 (2019),

p.125-132.
9) 川北晃央，鈴木啓史，高井健一，萩原行人，溝口茂：高強度マルテンサイト鋼の水素擬へき開破壊特性，CAMP-ISIJ，Vol.18 (2005) – 1511.
10) BY J.M.SAWHILL,JR.，J.C.BAKER：Spot Weldability of High-Strength Sheet Steels, Welding Journal (1980)，pp.19-30.
11) 若林千智，渡辺史徳，岡田徹，古迫誠司，宮崎康信：高強度鋼板のスポット溶接部組織の特徴（第2報）－保持時間の組織に及ぼす影響についてー，溶接学会全国大会講演概要，第92集 (2013)，pp.74-75.
12) 渡辺史徳，古迫誠司，浜谷秀樹，宮崎康信，野瀬哲郎：スポット溶接継手十字引張試験の破壊力学的解析，溶接構造シンポジウム 2011 講演論文集 (2011)，pp.271-278.
13) 田中甚吉，樺澤真事，小野守章，長江守康：高強度薄鋼板のスポット溶接性，日本鋼管技報，No.105 (1984)，pp.72-81.
14) 古迫誠司，宮崎康信，浜谷秀樹，秋庭義明：スポット溶接された L 字継手の強度および破壊挙動に及ぼす添加元素の影響，溶接学会論文集，Vol.33，No.2 (2015)，pp.133-143.
15) 西武史，斉藤亨，山田有信，高橋靖雄：自動車用高張力薄鋼板のスポット溶接性評価研究，製鉄研究，第 307 号 (1982)，pp.56-63.

# 第 6 章　抵抗スポット溶接の継手強度に及ぼす塗装焼付け熱履歴の影響

## 6.1　緒言

近年，自動車分野においては，$CO_2$ 排出規制への対応のため，燃費向上を目的とした軽量化が強く望まれている．また，衝突安全性の向上を目的として，部品の高強度化が図られており，これらを両立する手法として車体骨格部品やハングオン部品を中心に高強度鋼板の適用が急速に拡大している．しかし，一般的には，成形性や溶接性は鋼板の高強度化とともに劣化する場合が多い．そのため，高強度鋼板のさらなる適用拡大のためには，鋼板の利用技術に関する知見が非常に重要である．

自動車車体組立に用いられる接合方法には，抵抗スポット溶接，レーザ溶接，アーク溶接，接着等がある．これらの中でも抵抗スポット溶接は，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．高強度鋼板の抵抗スポット溶接における主な課題として，ナゲットの安定形成，継手強度の確保が挙げられる．前者については，鋼板が高強度化すると，電気抵抗が高くなることや，電極加圧時の接触面積が小さくなることに起因して，基準ナゲット径形成から散り発生までの適正電流範囲が狭くなることが知られている [1) 2)]．その対策として，高加圧力化や通電パターンなど溶接条件の工夫による適正電流範囲の拡大技術が報告されている [2) 3)]．

本研究では，後者の継手強度，特に，車体衝突時の荷重入力に対してナゲット内で破断する現象に焦点をあてる．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．また，CTS 以外にも，剥離強度の試験方法として ISO14270 には，L 字形試験片による機械式ピール試験が規定されており，実部材の溶接フランジを模擬した継手強度試験として用いられる．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るが，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．TSS は鋼板の高強度化とともに上昇する傾向を示し，界面破断する場合でも高い継手強度を有する [4)]．一方，CTS に代表される剥離強度は，鋼板が高強度化すると低下することが指摘されている [4) 5)]．剥離強度の向上には，後熱処理によるナゲットや HAZ の改質が有効であり，その手法として様々な後通電技術が報告されている [6) 7) 8)]．

車体衝突時の抵抗スポット溶接部破断による部材性能低下を抑制するためには，上述した溶接条件による施工性，継手強度向上の他に，抵抗スポット溶接部への負荷応力を低減する構造設計が考えられる．そこで，抵抗スポット溶接部の破断を予測する FEM 解析手法が種々開発されている [9) 10)]．これらの解析は各種試験片による溶接ままの継手の強度評価結果がベースになっている．ところで，自動車車体の製造工程では，溶接後

に塗装焼付け熱処理（以下，ベーク処理）工程があり，車体は一般的に 170℃-20 分の熱履歴を受ける[11]. 母材の強度特性は, この熱履歴により変化することが知られており，ひずみ時効による強度向上を積極的に活用した鋼板も開発されている[12]．一方で，ベーク処理が抵抗スポット溶接継手の強度特性に及ぼす影響については考慮されていない．過去，特定の鋼種を対象に，ピール試験において溶接ままではナゲット内で破断した継手が, ベーク処理によってプラグ破断へと破断形態が改善されることが指摘されているが[13]，系統的な検討はなされていない．筆者らは，ベーク処理が抵抗スポット溶接継手の強度特性に及ぼす影響を明確にすることで, 車体における抵抗スポット溶接部の破断現象をより詳細に把握，解析することが可能になると考えた．

そこで本報では, 車体を構成する高強度鋼板の抵抗スポット溶接継手の機械的特性を系統的に明らかにすることを目的に，様々な鋼種，溶接条件，荷重の負荷モードにおいて, ベーク処理が抵抗スポット溶接の継手強度や破断形態に及ぼす影響とその作用機構を検討した．

## 6.2 実験方法

### 6.2.1 供試材

供試材には板厚 1.6mm の公称引張強さ（TS）270～980MPa 級非めっき冷延鋼板，および Table6-1 に示す範囲で化学成分を変量させた板厚 1.4mm の試作鋼板を用いた．試作鋼板は溶解したスラブを温度 1200℃，均熱時間 1hr で加熱して板厚 5mm まで熱延した後，板厚 1.4mm に冷延した．そして，大気雰囲気中で温度 550℃，均熱時間 1hr で焼鈍した後，酸洗にてスケール除去し，試験に供した．

### 6.2.2 試験片形状および評価方法

Fig.6-1 に示すせん断，L 字試験片により，同じ鋼板を 2 枚重ね合わせた板組の抵抗スポット溶接継手の TSS，および L 字引張強さ（L-shape Tension Strength：LTS）を評価した．引張試験は静的引張試験とし，溶接ままの継手（As-welded）と溶接後にベーク処理した継手（Baked）に対して実施した．ベーク処理条件は，生産工程の塗装焼付け処理を模した 170℃，均熱時間 20min の熱処理とした．引張試験条件は，チャック間距離 70mm，引張速度 10mm/min 一定とした．次に，ベーク処理有無での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 1/4t（t：板厚）の位置を界面と平行方向に荷重 0.98N，0.5mm ピッチで測定した．さらに，メタルフロー腐食したナゲットを走査型電子顕微鏡（SEM）観察し，ベーク処理有無でのナゲット組織を比較した．また，抵抗スポット溶接の代わりとして，抵抗シーム溶接のナゲット部のシャルピー試験を行った． 試験片の作製手順を Fig.6-2 に示す．まず，外径 300mm，幅 8mm の先端 R15 電極を用い，加圧力 4.9kN，溶接速度 1.0m/min，溶接電流 13kA にて，1 枚板を鋼板上下方向から水冷しながら溶接した．その後，ナゲット厚さよりも薄

い板厚 1.0mm まで上下均等に面削した鋼板から試験片を切り出して，10 枚重ね合わせてボルトで固定し，ナゲット部に深さ 2mm，R0.25 の V ノッチを付与した．

### 6.2.3 溶接条件

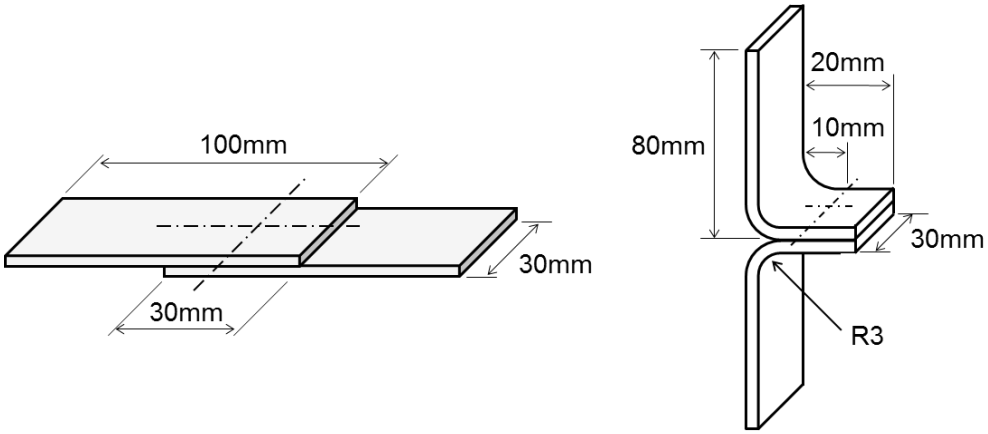
溶接には，定置型エアー加圧式の単相交流スポット溶接機，および外径 16mm，先端径 6mm，先端 R40 のドームラジアス形クロム銅電極を用いた．その他の溶接条件を Table6-2 に示す. 通電時間は供試材の板厚に応じて, 5T+4cyc（T：総板厚（mm）, 1cyc=1/60s）に設定した．溶接電流は，所望のナゲット径が得られるように鋼種に応じて 4.0～9.0kA の範囲で調整した．また，ホールド時間（通電後の電極保持設定時間）は 0，60cyc の 2 条件とした．

Table6-1 Chemical compositions of Lab.materials (mass%).

| C | Si | Mn | P | S |
|---|---|---|---|---|
| 0.001－0.30 | 0.01－1.50 | 1.50 | 0.001－0.11 | 0.001 |

Table6-2 Welding conditions.

| Mateial | Force(kN) | Welding time (cyc) | Welding current (kA) | Holding time (cyc) |
|---|---|---|---|---|
| Commercial | 3.43 | 20 | 4.0－9.0 | 0，60 |
| Lab. | 3.43 | 18 | 4.0－8.0 | 60 |




(a) Tensile shear joint.　　(b) L-shape tension joint.

Fig.6-1 Schematic illustration showing two types of joints.

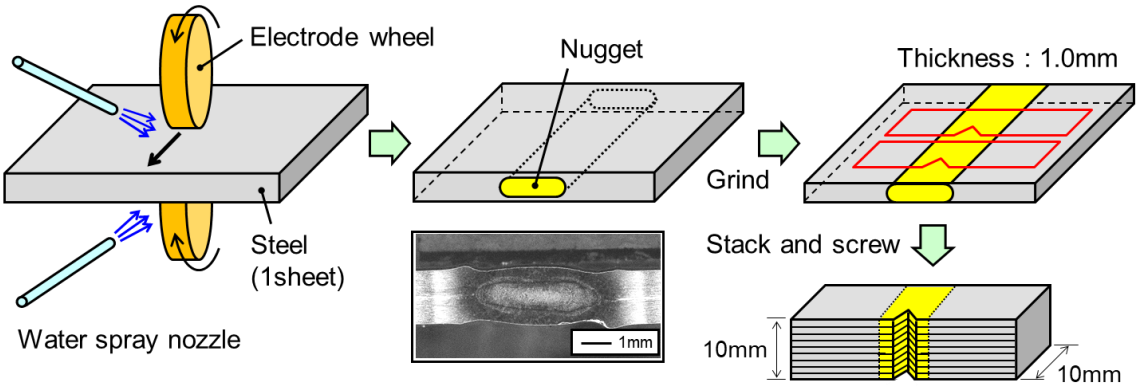



Fig.6-2 Preparation procedure of Charpy specimen.

## 6.3 実験結果および考察

### 6.3.1 抵抗スポット溶接の継手強度に及ぼす塗装焼付け処理の影響

TS270～980MPa 級鋼板を用いて，TSS，LTS に及ぼすベーク処理の影響を評価した結果をそれぞれ Fig.6-3，6-4 に示す．ナゲット径 4√t、ホールド時間は 60cyc とした．

TSS は，母材強度が高くなるに伴って上昇した．破断形態は，TS270 および 440MPa 級鋼板ではプラグ破断を呈し，さらに母材強度が高くなると界面破断を呈した．いずれの鋼板においても，ベーク処理による TSS や破断形態の顕著な変化は認められなかった．

一方，LTS は，溶接ままの継手では TS270 から 590MPa 級鋼板でほぼ一定値を示し，さらに母材強度が高くなると低下する傾向を示した．ベーク処理を施すと，TS270 および 440MPa 級の比較的母材強度が低い場合では LTS はほとんど変化しなかったが，母材強度が高くなると LTS は大幅に上昇した．L 字引張試験で呈した破断形態例を Fig.6-5 に示す．溶接ままの継手では，母材強度が高くなるにつれて，ナゲット外で破断するプラグ破断から，ナゲット内で破断する部分プラグ破断，界面破断へと遷移した．ベーク処理によって，溶接ままの継手よりも破断形態が改善され，TS590MPa 級鋼板では部分プラグ破断からプラグ破断，TS780MPa 級鋼板では界面破断からプラグ破断，TS980MPa 級鋼板では界面破断から部分プラグ破断へと変化した．特に，ベーク処理によって界面破断からプラグ破断に破断形態が改善された TS780MPa 級鋼板において LTS 向上効果が顕著であった．これらの鋼種による差異は，後述するように鋼板の化学成分の影響と推測される．

次に，ベーク処理による LTS 向上が顕著であった TS780MPa 級 TRIP 鋼板を用い，ナゲット径を 3，4，5√t の 3 水準に変化させて LTS を評価した結果を Fig.6-6 に示す．図中には，Fig.6-5 に例示した L 字引張試験で呈した破断形態例の省略記号を付記した．

ホールド時間は 0，60cyc の 2 条件で実施した．まず，ホールド時間 60cyc での溶接ままとベーク処理後の LTS を比較すると，ナゲット径が 3√t，4√t と比較的小さい場合，溶接ままでは LTS が低く界面破断を呈したが，ベーク処理によって LTS は上昇し，破断形態は部分プラグ破断もしくはプラグ破断に変化した．一方，ナゲット径が 5√t と大きい場合，溶接ままでも LTS が高く，ベーク処理による LTS の変化は認められなかった．溶接ままの継手，ベーク処理した継手のいずれも破断形態がナゲット外周で破断するプラグ破断であったためと考えられる．換言すれば，ベーク処理による LTS 向上は，ナゲット特性の影響が支配的であると推測される．次に，ホールド時間 0cyc での溶接ままとベーク処理後の LTS を比較しても，ホールド時間 60cyc の場合と同様の傾向が認められた．ただし，溶接ままでの LTS はホールド時間が 0cyc と短い方がやや高く，ベーク処理による LTS の向上代は小さかった．

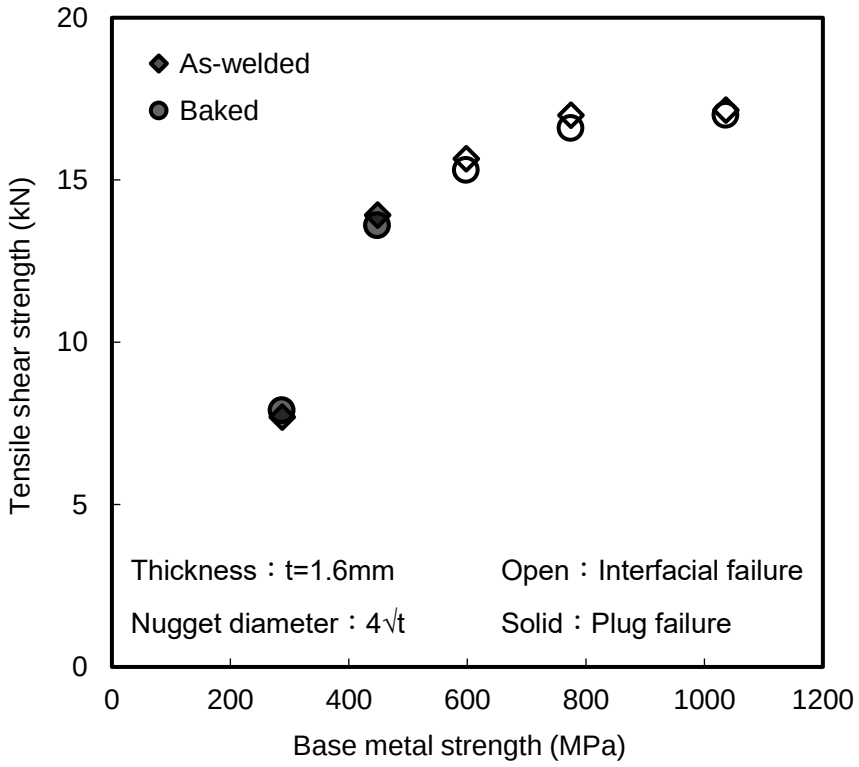



Fig.6-3 Effect of baking heat treatment on TSS.

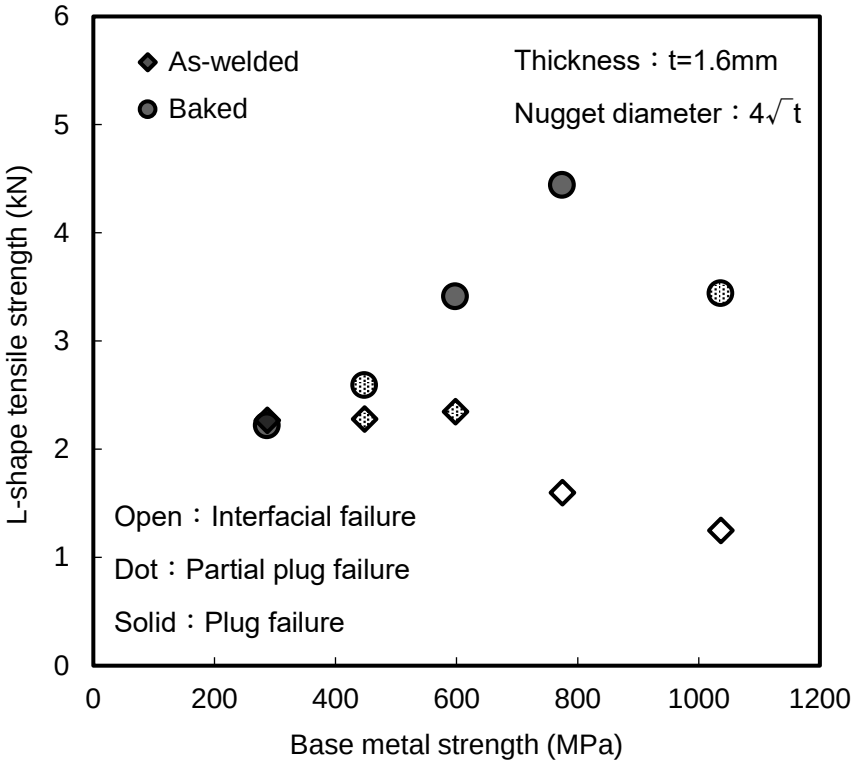
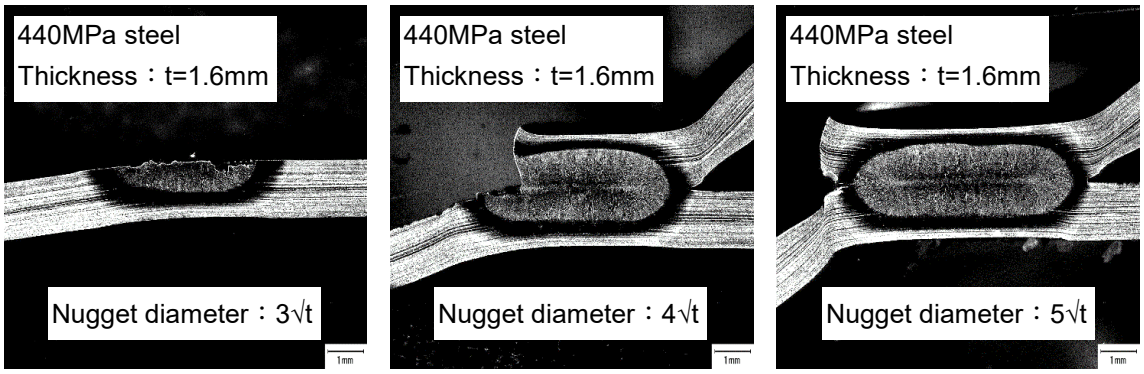



Fig.6-4 Effect of baking heat treatment on LTS.




Interfacial failure. (I.F.)

Partial plug failure. (P.P.F.)

Plug failure. (P.F.)

Fig.6-5 Fracture morphology of LTS.

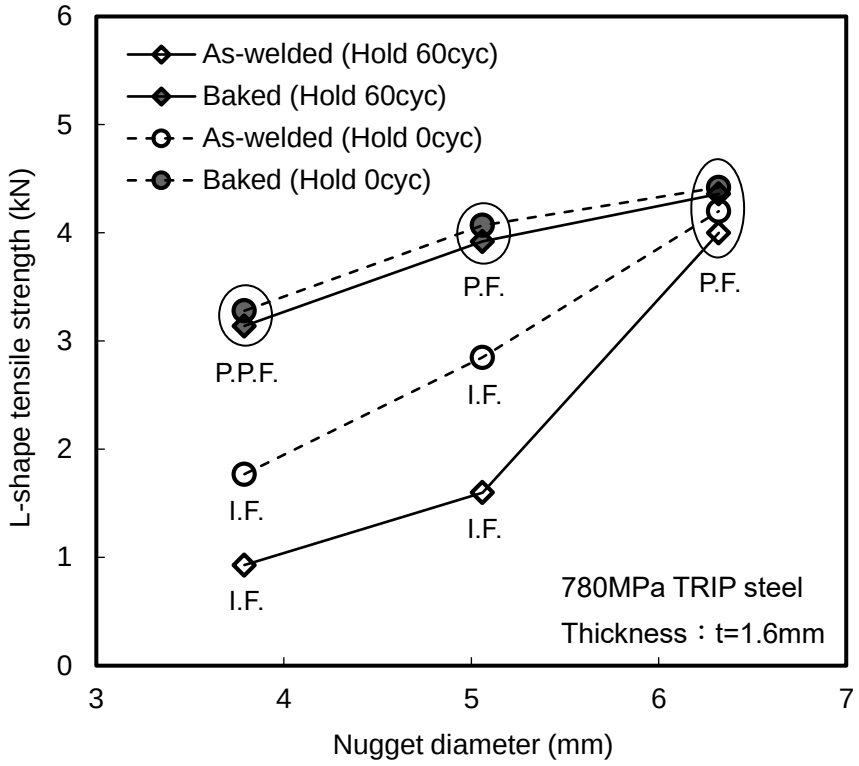



Fig.6-6 Effect of holding time and nugget diameter on LTS (780MPa TRIP steel).

### 6.3.2 塗装焼付け処理による剥離強度の向上効果に及ぼす C，P の影響

剥離強度にはナゲットの靭性が影響し[14]，特に，ナゲット内破断する場合の剥離強度は鋼板の化学成分に強く依存する[14)15)]．例えば下式のような炭素当量式，すなわち，ナゲット硬さに影響する C，Si，Mn 等の元素と，ナゲット凝固界面に偏析し脆化を引き起こす P，S の重ね合わせにより，十字引張試験における破断形態が整理できることが報告されている[16)17)]．

$Ceq(wt\%) = 1.5C + P + 3S \ < \ 0.23$ *(1)*

$Ceq(wt\%) = C + Si/30 + Mn/20 + 2P + 4S \ \leqq \ 0.24$ *（ホールド時間25cycの場合）* *(2)*

$Ceq(wt\%) = C + Si/30 + Mn/20 + 2P + 4S \ \leqq \ 0.31$ *（ホールド時間5cycの場合）* *(3)*

そこで，板厚 1.4mm の試作鋼板を用い，ベーク処理による LTS 向上効果に対して，ナゲット硬さへの影響が支配的な元素である C と、剥離強度に影響を及ぼす代表的な偏析元素である P の影響[18)19)]を調査した．ナゲット径は $4\sqrt{t}$，ホールド時間は 60cyc とした．ベーク処理による LTS 向上効果に及ぼす C の影響を Fig.6-7 に示す．P 量は 10～20ppm の極低量で評価した．C 量が低い場合，溶接ままでもプラグ破断を呈し，ベーク処理を施しても LTS は変化しなかった．一方，C 量が 0.15%以上になると，溶接ままでは界面破断しやすくなり LTS は低下傾向であったが，ベーク処理によって LTS は向上

し，C 量が高くなるにつれて LTS 向上率は大きくなった．ただし，C 量が 0.29%の鋼板では，ベーク処理により LTS は向上したが，破断形態は界面破断のままであった．C 量が高くなりすぎると，溶接ままでのナゲット靭性が低いため，ベーク処理を施してもプラグ破断が得られるナゲット靭性には至らなかったと考えられる．次に，ベーク処理による LTS 向上効果に及ぼす P の影響を Fig.6-8 に示す．C 量 0.15%にて，P 量 10ppm，300ppm の 2 水準を比較した．低 P 材では，ベーク処理によって LTS が向上し，破断形態も部分プラグ破断からプラグ破断へと改善された．一方，高 P 材では，ベーク処理を施しても LTS は変化せず，破断形態も界面破断のままであった．ナゲットのデンドライト境界に偏析した P の影響が支配的な場合，ベーク処理による LTS 向上効果は現れにくいと考えられる．

上述したように，剥離強度は破断形態が界面破断から部分プラグ破断，プラグ破断へと遷移するに伴って上昇する傾向を示す．そこで，L字引張試験における破断形態をC量，P量で整理し，ベーク処理によりLTSが向上する成分範囲を表した結果をFig.6-9に示す．図中丸印は，溶接ままでは界面破断であったが，ベーク処理により部分プラグ破断もしくはプラグ破断に変化したことを示す．本図より，C量が高くP量が低い鋼種において，ベーク処理による剥離継手の破断形態が改善され，P量が低いほど高いC量まで改善効果が現れることが判った．

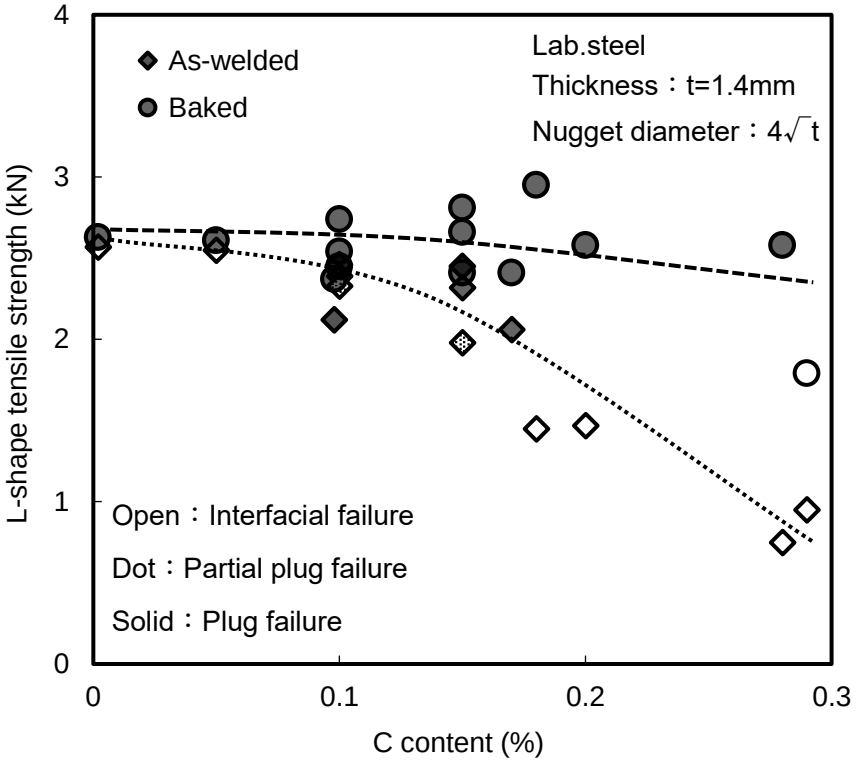



Fig.6-7 Effect of C on LTS improvement by baking heat treatment.

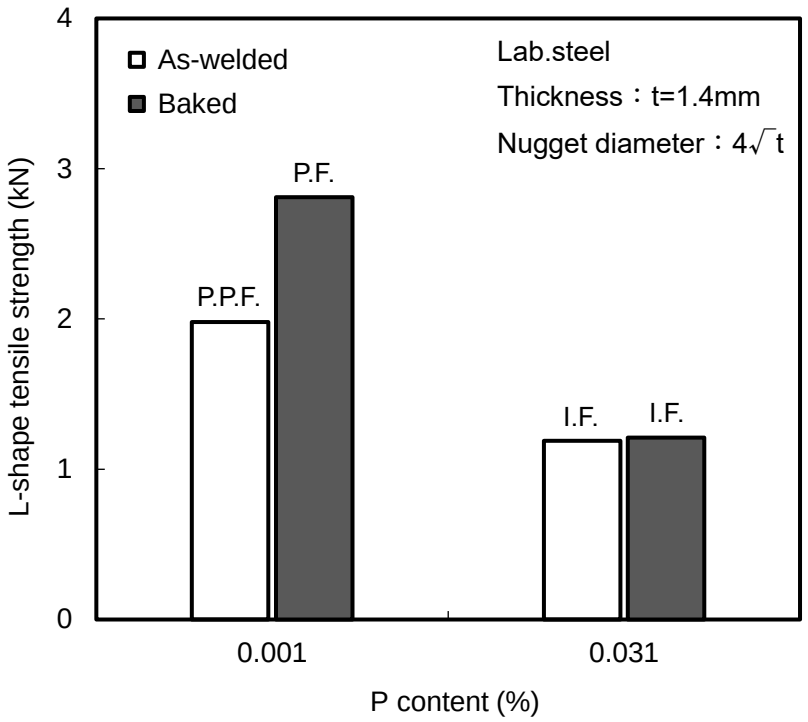



Fig.6-8 Effect of P on LTS improvement by baking heat treatment.

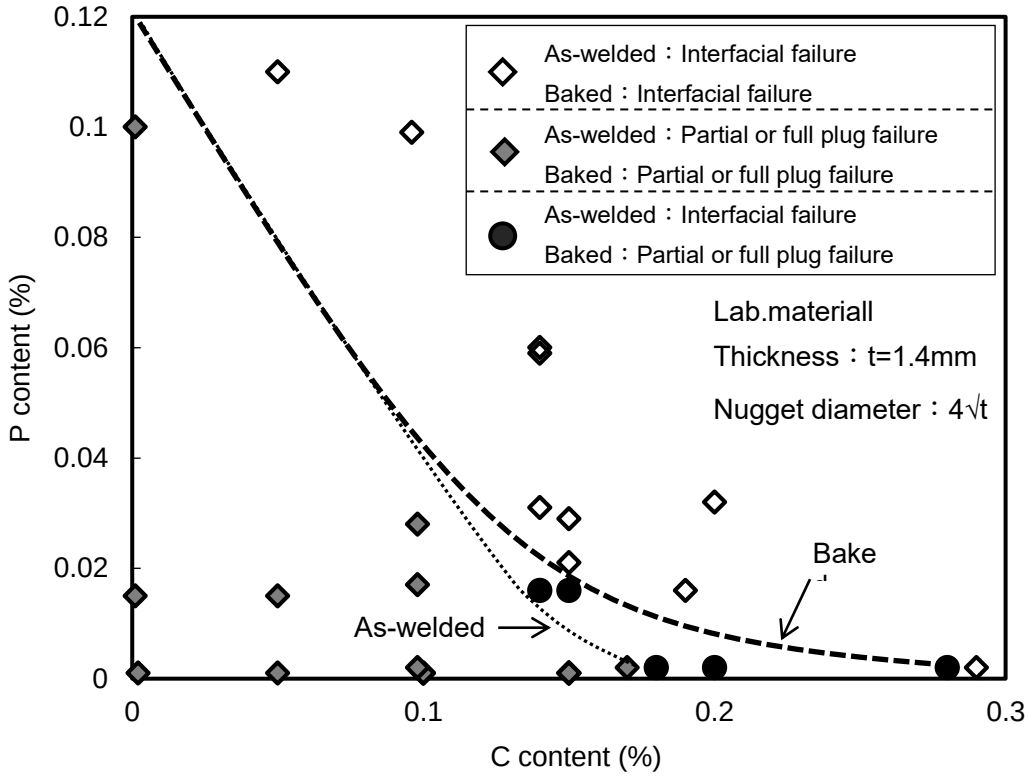



Fig.6-9 Effect of baking heat treatment on fracture morphology on LT test.

### 6.3.3 ナゲット硬さと組織に及ぼす塗装焼付け処理の影響

前節までの結果より，ベーク処理が継手強度に及ぼす影響は，L 字引張試験において溶接ままではナゲット内で破断する場合に現れることが判った．TS780MPa 級 TRIP 鋼板スポット溶接部の硬さ分布を Fig.6-10 に示す．ナゲット径 4√t，ホールド時間 60cyc にて，ベーク処理有無での差異を比較した．ばらつきはあるが，ベーク処理によりナゲットおよび HAZ 硬化部の硬さがわずかに低下する傾向が認められた．剥離強度に及ぼす HAZ 部の影響については，ホットスタンプ鋼板を対象に，HAZ 軟化の影響が検討されている．軟化幅が広いほどナゲット端部でのき裂進展駆動力が抑制されるが，剥離強度に及ぼす影響は数%程度と小さいことが報告されている [20]．また，軟化位置がナゲット端部に近いほど，すなわち HAZ 硬化幅が狭いほどナゲット端部へのひずみ集中が緩和され剥離強度が向上することが報告されている [21]．Fig.6-10 より，ベーク処理有無で HAZ 硬化幅およびその外側の硬さ分布に顕著な差異は認められなかった．この結果から，ベーク処理による LTS 向上には，ナゲット周囲の硬さ変化によるナゲット端部への応力集中緩和よりも，ナゲット靭性向上の影響が大きいことが示唆される．そこで次に，ベーク処理によるナゲット部の硬さ変化を，ホールド時間 0，60cyc の 2 条件で調査した．TS780MPa 級 TRIP 鋼板のナゲット部の 10 点平均硬さと最大・最小値を Fig.6-11 に示す．なお，ナゲット部の冷却速度は非常に速く [22]，ホールド時間が短い場合でも臨界冷却速度以上で冷却されるため，ホールド時間に関わらずナゲット部の組織はマルテンサイト組織であった．ベーク処理有無でのナゲット部硬さを比較すると，ホールド時間 0，60cyc ともに平均値で 10～20HV 程度ベーク処理によってナゲット部硬さが低下した．また，溶接ままの継手でホールド時間 0cyc と 60cyc のナゲット部硬さを比較すると，10HV 程度とわずかではあるがホールド時間が 0cyc と短い方が，ナゲット部硬さが低かった．ホールド時間が短いと，Fig.6-6 で示したように，溶接ままの継手でも LTS が高かった．その作用機構としては，ナゲット部が緩冷却になりオートテンパーが促進されることによってナゲット部の靭性が向上するためであることが報告されている [23]．そこで，ナゲット端部の温度履歴を SORPAS ver.13.81 を用いて解析し，ホールド時間 0，60cyc での冷却速度を比較した結果を Fig.6-12 に示す．ナゲット径は 4√t が得られるように電流値を設定した．ホールド時間 60cyc の場合，電極解放時に約 120℃まで冷却されているのに対し，ホールド時間 0cyc では，電極解放後 3s 経過しても約 280℃であり，$M_S$ 点以下の冷却速度が緩やかであることが判る．すなわち，ホールド時間 0，60cyc での 10HV 程度のわずかな硬さ変化でも，マルテンサイトの焼戻しにより LTS に影響するナゲット部の靭性変化を生じると考えられる．そして，ベーク処理による LTS 向上も同様の現象と推定される．マルテンサイトの焼戻しに関しては，硬さ変化は小さくとも，100～200℃程度の低温でも焼戻しの初期段階として C 偏析や ε 炭化物の析出が起こることが知られている [24]．

オートテンパー現象は材料の $M_S$ 点が高いほど生じやすいと考えられている [25]．そこ

で，$M_S$ 点約 430℃の TS780MPa 級 TRIP 鋼板と，$M_S$ 点約 370℃の 0.3%C の試作鋼板を用いて，ホールド時間 0，60cyc の 2 条件に対してベーク処理有無でのナゲット部の組織を SEM 観察により比較した結果を Fig.6-13 に示す．いずれの鋼板においても，溶接ままの継手においてホールド時間が 0cyc と短い場合，図中矢印で例示するように母相とコントラストの異なる微細な炭化物が同一ブロック内に析出している様子が観察された．ホールド時間が 60cyc に長くなると，炭化物の析出量とその大きさは減少した．次に，溶接ままの継手とベーク処理した継手を比較すると，ベーク処理により炭化物の析出量とその大きさが増加している様子が観察された．この傾向は，$M_S$ 点が低い 0.3%C の試作鋼板で，ホールド時間が 60cyc と長い条件で顕著であった．

以上の結果より，ベーク処理による LTS 向上は，マルテンサイトの低温焼戻しによりナゲット部の靭性が向上した効果であり，オートテンパーが生じにくい鋼板，溶接条件で顕著に現れると考えられる．

ところで，Fig.6-3 に示したように，ベーク処理有無での TSS の変化は小さかった．引張せん断継手と L 字継手ではナゲットの応力状態が異なり，ナゲット端部とナゲット中央部との最大主応力の比を応力集中度と定義すると，引張せん断継手の方が L 字継手よりも応力集中度が低いことが報告されている [26]．その結果，TSS はナゲットのマクロ的な硬さに強く影響される．界面破断する場合の TSS は，ナゲット面積とナゲット硬さで整理した下記推定式が報告されている [27]．

$$TSS = 1.45 \times Hv_{wm} \times ND^2 \qquad (4)$$

*（$Hv_{wm}$：ナゲットのビッカース硬さ、$ND$：ナゲット径（mm））*

例えばTS780MPa級TRIP鋼板のナゲット径4√tにおいて，ベーク処理によってナゲットの硬さが10HV変化した場合の溶接ままの継手に対するTSSの変化率は，この推定式に基づけば約2%とわずかであり，実験結果と合致した．

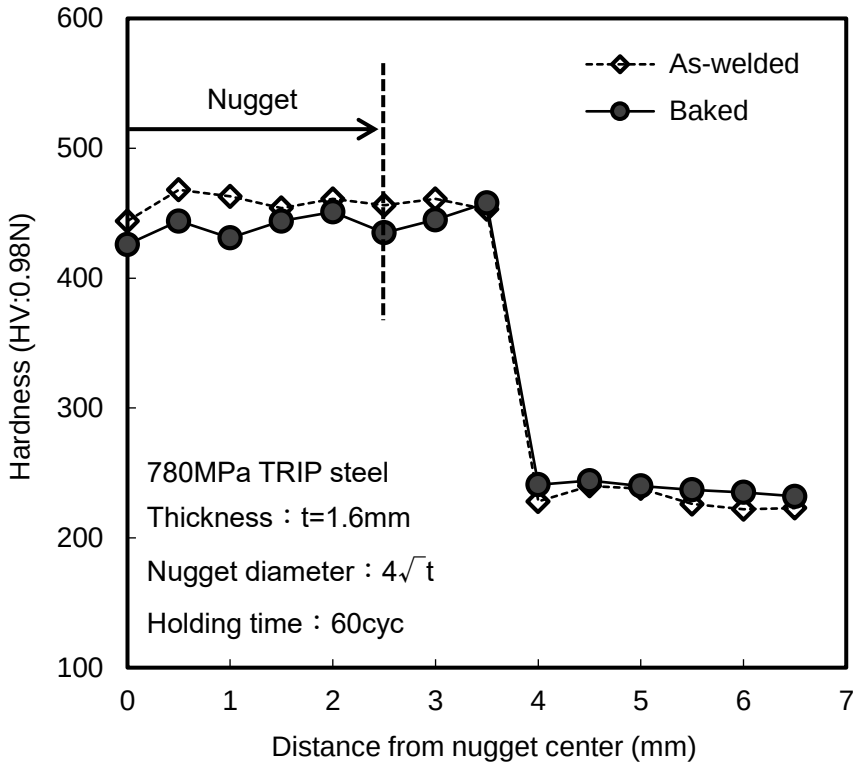



Fig.6-10 Effect of baking heat treatment on hardness distribution (780MPa TRIP steel).

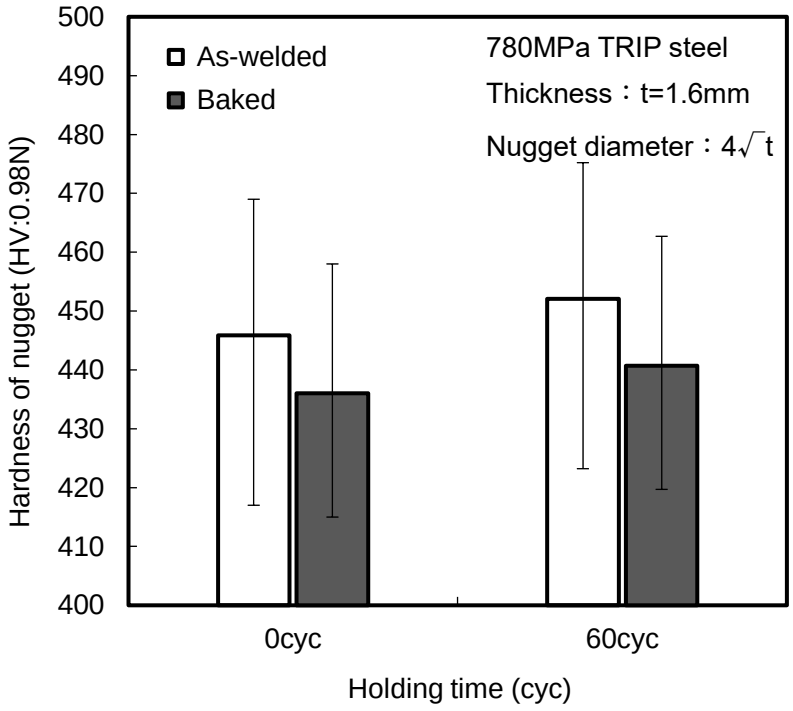



Fig.6-11 Effect of baking heat treatment and holding time on nugget hardness (780MPa TRIP steel).

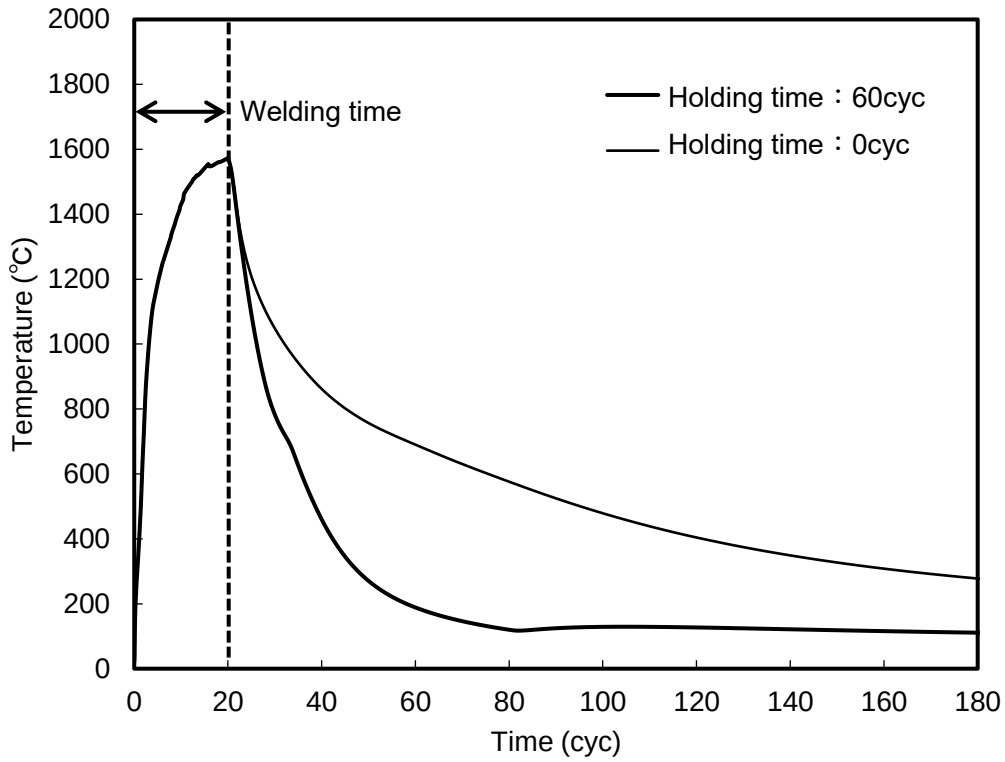
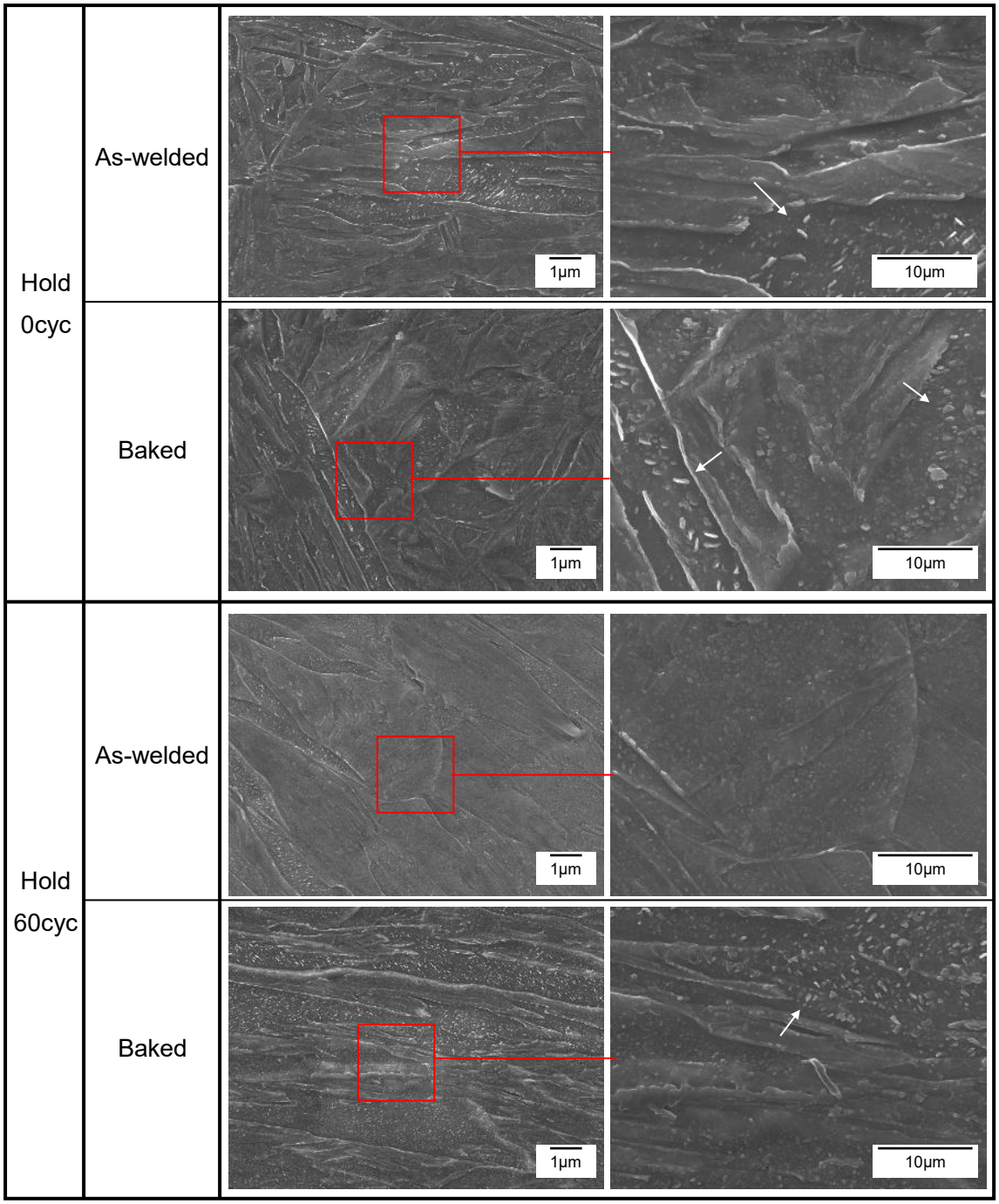
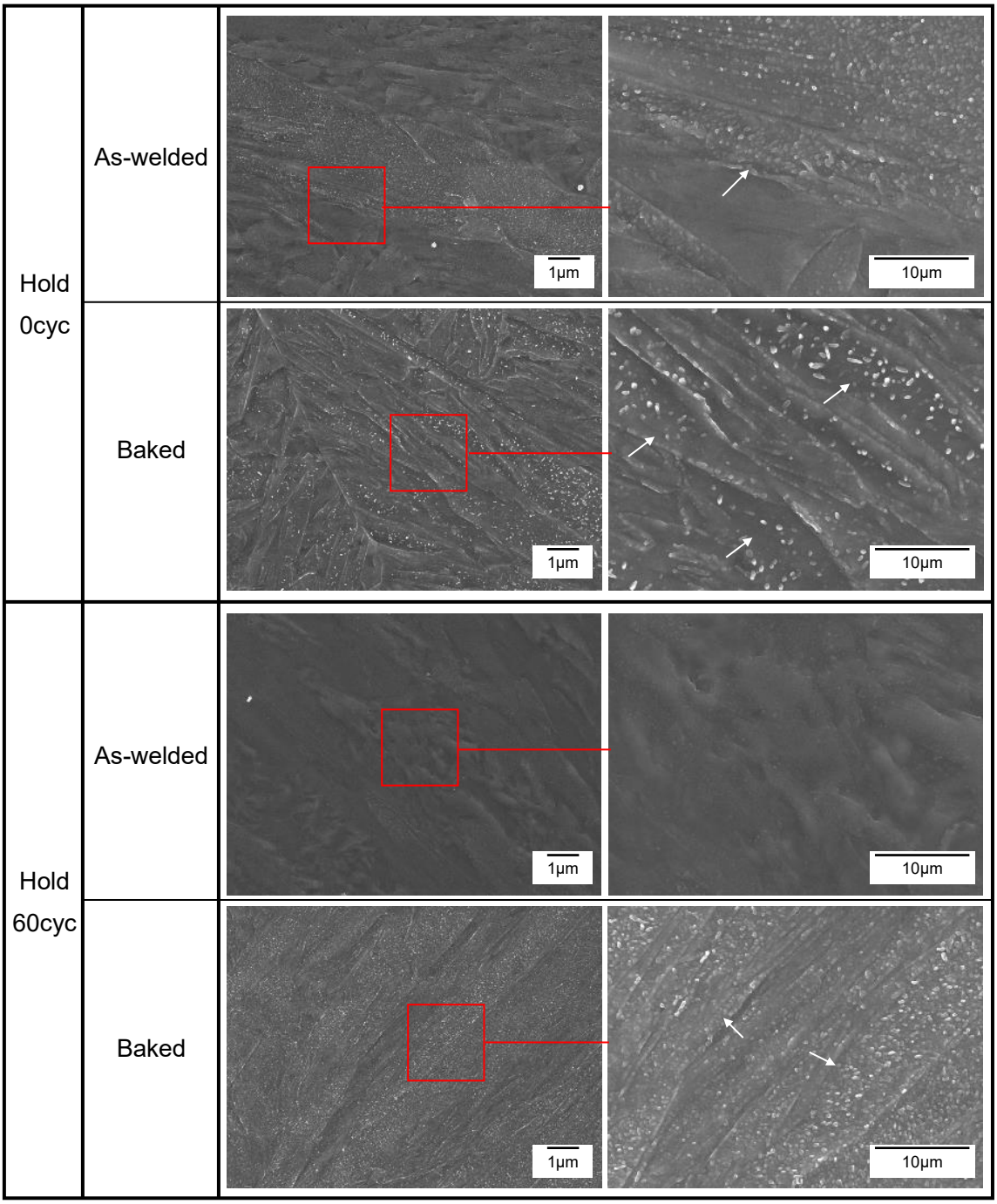



Fig.6-12 Comparison of temperature histories on nugget edge of holding time 0cyc and 60cyc by FEM.




(a) 780MPa TRIP steel.




(b) 0.3%C Lab.steel.

Fig.6-13　Micro-structures of nuggets by SEM.

### 6.3.4 溶接金属部の靭性

ナゲットの靭性に及ぼすベーク処理の影響を評価するため，TS780MPa 級 TRIP 鋼板ナゲット部のシャルピー試験を試みた．Fig.2 に示したように，抵抗スポット溶接ではナゲットが碁石上で小さく試験片採取が困難なため，代わりに抵抗シーム溶接を用いて試験片を作製した．スポット溶接よりも緩冷却となる抵抗シーム溶接の冷却速度を上げるため，溶接部に鋼板上下方向から水を吹きかけながら溶接した．シャルピー試験結果を Fig.6-14 に示す．いずれの試験温度においても，溶接ままに比べベーク処理によりシャルピー吸収エネルギーが向上した．試験温度 25℃での溶接ままとベーク処理を施した試験片の破面観察結果を Fig.6-15 に示す．溶接ままでは一部ディンプルが観察されるもののへき開破面主体であったのに対し，ベーク処理を施すとほぼ全面延性破面に変化しており，延性－脆性遷移温度も向上したことが判る．すなわち，ベーク処理によりナゲットの靭性が向上することが確認された．

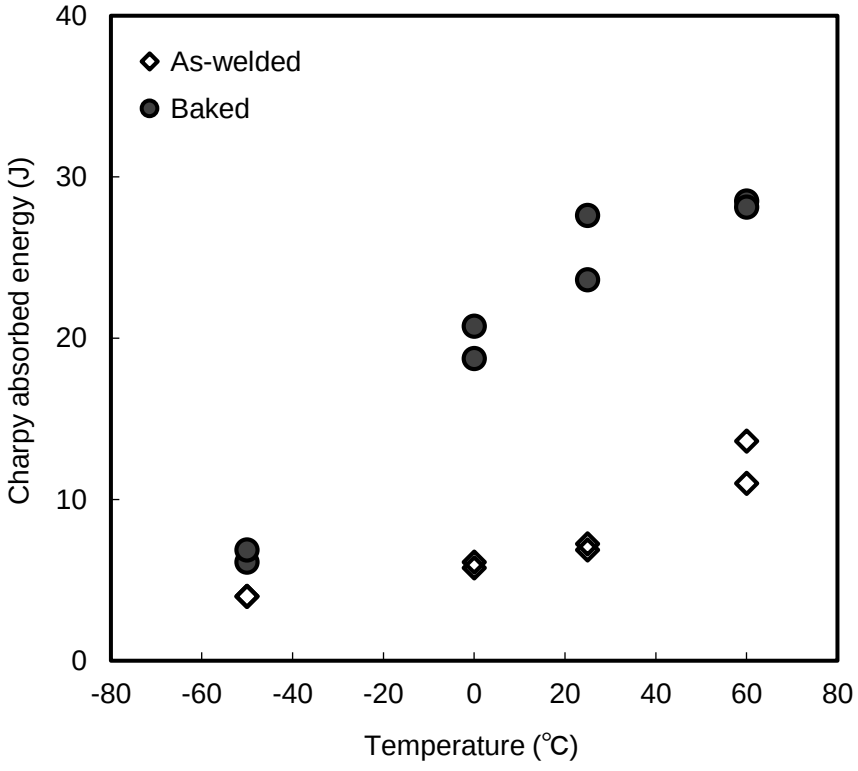
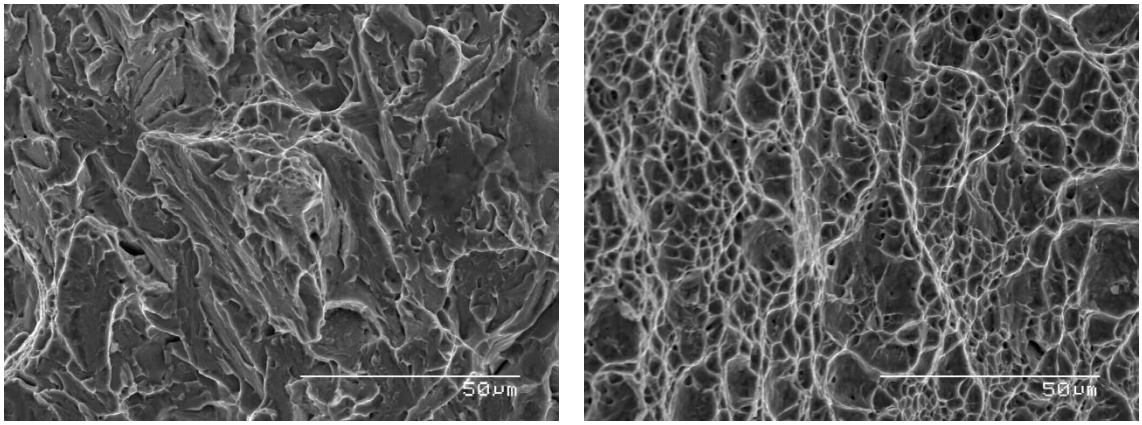



Fig.6-14　Effect of baking heat treatment on Charpy impact energy of nugget in resistance seam welding (780MPa TRIP steel).




(a) As-welded (b) Baked

Fig.6-15 Fracture surface of weld metal in resistance seam welding (780MPa TRIP steel).

## 6.4 結言

本報では，車体が生産工程で受けるベーク処理が抵抗スポット溶接の継手強度や破断形態に及ぼす影響とその作用機構を明らかにすることを目的に，鋼種や溶接条件，荷重の負荷モードの影響について系統的な検討を行い，以下の知見を得た．

(1) 本検討範囲において，TSS はベーク処理を施してもほとんど変化しなかった．その理由は，TSS の支配因子がナゲット硬さであり，ベーク処理によるナゲットの硬さ変化が小さいためと考えられた．

(2) LTS は，C 量が高く P 量が低い鋼種において，溶接ままではナゲット内をき裂が進展する場合，ベーク処理によって向上することが判った．

(3) ベーク処理による LTS 向上の作用機構は，低温焼戻しによるナゲットの靭性向上と考えられた．そのため，高 C 材の剥離強度が向上するが，P 凝固偏析の影響が支配的な鋼種では剥離強度の向上効果が現れにくいと考えられた．

## 第 6 章の参考文献

1) 須藤正俊，野村伸吾，溝口孝遠，田中福輝 : 高強度鋼板のスポット溶接性，鉄と鋼，Vol.68，No.9 (1982)，pp.1411-1420.

2) 山崎一正，佐藤浩一，徳永良邦 : 超高強度冷延鋼板のスポット溶接継手の強度特性，溶接学会論文集，Vol.17，No.4 (1999)，pp.553-560.

3) 椋本厚司，新明高史，菊池陵，福本学，内原正人，福井清之 : スポット溶接 7 段通電法について，自動車技術会学術講演会前刷集，No.72-07 (2007)，pp.23-25.

4) 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，新日鉄技報，第 385 号 (2006)，pp.36-41.

5) 田中福輝, 野村伸吾, 小久保一郎 : 高強度冷延鋼板のスポット溶接性, 鉄と鋼, Vol.68, No.9 (1982), pp.1437-1443.
6) 平塚一富, 伊藤千寿 : 耐候性鋼の点溶接におけるテンパ条件選定に関する研究, 溶接学会誌, Vol.39, No.3 (1970), pp.145-155.
7) 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, 第 89 集 (2011), pp.44-45.
8) 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－超高張力鋼板のパルス通電活用抵抗スポット溶接技術の開発－, 溶接学会論文集, Vol.32, No.3 (2014), pp.164-171.
9) 吉田博司, 上西朗弘, 栗山幸久, 野村成彦 : 高強度鋼板による衝撃エネルギー吸収能の向上（第 5 報）－衝突変形時のスポット溶接部破断予測モデル－, 自動車技術会学術講演会前刷集, No.8-04 (2004), pp.1-4.
10) 上田秀樹, 中山英介, 岡田徹, 富士本博紀 : 応力三軸度を考慮したスポット溶接部破断予測技術の研究（第 1 報）－破断予測解析モデルの開発－, 自動車技術会論文集, Vol.44, No.2 (2013), pp.727-732.
11) 杉崎勝久 : 自動車の電着塗装, 表面技術, Vol.54, No.5 (2002), pp.293-298.
12) 金子真次郎, 松岡才二, 坂田敬, 星亨 : 焼付硬化により引張強度が上昇する高強度熱延鋼板の強化機構, 鉄と鋼, Vol.89, No.10 (2003), pp.1057-1064.
13) Murali D.Tumuluru : Effect of Post-welded Baking on The Behavior of Resistance Spot Welds in a 780-MPa TRIP Steel, Sheet Metal Welding Conference XI (2004)
14) 渡辺史徳, 古迫誠司, 浜谷秀樹, 宮崎康信, 野瀬哲郎 : スポット溶接継手十字引張試験の破壊力学的解析, 溶接構造シンポジウム 2011 講演論文集 (2011), pp.271-278.
15) 高橋靖雄, 戸来稔雄, 坂本徹 : 自動車用高強度薄鋼板のスポット溶接部諸特性におよぼす添加元素の影響, 鉄と鋼, Vol.60 (1974), S548.
16) 田中甚吉, 樺澤真事, 小野守章, 長江守康 : 高強度薄鋼板のスポット溶接性, 日本鋼管技報, No.105 (1984), pp.72-81.
17) 西武史, 斉藤亨, 山田有信, 高橋靖雄 : 自動車用高張力薄鋼板のスポット溶接性評価研究, 製鉄研究, 第 307 号 (1982), p.56-63.
18) 古迫誠司, 宮崎康信, 浜谷秀樹, 秋庭義明 : スポット溶接された L 字継手の強度および破壊挙動に及ぼす添加元素の影響, 溶接学会論文集, Vol.33, No.2 (2015), pp.133-143.
19) 山内信幸, 高隆夫 : 高張力鋼板のスポット溶接性, 住友金属, Vol.33, No.4 (1981), pp.109-120.
20) 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，第 90 集 (2012)，pp.238-239.
21) 岡田徹，上田秀樹，泰山正則，内原正人，福井清之：熱間プレス鋼板のスポット溶接性（第 4 報）－スポット溶接剥離継手強度改善のための通電技術－，溶接学会全国大会講演概要，第 90 集 (2012)，pp.226-227.
22) 別所清，松岡孝，長谷部茂雄，保母芳彦，川井俊彦：高張力薄鋼板の点溶接，住友金属，Vol.26，No.2 (1974)，pp.38-48.
23) 若林千智，渡辺史徳，岡田徹，古迫誠司，宮崎康信：高強度鋼板のスポット溶接部組織の特徴（第 2 報）－保持時間の組織に及ぼす影響について－，溶接学会全国大会講演概要，第 92 集 (2013)，pp.74-75.
24) G.R. Speich and W.C. Leslie : Tempering of Steel, Metallurgical Transactions, Vol.3 (1972), pp.1043-1054.
25) 西畑敏伸，小嶋啓達：熱間プレス鋼材の硬さおよび組織に及ぼす焼入れ時冷却速度の影響，鉄と鋼，Vol.96，No.6 (2010)，pp.378-385.
26) 銭谷佑，古賀敦雄，広瀬智史，古迫誠司，泰山正則，中澤嘉明：超高強度鋼板を適用した車体フレームのスポット溶接部破断対策の検討（第 1 報）－剥離モードでのナゲット内応力に及ぼす継手形状，板厚，材料強度の影響－，自動車技術会論文集，Vol.49，No.2 (2018)，pp.466-471.
27) 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，No.105-02 (2002)，pp.5-8.

## 第 7 章　総括

自動車の燃費性能や衝突安全性能の向上を目的に，自動車用鋼板の抵抗スポット溶接の継手強度特性に関する研究に取り組んだ．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，本研究の背景として，自動車を取り巻く環境と高強度鋼板の特徴と適用動向，高強度鋼板の抵抗スポット溶接における現状と課題について概説した後，本研究の目的と取り組み内容を説明した．

第 2 章では，抵抗スポット溶接の引張せん断継手の強度特性に及ぼす材料強度差の影響について検討した．まず，270～980MPa 級冷延鋼板，および 1500MPa 級ホットスタンプ鋼板を用いて，同板厚の同強度鋼板を重ね合せた板組（以下，同強度板組）の引張せん断強さと破断形態を調査した．次に，1500MPa 級ホットスタンプ鋼板（以下，1500HS 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，プラグ破断する場合を対象に，同強度板組の引張せん断強さ（以下，TSS），破断形態と比較検討した．その結果，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ることが判った．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．

第 3 章では，抵抗スポット溶接の各種剥離継手の強度特性に及ぼす材料強度差の影響について検討した．第 2 章と同様に，プラグ破断する場合を対象として，各種剥離試験片形状に対して同強度板組と異強度板組の継手強度特性を比較検討した．異強度板組の十字引張継手と円筒引張継手では，組み合わせる鋼板それぞれの同強度板組を比較した場合に，剥離強度が低い鋼板側で破断する傾向が認められた．例えば，1500HS 鋼板と比較して，同強度板組において剥離強度が高い 590～980 鋼板との異強度板組では 1500HS 鋼板側で破断した．一方，異強度板組の L 字引張継手では，低強度鋼板側で破断した．その作用機構は，L 字引張継手ではフランジ端の一方が拘束されていないため，相対的に降伏強度の低い鋼板が優先的に変形してナゲット周囲に相当塑性ひずみが集中するためと考えられた．

第 4 章では，1500HS 鋼板を用いて，板厚の異なる鋼板を重ね合せた板組の引張せん断継手および L 字継手の強度特性を，同板厚鋼板を重ね合わせた板組のそれと比較することにより，抵抗スポット溶接の継手強度特性に及ぼす鋼板板厚差の影響を検討した．引張せん断継手では，鋼板板厚差の影響はナゲット径が大きい場合に顕在化した．鋼板板厚差が大きくなると，薄板側の板厚が同じ同厚板組の継手と比較して界面破断しやすく，TSS は上昇する傾向を示した．その要因は，回転変形が抑制され，せん断方向の分力が大きくなるためと考えられた．L 字引張継手では，鋼板板厚差が大きくなると，薄板側の板厚が同じ同厚板組の継手と比較してプラグ破断しやすく，L 字引張強さ（以下，LTS）は上昇する傾向を示した．その要因は，総板厚が厚くなり冷却速度が遅くなるこ

とでオートテンパーによりナゲット靭性が向上することに加え，板界面における凝固偏析の方向が界面方向から逸れることでナゲット内へのき裂進展が抑制されるためと考えられた．

第 5 章では，抵抗スポット溶接における水素侵入源に着目して，溶接してから引張試験するまでの経過時間と抵抗スポット溶接の継手強度の変化との関係を拡散性水素による水素脆化の観点から検討した．抵抗スポット溶接では，主に鋼板表面の油分から水素が侵入することが判った．さらに，L 字引張継手においてナゲット内で破断する場合に，LTS は溶接後の経過時間が増加すると上昇する傾向を示すことが判った．鋼板表面の油有無によって時間依存性の挙動が変化すること，引張速度が速い条件では LTS は溶接後の経過時間によらず一定であること，が確認され，LTS の経過時間依存性は，拡散性水素の作用と考えられた．また，LTS の経過時間依存性の有無は，ナゲット硬さに影響する C，Si，Mn 等の元素と，凝固偏析により脆化を引き起こす P，S を重ね合わせた当量式により整理できることが判った．

第 6 章では，実車の継手が受ける塗装焼付け熱履歴が抵抗スポット溶接継手の強度特性に及ぼす影響について検討した．TSS は塗装焼付け熱処理を施してもほとんど変化しないことが判った．その理由は，TSS の支配因子がナゲット部硬さであり，塗装焼付け熱処理によるナゲットの硬さ変化が小さいためと考えられた．一方，LTS は，C 量が高く P 量が低い鋼種において，溶接ままではナゲット内をき裂が進展する場合に塗装焼付け熱処理によって向上することが判った．その作用機構は，低温焼戻しによるナゲットの靭性向上と考えられた．そのため，高 C 材の剥離強度が向上するが，P 凝固偏析の影響が支配的な鋼種では剥離強度の向上効果が現れにくいと考えられた．

以上の検討結果により，実車で用いられる様々な板組の抵抗スポット溶接の継手強度特性を把握するための指針が得られ，さらに実車評価において考慮すべき影響因子を把握できた．高強度鋼板適用時の主な課題の一つである，衝突時の抵抗スポット溶接部破断による部材性能低下の抑制に寄与する重要な知見が得られたと考えられる．

## 謝辞

本論文をまとめる機会を与えて頂くとともに，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頂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 宇都宮裕教授，大阪大学接合科学研究所 池田倫正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頂きました大阪大学接合科学研究所 潮田浩作特任教授に心から御礼を申し上げます．

本研究は日本製鉄株式会社の技術開発本部にて行われました．本論文をまとめ，公開する機会を与えて頂きました前接合研究部長 平田弘征教授（現大阪大学），現接合研究部長 大丸成一博士に心から御礼を申し上げます．また，上司として本論文をまとめるきっかけを与えて頂いた富士本博紀博士に心から感謝いたします．継手の強度解析に関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に心から御礼を申し上げます．また，継手の強度特性に関して共同研究者としてご指導頂きました内原正人博士（現日鉄テクノロジー株式会社），泰山正則氏（現日鉄テクノロジー株式会社），宮崎康信博士，松田和貴博士（現九州大学）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，現接合研究部および材料ソリューション研究部の職場の皆様に大変お世話になりました．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，御協力を頂きました．西畑敏伸博士には冶金学的な観点から貴重なご助言，御協力を頂きました．中澤嘉明博士には力学的な観点から貴重なご助言，御協力を頂きました．金田健治氏，今村高志氏，福本貴一氏には膨大な溶接試験，確性試験を実施頂き，本研究の根幹を支えて頂きました．また，茅野松男氏，岡本篤史氏，小林美佐男氏，阪本晃樹氏，前田拓馬氏，爲實巧氏，川合蒼紫氏，宮川良紀氏にも本研究を支えて頂きました．日鉄テクノロジーの樫本文雄氏，米元博孝氏，井上富雄氏，萱原孝行氏，小原純二氏，岡野克則氏，加戸徹氏，大倉雅之氏，川戸佑太氏，宮田耕太郎氏にも本研究を進める上で大変お世話になりました．御氏名を記載させて頂きました他にも，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．

最後に，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．研究生活を応援し励ましてくれた両親に心から感謝します．研究生活を支えてくれた妻と息子に心から感謝します．

## 本研究に関する論文

1) 岡田徹，泰山正則，内原正人，藤井英俊：スポット溶接継手強度に及ぼす塗装焼付け熱履歴の影響，溶接学会論文集，Vol.39，No.3 (2021)，pp.209-217.

2) 岡田徹，上田秀樹，松田和貴，宮崎康信，泰山正則，藤井英俊：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，溶接学会論文集，Vol.40，No.4 (2022)，pp.216-225.

3) 岡田徹，上田秀樹，宮崎康信，泰山正則，藤井英俊：異強度板組の抵抗スポット溶接継手の剥離強度と破断位置に及ぼす材料強度の影響，溶接学会論文集，Vol.40，No.4 (2022)，pp.226-237.

## 本研究に関する学会発表

・岡田徹，内原正人，福井清之，Sullivan Smith，Nick den Uijl，Tony van der Velt：自動車用鋼板のスポット溶接継手強度に及ぼす塗装焼付け熱履歴の影響，溶接学会全国大会講演概要，第 83 集 (2008)，pp.4-5.

・Toru Okada，Sullivan Smith，Nick den Uijl，Tony van der Velt，Masato Uchihara，Kiyoyuki Fukui：The effect of paint baking cycles on the spot weld strength of AHSS and consequences for testing procedures，Proceedings of the 8th International Welding Symposium organized by Japan Welding Society (2008)，pp.175.

・岡田徹，西畑敏伸，内原正人，福井清之，Sullivan Smith，Nick den Uijl，Tony van der Velt：自動車用高張力鋼板スポット溶接継手の剥離強度に及ぼす経過時間の影響，溶接学会全国大会講演概要，第 85 集 (2009)，pp.40-41.

・岡田徹，内原正人，福井清之，Sullivan Smith，Nick den Uijl，Tony van der Velt：自動車用鋼板のスポット溶接継手強度に及ぼす塗装焼付け熱履歴の影響（第 2 報）－塗装焼付け熱履歴の効果に及ぼす化学成分の影響－，溶接学会全国大会講演概要，第 86 集 (2010)，pp.106-107.

・岡田徹，上田秀樹，泰山正則，内原正人，福井清之：熱間プレス鋼板のスポット溶接性，溶接学会全国大会講演概要，第 88 集 (2011)，pp.156-157.

・岡田徹，上田秀樹，泰山正則，内原正人，福井清之：熱間プレス鋼板のスポット溶接

性（第 2 報）－異材板組のスポット溶接継手強度と破断位置に関する検討－，溶接学会全国大会講演概要，第 89 集 (2011)，pp.30-31.

・上田秀樹，岡田徹，中山英介：熱間プレス鋼板のスポット溶接性（第 3 報）－FEM 解析による異材板組スポット溶接継手の強度評価－，溶接学会全国大会講演概要，第 89 集 (2011)，pp.32-33.

・岡田徹，泰山正則，内原正人：スポット溶接継手強度に及ぼす板厚差の影響，溶接学会全国大会講演概要，第 92 集 (2013)，pp.78-79.

・岡田徹，上田秀樹，泰山正則：スポット溶接継手強度に及ぼす継手形状の影響，溶接学会全国大会講演概要，第 107 集 (2020)，pp.156-157.