

小型試験片による自動車用鋼板スポット溶接部の
局所強度評価に関する研究

2010 年

中山 英介

目次

第 1 章 緒論	1
1.1 自動車を取り巻く状況	1
1.2 自動車車体用鋼板の高強度化	1
1.3 スポット溶接	2
1.4 溶接部の局所強度評価の重要性	5
1.5 本論文の構成	7
第 2 章 スポット溶接部の局所引張強度と溶接継手静的強度の関連性の検討	15
2.1 緒言	15
2.2 試験方法	16
2.2.1 供試材および試験片	16
2.2.2 試験装置および試験条件	20
2.3 解析方法	22
2.3.1 解析モデル	22
2.3.2 弾性係数と塑性構成関係	24
2.4 結果および考察	27
2.4.1 スポット溶接継手の引張せん断試験	27
2.4.2 小型試験片の引張試験	30
2.4.3 FEM 解析	35
2.4.4 スポット溶接継手の静的破断強度予測	36
2.5 結言	39
第 3 章 スポット溶接部の局所疲労強度と溶接継手疲労強度の関連性の検討	43
3.1 緒言	43
3.2 試験方法	44

3.2.1	供試材および試験片	44
3.2.2	試験装置および試験条件	50
3.3	解析方法	51
3.3.1	スポット溶接継手	51
3.3.2	残留応力	55
3.4	試験結果および解析結果	57
3.4.1	スポット溶接継手の引張せん断疲労試験	57
3.4.2	小型試験片の引張試験と疲労試験	59
3.4.3	FEM 解析	62
3.5	考察	67
3.5.1	スポット溶接継手の応力状態と破壊形態の関係	67
3.5.2	スポット溶接継手の疲労強度予測	70
3.6	結言	72
第 4 章	スポット溶接部疲労強度と鋼板材質・応力状態の関連性の検討	75
4.1	緒言	75
4.2	試験方法	76
4.2.1	供試材	76
4.2.2	試験片	77
4.2.3	試験装置および試験条件	81
4.3	解析方法	84
4.3.1	目的	84
4.3.2	解析モデル	84
4.3.3	弾性係数と塑性構成関係	86
4.4	結果および考察	88
4.4.1	スポット溶接継手の疲労試験	88
4.4.2	小型試験片の引張試験と疲労試験	91
4.4.3	FEM 解析	94
4.4.4	板厚低減の可能性	97
4.5	結言	97

第 5 章 結論	101
付録 小型試験片の試験方法	103
A.1 試験片の形状設計	103
A.1.1 前提	103
A.1.2 引張試験片	103
A.1.3 疲労試験片	106
A.2 ひずみの測定方法と推定方法	108
A.2.1 電子スペックル干渉法によるひずみ測定方法	108
A.2.2 試験装置クロスヘッド変位からのひずみ推定方法	111
A.3 疲労試験治具	113
A.4 標準寸法試験片との比較による試験結果の妥当性検証	115
A.4.1 試験方法	115
A.4.2 試験結果および考察	117
関連発表論文および講演	121
謝辞	125

第 1 章

緒論

1.1 自動車を取り巻く状況

地球温暖化防止の観点から、温室効果ガスである CO₂ の排出量を削減することが、自動車産業界にとって大きな課題となっている。このため、走行中に CO₂ を全く排出しない電気自動車、水素自動車および燃料電池自動車、もしくは、CO₂ 排出量を低減できる電気-内燃機関複合（ハイブリッド）自動車などの技術開発が活発に推進されている。しかし、主流を占めているのは、化石燃料に依存する内燃機関自動車であることから、CO₂ 排出量を削減するためには、燃費を向上することが不可欠である。一方、自動車に対しては、交通事故による人的被害を軽減するために、衝突安全性に関する要求も高まりつつある。自動車同士もしくは自動車と障害物の正面衝突や側面衝突など、様々な衝突形態に対して乗員を保護することが求められており、要求性能は厳しくなっている。これを背景に、環境保護と安全性の両面から、法的規制が世界的に厳格化されつつある[1]。

1.2 自動車車体用鋼板の高強度化

燃費を向上するためには、自動車車体の重量を低減することが有効である。一方、衝突安全性を向上するためには、補強部材の追加が有効であるが、重量の増加を伴う。すなわち、軽量化と衝突安全性向上は、相反する技術課題である。これを両立しうる方法の一つは、材料の改善であり、その基本思想は「静的強度を向上すること」である。高強度化することにより、板厚を低減できるとともに、静的強度と関連性のある衝突強度も向上できる[2]。軽量化の観点からは、鋼板よりも比重の低いアルミニウム合金の適用が有効であるが、素材コストが高く、成形性や溶接性が劣る。また、静的強度が比較的強く衝突安全性の向上が困難であるため、その適用は一部の高級車や特定の部品に限定されている[3, 4]。したがって、現在、鋼板が車体材料の大半を占めており、今後もその傾向は大きく変わらないと考えられる。鉄鋼メーカー各社では、その高強度化のための技術開発を行ってきた[5-7]。他方、自動車車体は、鋼板をプレス成

形して製造されることから，単に高強度化するだけでなく，これと相反する成形性も要求される．そこで，その両立を目的として，高度な成分設計と組織制御が行われている[8]．現在使用されている鋼板の多くは，引張強さが 440MPa や 590MPa であるが，一部の部品では引張強さ 780MPa や 980MPa などのさらに高強度な鋼板も適用されている[9]．また，鋼板を 900°C 前後のオーステナイト域で加熱・プレスした後，金型内で冷却して焼入れ強化することにより，引張強さ 1500MPa の強度を得る工法および材料も実用化されている[10]．なお，本論文では，自動車用鋼板の一般的分類に準じて，引張強さが 270MPa の低強度鋼板を「軟鋼板」，これよりも引張強さの高い鋼板を「高張力鋼板」と呼ぶ．

1.3 スポット溶接

自動車車体では，鋼板をプレス成形した部品を溶接によってつなぎ合わせた「モノコック構造」が主流である．その溶接工法は，スポット溶接がほとんどを占めている．図 1.1 は，鋼板を 2 枚重ねた場合（実車では 3 枚以上の場合もある）のスポット溶接工法を模式的に示す．スポット溶接は抵抗溶接の一種であり，重ね合わせた鋼板を電極で加圧しながら電流を供給し，鋼板自体および鋼板間接触界面の電気抵抗によるジュール熱で溶融後，直ちに凝固させて接合する[11]．近年は，レーザ溶接[12]などの溶接工法も実用化されつつあるが，スポット溶接は，高い生産性から車体接合の主力工法であり，自動車 1 台あたりの溶接箇所は数千にも及ぶ．

図 1.2 は，鋼板を 2 枚重ねた場合のスポット溶接部の断面構造と硬度分布を模式的に示す[13]．中央は溶融・凝固した凸レンズ形状の溶接金属であり，スポット溶接の場合はナゲット (nugget) と呼ばれる．ナゲットの外側には，溶接時の入熱によって組織が変化した熱影響部 (heat affected zone ; HAZ) が存在する．熱影響部の外側における，組織が元のままの領域は，母材 (base metal) と呼ばれる．熱影響部における鋼板の会合面は，電極加圧力と入熱によって固相接合された領域であり，コロナボンド (corona bond) または圧接部と呼ばれる．コロナボンドの外側における，鋼板が接合されていない領域は，シートセパレーション (sheet separation) と呼ばれる．一般的に，母材と熱影響部の境界は，コロナボンドの外側に位置する．スポット溶接部のナゲットと熱影響部では，加熱後に急速冷却されることにより，組織の大部分がマルテンサイト変態もしくはベイナイト変態し，その硬度は母材に比べて著しく増加する．熱影響部に

おいては，ナゲットとの境界近傍の硬度はナゲットとほぼ同等であるが，さらに外側ではナゲットから遠ざかるにしたがって硬度は連続的に低下する．以上のように，スポット溶接部においては，位置によって組織や硬度が大きく異なる．

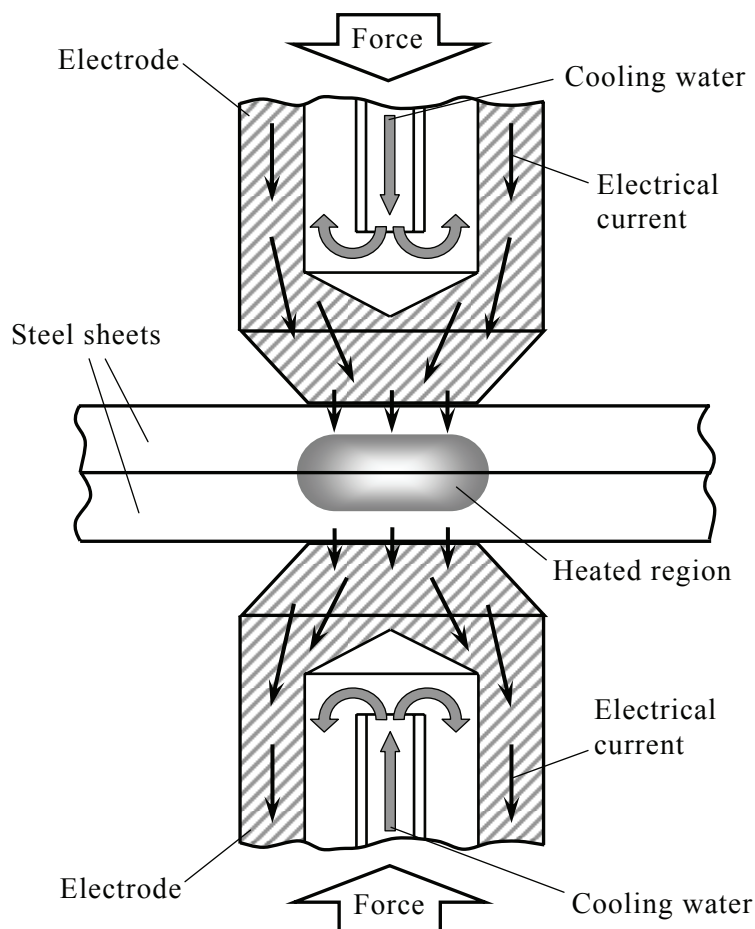


Fig.1.1 Schematic illustration of spot welding.

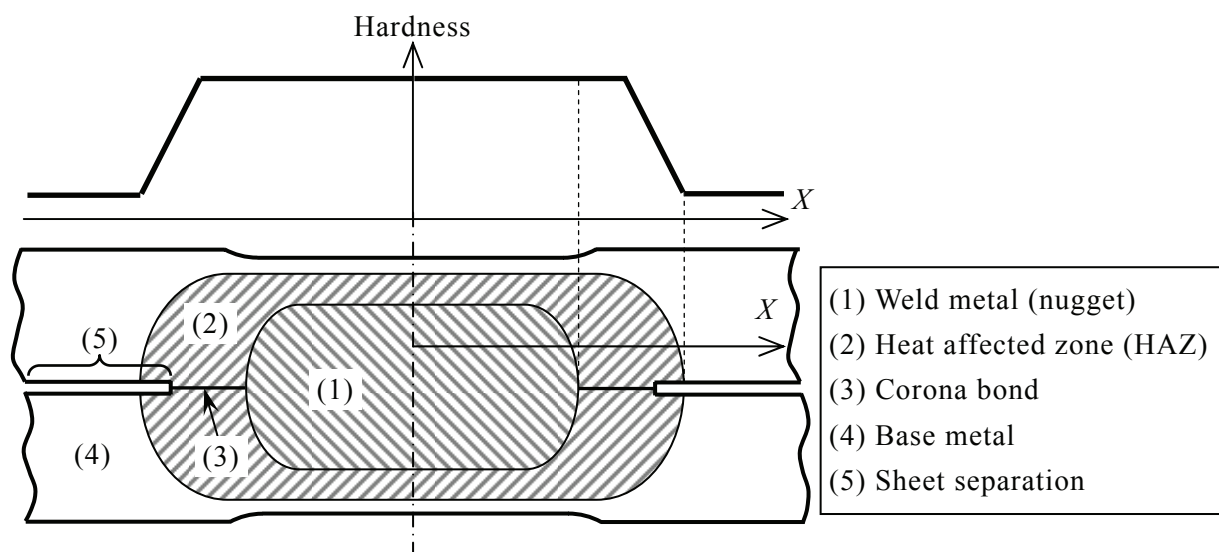


Fig.1.2 Schematic illustration of cross section and hardness distribution of spot weld.

スポット溶接部は、部品間の荷重伝達を担うとともに、応力集中を生じるため、破壊の起点となりやすいことから、その強度評価は重要である。スポット溶接部の強度は、図 1.3 に示すように、せん断と引張（はく離）の両負荷形式についてそれぞれ個別の試験片（以下、単純試験片と呼ぶ）を用いて評価するのが一般的である[14-16]。これまで、これらの単純試験片を用いて、静的強度と疲労強度について多くの研究が行われてきた[17-50]。

静的試験の場合、図 1.4 に模式的に示すように、スポット溶接部は主として2種類の破断形態を呈する[14, 15]。一つは、スポット溶接部の外周に沿って破断する形態であり、プラグ破断と呼ばれる。もう一つは、スポット溶接部の内部を横切って破断する形態であり、界面破断と呼ばれる（ただし、実際には、両者の混在する破断形態を示すこともある）。一般的に、スポット溶接部の品質保証の観点から、界面破断は望ましくないと考えられている[51]。また、ナゲット径が大きいほどプラグ破断となりやすい[17, 32]。高張力鋼板では、プラグ破断を得るための最低ナゲット径は軟鋼板よりも大

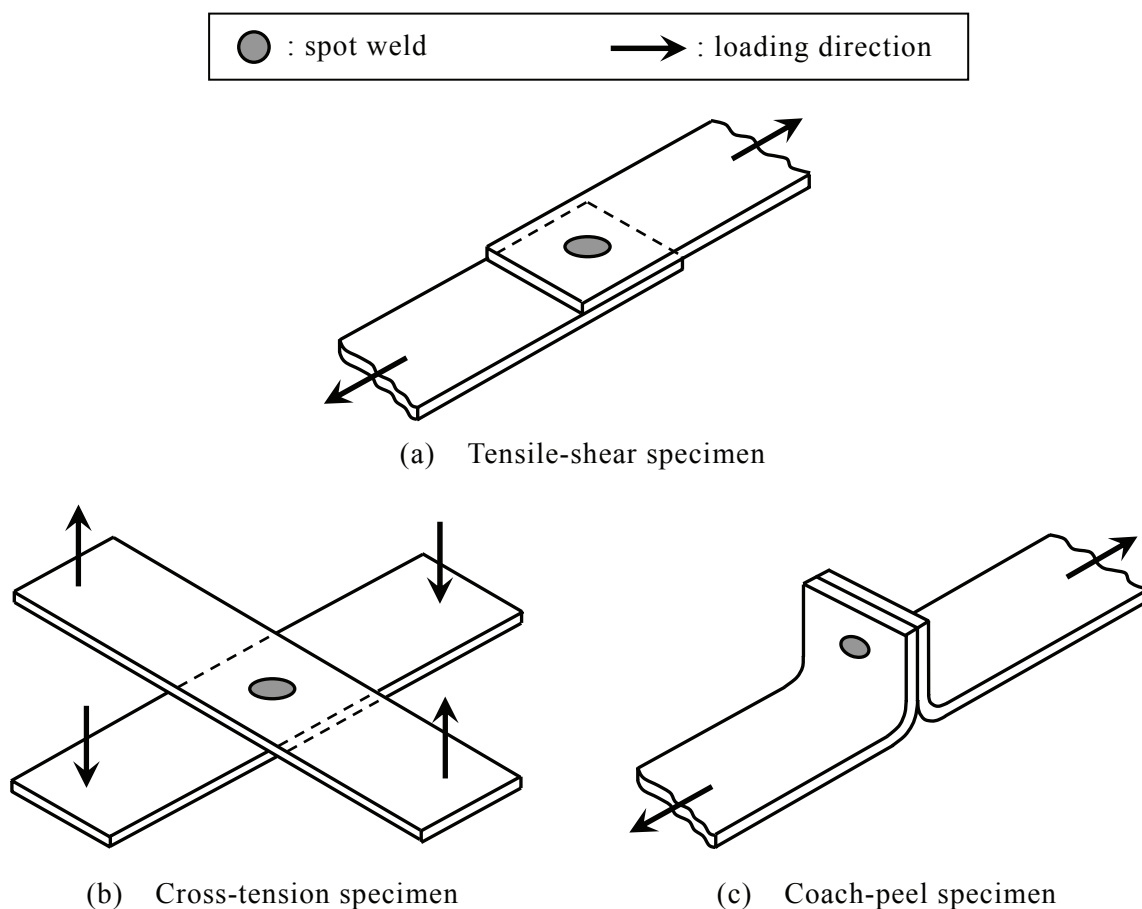


Fig.1.3 Schematic illustration of typical specimens of spot welded joint.

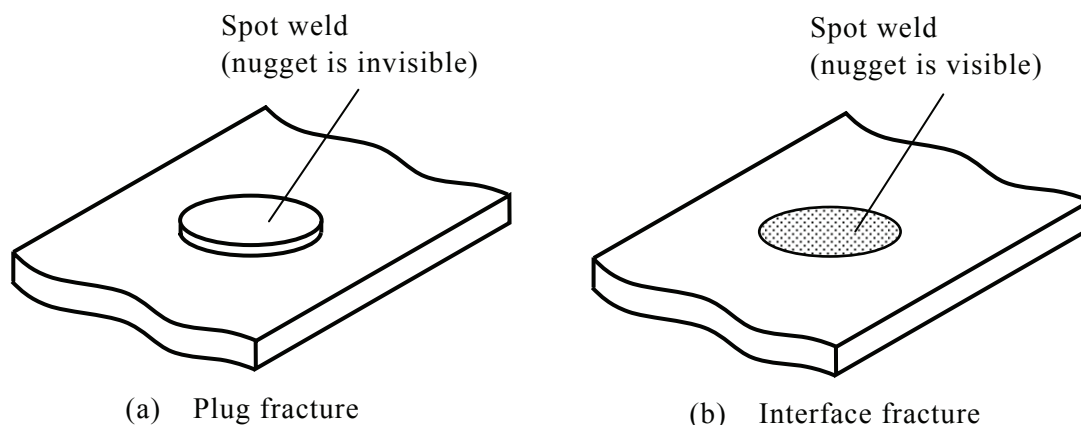


Fig.1.4 Schematic illustration of fracture modes in test of spot welded joint.

きい[45]こと、界面破断の場合のスポット溶接部強度（試験で得られる最大荷重）は軟鋼板に比して向上しにくい[13, 45]ことが知られており、自動車車体の設計・製造において、ナゲット径の管理に注意が払われている。高張力鋼板は軟鋼板よりも炭素量が多くナゲットの硬化が著しいことから、延性が劣るために界面破断を生じやすいと考えられているが[45]、鋼板材質の影響は十分に明らかにされていない。

一方、疲労試験の場合、スポット溶接部は、鋼板材質によらずシートセパレーション先端の熱影響部を起点として破壊することが多い[21]。高張力鋼板では、単純試験片の高サイクル領域における疲労強度は軟鋼板に比して向上しにくい[18, 26, 37, 42, 43]ことが知られており、疲労強度の観点からは、高張力鋼板を自動車車体に適用することの利点は小さいと考えられている。この原因として、高張力鋼板は軟鋼板よりも切欠き感受性が高いこと[42]、高い引張残留応力を生じること[18, 28, 36]などが指摘されているが、鋼板材質の影響は十分に明らかにされていない。

1.4 溶接部の局所強度評価の重要性

一般の機械構造物において、溶接部は強度が問題となることが多い部分であり、これまでに多くの研究が行われている[52]。特に、本研究に密接な関連を有する報告例を以下に示す。

母材よりも低強度な軟質部を含む溶接継手（幾何学的な応力集中を含まない平滑試験片）の静的強度は、軟質部の幅が小さいほど母材強度に近づく[53-56]。これは、強度の高い隣接材料により軟質部の変形が拘束されて多軸応力状態となり、軟質材単体

よりも変形応力が高くなるためである[53-56]。また、金属材料の延性き裂の発生条件は、相当塑性ひずみと応力三軸度（静水圧応力／相当応力）の2つの因子によって決定されるため[57, 58]、それに基づいた溶接部の延性破壊クライテリオンが提案されている[59]。

溶接部に存在するき裂の破壊じん性は、強度不均質の影響を受ける[60]。例えば、溶接金属が母材よりも高強度である場合、熱影響部に存在するき裂は、その塑性変形が溶接金属によって拘束されて応力が高くなるために、等質な継手に比して小さい破壊じん性値でぜい性破壊を生じる[61]。また、この現象を利用して、レーザ溶接により小型の試料に硬化部を導入し、き裂先端近傍の塑性拘束を高めることにより、大型試験片に近い破壊じん性値を得る試験方法が提案されている[62]。

火力発電プラント配管に使用される低合金耐熱鋼では、溶接熱影響部の細粒域においてクリープ破壊を生じる Type IV 損傷が、問題となっている[63-65]。実溶接部が受ける熱履歴を母材に付与して細粒組織を模擬した材料のクリープ強度は、その他の組織よりも劣る[64]。また、溶接部各領域の強度や熱物性が不均質であることに起因して、熱影響部は多軸応力状態となるため、溶接部のクリープ強度を精度良く予測するには、応力多軸性を考慮する必要がある[64]。

以上の研究から共通して示されるのは、溶接金属や熱影響部などの局所強度を明らかにすることの重要性である。自動車車体に用いられる鋼板の板厚は1~2mmであり、スポット溶接部の直径は数 mm と小さい。したがって、試験規格[66, 67]に規定されている標準的寸法の試験片を採取することはできないため、全長を数 mm 以下に小型化した試験片を用いる必要がある。このような小型の試験片を用いた鉄鋼材料の強度評価に関しては、負荷が比較的容易な曲げ試験[68]や、これに類するスモールパンチ試験[69, 70]（板状試験片の外周を固定して、中央へ集中荷重を負荷）が報告されている。しかし、曲げ試験では応力・ひずみ分布を生じるため、引張強度（応力-ひずみ関係）を評価できないなどの問題点がある。これに対して、軸力試験は、試験片断面内における応力・ひずみを均一にできるが、試験片寸法が小さい場合、ひずみを精度良く求めるのが難しいこと[71]、圧縮荷重により座屈を生じやすいため材料の基本特性である引張-圧縮疲労強度を評価するのが難しいこと、などの問題点があり、軸力負荷条件下でスポット溶接部の局所強度を評価した例は少ない[72]。

1.5 本論文の構成

本研究の目的は、試験技術上の困難を克服して小型試験片の軸力負荷による引張試験方法と疲労試験方法を考案し、スポット溶接部の局所強度を評価すること、および、それらの局所強度とスポット溶接継手強度の関連性を定量的に明らかにすること、である。

2章では、小型試験片の引張試験方法を用いて、スポット溶接部各領域の局所引張強度を評価する。また、スポット溶接引張せん断単純試験片を対象に、静的試験とこれを模擬した有限要素法（Finite Element Method, 以下 FEM）による弾塑性解析（局所引張強度を使用）を実施し、変形挙動を明らかにするとともに、スポット溶接部の破壊強度と破壊形態に及ぼす局所引張強度の影響を検討する。

3章では、小型試験片の疲労試験方法を用いて、スポット溶接部の疲労破壊起点である熱影響部の局所疲労強度を評価する。また、スポット溶接引張せん断単純試験片を対象に、疲労試験とこれを模擬した FEM 弾塑性解析を実施して、破壊形態や破壊起点の応力状態を明らかにするとともに、スポット溶接部の疲労強度に及ぼす局所疲労強度の影響を検討する。

4章では、前章までのアプローチを、単純試験片と形状の異なる特殊な試験片（対向カップ型試験片）に適用して、試験片形状と鋼板材質がスポット溶接部の疲労強度に及ぼす影響を検討する。まず、高張力鋼板を対象に対向カップ型試験片を初めて作製して疲労試験を実施し、高張力鋼板の疲労強度が軟鋼板よりも優れる場合があることを示す。次に、局所引張強度を用いた FEM 弾塑性解析を実施し、応力・ひずみ状態を単純試験片と比較することにより、試験片形状と鋼板材質の影響を説明できることを示す。

5章では、2章から4章で得られた結果を総括する。

第1章の参考文献

- [1] 田中 誠, 工藤千丈, 井浦孝男, 年鑑(2) 自動車と法規, 自動車技術, **63-8** (2009), pp.8-17.
- [2] WorldAutoSteel of World Steel Association 編 (WorldAutoSteel 日本委員会 訳), スーパー鉄鋼「先進ハイテン」(2009), 文藝春秋.
- [3] 中西栄三郎, 自動車の軽量化と接合技術, 溶接学会論文集, **23-1** (2005), pp.151-156.
- [4] 櫻井健夫, 自動車パネルのアルミ化動向, 神戸製鋼技報, **57-2** (2007), pp.45-50.
- [5] 岡本篤樹, 当社の自動車用薄板製品と利用技術, 住友金属, **48-4** (1996), pp.14-21.
- [6] 高橋 学, 自動車用高強度鋼板の開発, 新日鉄技報, **378** (2003), pp.2-6.
- [7] 田中 靖, 藤田 栄, 車体軽量化技術を支える自動車用高張力鋼板製造技術に関する展望, JFE 技報, **16** (2007), pp.1-5.
- [8] 日本鉄鋼協会 自動車用材料共同調査研究会 編, ハイテンハンドブック (2008).
- [9] 内原正人, 自動車用薄鋼板の高エネルギー溶接技術, 溶接学会誌, **77-8** (2008), pp.722-730.
- [10] 小嶋啓達, 熱処理を用いた薄鋼板部品の強化技術, 塑性と加工, **46-534** (2005), pp.595-599.
- [11] 新版接合技術総覧編集委員会 編, 新版接合技術総覧 (1994), 産業技術サービスセンター.
- [12] Uchihara, M., Fukui, K., Tailored Blanks of High Strength Steels - Comparison of Welding Processes -, *Welding in the World*, **68-7/8** (2002), pp.41-48.
- [13] 須藤正俊, 野村伸吾, 溝口孝遠, 田中福輝, 高強度薄鋼板のスポット溶接性, 鉄と鋼, **68-9** (1982), pp.1411-1420.
- [14] JIS Z 3136, 抵抗スポット及びプロジェクション溶接継手のせん断試験に対する試験片寸法及び試験方法, 日本工業規格.
- [15] JIS Z 3137, 抵抗スポット及びプロジェクション溶接継手の十字引張試験に対する試験片寸法及び試験方法, 日本工業規格.
- [16] JIS Z 3138, スポット溶接継手の疲れ試験方法, 日本工業規格.
- [17] Pollard, B., Spot Welding Characteristics of HSLA Steel for Automotive Applications, *Welding Journal*, **53-8** (1974), pp.343s-350s.
- [18] 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, **68-9** (1982), pp.1444-1451.

- [19] 佐久間茂, 森 信幸, 藤本正男, スポット溶接継手の三次元応力解析と疲労強度推定 (引張りせん断荷重の場合), 日本機械学会論文集 (A 編), **49-445** (1983), pp.1055-1062.
- [20] Sawhill, J. M., Furr, S. T., Weldability Considerations in the Development of High-Strength Steels, *Welding Journal*, **63-7** (1984), pp.203s-212s.
- [21] 結城良治, 大平壽昭, 中務晴啓, 李 浚, スポット溶接継手の疲労強度の破壊力学的解析・評価, 日本機械学会論文集 (A 編), **51-467** (1985), pp.1772-1779.
- [22] 阿部博司, 片岡成典, 佐藤次彦, 単点引張りせん断スポット溶接継手の疲れ強さの統一的評価式, 溶接学会論文集, **4-3** (1986), pp.639-646.
- [23] 佐藤善美, 伊藤吉保, 志田朝彦, 皆川貞利, スポット溶接継手の曲げ疲労強度に及ぼす溶接条件の影響, 溶接学会論文集, **4-3** (1986), pp.646-652.
- [24] 酒井達雄, 菊地俊郎, 藤沢泰成, 十字型引張スポット溶接継手の疲労破壊に関する統計的一研究, 材料, **38-426** (1989), pp.287-293.
- [25] 李 春植, 王鞍功太郎, 原中健一郎, 篠崎正利, 北川英夫, スポット溶接部における疲労き裂進展の破壊力学的研究, 日本機械学会論文集 (A 編), **55-510** (1989), pp.231-237.
- [26] 阿部博司, 横峯達也, 中岡豊人, 佐藤次彦, 2 段繰り返し荷重下における単点スポット溶接継手の疲れ寿命について - 軟鋼と高張力鋼の場合の比較 -, 溶接学会論文集, **11-2** (1993), pp.313-320.
- [27] 樺沢真事, 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, **14-4** (1996), pp.754-761.
- [28] Henrysson, H. -F., Abdulwahab, F., Josefson, B. L., Fermér, M., Residual Stresses in Resistance Spot Welds: Finite Element Simulations, X-Ray Measurements and Influence on Fatigue Behaviour, *Welding in the World*, **43-1** (1999), pp.55-63.
- [29] 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, **17-4** (1999), pp.553-560.
- [30] Zhou, S., Hu, S. J., Zhang, H., Critical Specimen Sizes for Tensile-Shear Testing of Steel Sheets, *Welding Journal*, **78-9** (1999), pp.305s-313s.
- [31] Chao, Y. J., Ultimate Strength and Failure Mechanism of Resistance Spot Weld Subjected

- to Tensile, Shear, or Combined Tensile/Shear Loads, *Journal of Engineering Materials and Technology*, **125** (2000), pp.125-132.
- [32] Deng, X., Chen, W., Shi, G., Three-Dimensional Finite Element Analysis of the Mechanical Behavior of Spot Weld, *Finite Elements in Analysis and Design*, **35** (2000), pp.17-39.
- [33] 大谷忠幸, 雀部 謙, 超微細粒高強度鋼板のスポット溶接特性, 溶接学会論文集, **21-2** (2003), pp.243-248.
- [34] Lin, S. H., Pan, J., Tyan, T., Prasad, P., A General Failure Criterion for Spot Welds under Combined Loading Conditions, *International Journal of Solids and Structures*, **40** (2003), pp.5539-5564.
- [35] 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, **378** (2003), pp.30-34.
- [36] Bae, D. H., Sohn, I. S., Hong, J. K., Assessing the Effects of Residual Stresses on the Fatigue Strength of Spot Welds, *Welding Journal*, **82-1** (2003), pp.18s-23s.
- [37] Rathbun, R. W., Matlock, D. K., Speer, J. G., Fatigue Behavior of Spot Welded High-Strength Sheet Steels, *Welding Journal*, **82-8** (2003), pp.207s-218s.
- [38] Adib, H., Gilgert, J., Pluvillage, G., Fatigue Life Prediction for Welded Spots by Volumetric Method, *International Journal of Fatigue*, **26** (2004), pp.81-94.
- [39] Gowhari-Anaraki, A. R., Hardy, S. J., Fardad, B., Spot-Welded Joints Subjected to Shear-Tension Loading. Part 1: Notch Stress and Strain Range Predictions and Estimates for Repeated Loading, *Journal of Strain Analysis*, **48-8** (2005), pp.739-754.
- [40] Lee, H., Kim, N., Lee, T. S., Overload Failure Curve and Fatigue Behavior of Spot-Welded Specimens, *Engineering Fracture Mechanics*, **72** (2005), pp.1203-1221.
- [41] Lin, S. -H., Pan, J., Wung, P., Chiang, J., A Fatigue Crack Growth Model for Spot Welds under Cyclic Loading Conditions, *International Journal of Fatigue*, **28** (2006), pp.792-803.
- [42] 東郷敬一郎, 安富 涼, 荒木弘安, 庄子和裕, 田中英敬, 薄田 茂, 島村佳伸, スポット溶接継手の疲労強度と疲労破壊機構に及ぼす鋼材強度レベルの影響, 材料, **55-12** (2006), pp.1095-1101.

- [43] Bonnen, J. J. F., Agrawal, H., Amaya, M. A., Lyengar, R. M., Kang, H. T., Khosrovaneh, A. K., Link, T. M., Shih, H. C., Walp, M., Yan, B., Fatigue of Advanced High Strength Steel Spot-Welds, *SAE paper* (2006), 2006-01-0978.
- [44] Yoda, S., Kumagai, K., Yoshikawa, M., Tsuji, J., Development of a Method to Predict the Rupture of Spot Welds in Vehicle Crash Analysis, *SAE Paper*, 2006-01-0533 (2006).
- [45] 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*, **385** (2006), pp.36-41.
- [46] 熊谷孝志, 城岡正和, 大鉢次郎, 小河俊朗, 自動車衝突解析用スポット溶接の破断モデルの開発, *自動車技術会論文集*, **38-6** (2007), pp.283-288.
- [47] Long, X., Khanna, S. K., Fatigue Properties and Failure Characterization of Spot Welded High Strength Steel Sheet, *International Journal of Fatigue*, **29** (2007), pp.879-886.
- [48] Kan, H. T., Dong, P., Hong, J. K., Fatigue Analysis of Spot Welds Using a Mesh-Insensitive Structural Stress Approach, *International Journal of Fatigue*, **29** (2007), pp.1546-1553.
- [49] Choi, B. -H., Joo, D. -H., Song, S. -H., Observation and Prediction of Fatigue Behavior of Spot Welded Joints with Triple Thin Steel Plates under Tensile-Shear Loading, *International Journal of Fatigue*, **29** (2007), pp.620-627.
- [50] Long, X., Khana, S. K., Allard, L. F., Effect of Fatigue Loading and Residual Stress on Microscopic Deformation Mechanisms in a Spot Welded Joint, *Material Science and Engineering A*, **454-455** (2007), pp.398-406.
- [51] 村上 泰, 山口信幸, 木下 伸, 林 孝雄, 恩田雄二, 590MPa 級高張力鋼板の車体への適用開発による軽量化, *自動車技術*, **53-12** (1999), pp.77-82.
- [52] 佐藤邦彦 編, 溶接強度ハンドブック (1988), 理工学社.
- [53] 佐藤邦彦, 豊田政男, 機械的性質の不連続部をふくむ材の静的引張強度に関する基礎的研究, *溶接学会誌*, **40-9** (1971), pp.885-900.
- [54] 大沢泰晴, 中野 隆, 小野芳美, 鈴木勇武, 高張力鋼管用軟質溶接継手の弾塑性挙動の評価, *日本鋼管技報*, **103** (1984), pp.82-91.
- [55] 新富達也, 竹士伊知郎, 橋本義和, 大畑 充, 望月正人, 豊田政男, 溶接 HAZ 軟化が継手強度に及ぼす影響に関する検討 - 細粒鋼溶接継手の変形ならびに強度特性に関する研究 (第1報) -, *溶接学会論文集*, **21-3** (2003), pp.397-403.

- [56] 新富達也, 竹士伊知郎, 橋本義和, 大畑 充, 望月正人, 豊田政男, 溶接 HAZ 軟化が継手強度に及ぼす影響に関する検討 — 細粒鋼溶接継手の変形ならびに強度特性に関する研究 (第3報) —, 溶接学会論文集, **21-3** (2003), pp.411-418.
- [57] 大塚昭夫, 宮田隆司, 西村誠二, 木村雅保, 馬淵宗人, 低強度鋼における延性破壊の発生に及ぼす応力三軸度の影響, 材料, **29-322** (1980), pp.717-723.
- [58] Thomson, R. D., Hancock, J. W., Ductile Failure by Void Nucleation, Growth, and Coalescence, *International Journal of Fracture*, **26** (1984), pp.99-112.
- [59] 石川信行, 遠藤 茂, 伊木 聡, 豊田政男, 大畑 充, 高強度ラインパイプ円周溶接部の延性破壊クライテリオンと歪ベース設計, 溶接学会論文集, **23-2** (2005), pp.311-318.
- [60] 南二三吉, 溶接接合教室 — 基礎を学ぶ — 第3章 溶接構造の力学と設計 3-5 破壊靱性と継手破壊強度, 溶接学会誌, **78-4** (2009), pp.283-297.
- [61] Minami, F., Toyoda, M., Thaulow, C., Hauge, M., Effect of Strength Mis-Match on Fracture Mechanical Behavior of HAZ-Notched Weld Joint, *Quarterly Journal of Japan Welding Society*, **13-4** (1995), pp.508-517.
- [62] 柳沢栄一, 村井亮介, 真鍋幸男, 藤井直正, 梶本勝也, 南二三吉, 豊田政男, 実機プラントの経年劣化度診断のための超小型試験法の提案, 溶接学会論文集, **18-4** (2000), pp.642-650.
- [63] 木村和成, 藤山一成, 石井龍一, 斎藤 潔, 改良 9Cr-1Mo 鋼部材のクリープ損傷評価 (第2報, ボイド観察による溶接継手の評価), 日本機械学会論文集 (A編), **66-647** (2000), pp.1411-1418.
- [64] 緒方隆志, 屋口正次, 2.25Cr-1Mo 鋼ボイラ溶接熱影響部の高温強度特性評価, 材料, **47-3** (1998), pp.253-259.
- [65] 平田弘征, 小川和博, フェライト系高温用鋼溶接熱影響部のクリープ強度低下現象と組織変化 — フェライト系高温用鋼の HAZ 軟化機構 (第1報) —, 溶接学会論文集, **22-1** (2004), pp.78-86.
- [66] JIS Z 2201, 金属材料引張試験片, 日本工業規格.
- [67] ASTM E 8M, Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials [Metric], *The American Society for Testing and Materials*.
- [68] Rao, G. R., Chin, B. A., Development of a Miniature-Disk Bending Fatigue Specimen,

ASTM STP 1204 (1993), pp.267-274.

- [69] Komazaki, S., Hashida, T., Shoji, T., Suzuki, K., Development of Small Punch Tests for Creep Property Measurement of Tungsten-Alloyed 9%Cr Ferritic Steels, *Journal of Testing and Evaluation*, **28-4** (2000), pp.249-256.
- [70] Toloczko, M. B., Yokokura, Y., Abe, K., Hamilton, M. L., Gatner, F. A., Kurtz, R. J., The Effect of Specimen Thickness and Grainsize on Mechanical Properties Obtained from the Shear Punch Test, *ASTM STP 1418* (2002), pp.371-379.
- [71] 福士みゆき, 宮田 寛, 村上 明, 金属薄膜試験装置の開発と疲労強度評価, 日本機械学会論文集 (A 編), **72-718** (2006), pp.880-885.
- [72] Koppenhoefer, K., Crompton, J. S., Wung, P., Measurement of Material Properties of Spot Welds, *EWI Summary Report* (2000), SR0016.

第2章

スポット溶接部の局所引張強度と溶接継手静的強度の関連性の検討

2.1 緒言

スポット溶接部の静的強度評価は、JIS Z 3136「抵抗スポット及びプロジェクション溶接継手のせん断試験に対する試験片寸法及び試験方法」に規定された引張せん断試験法を用いて行うことが多い。図 2.1 は、その試験法を模式的に示す。引張せん断試験片は、短冊形状に切り出した鋼板の一部を重ね合わせて、その中央を単点スポット溶接したものであり、スポット溶接部には、主にせん断荷重が負荷される。この負荷形態は、実車スポット溶接部のそれと必ずしも同じではないが、車体のスポット溶接部強度はせん断荷重を基準として設計されることが多いため、その強度は車体設計の重要な指標となる。

スポット溶接継手の引張せん断試験では、スポット溶接部は主として前章に示した2種類の破壊形態を呈する。一つは、スポット溶接部の外周に沿って破断するプラグ破断、もう一つは、スポット溶接部の内部を横切って破断する界面破断である。これまで、プラグ破断を対象としたスポット溶接部の静的強度評価に関する研究は多くなされており[1-10]、ナゲット径が大きいほどプラグ破断になりやすいという知見も得られている[11-14]。しかし、鋼板板厚とナゲット径が等しくても、スポット溶接継手の静

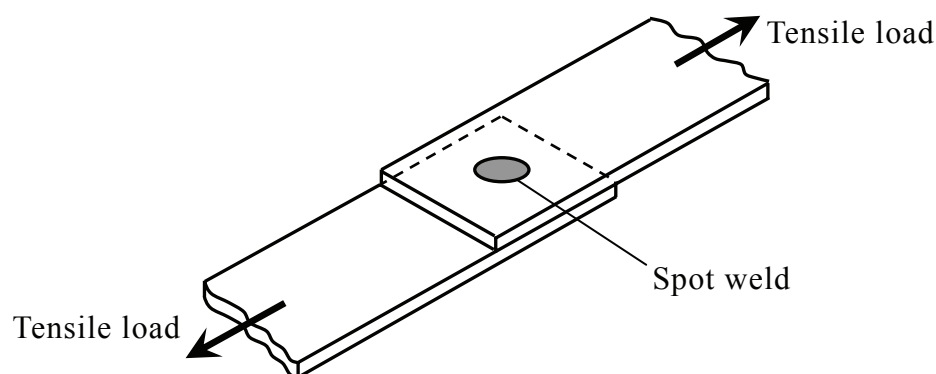


Fig.2.1 Schematic illustration of tensile-shear testing on spot welded joint.

的強度と破断形態は材料によって異なることから[14]，ナゲット径だけではなく，熱影響部やナゲットの局所引張強度も影響を及ぼすと考えられる。

そこで，本章は，小型試験片の引張試験方法を考案してスポット溶接部の局所引張強度を明らかにすること，その強度とスポット溶接部の静的強度との関連性を定量的に明らかにすること，を目的とする。

2.2 試験方法

2.2.1 供試材および試験片

供試材は，強度クラス（引張強さ）が 590MPa 級の冷延高張力鋼板（以下，590MPa 級）であり，板厚は 1.4mm である．表 2.1 はその化学成分を，表 2.2 はスポット溶接条件を，それぞれ示す．ナゲット径が大・小 2 種類となる溶接条件でスポット溶接継手を作製する．前者のナゲット径は $5.4\sqrt{t}=6.4\text{mm}$ ，後者のナゲット径は $4.4\sqrt{t}=5.2\text{mm}$ （ t は鋼板の板厚[mm]）であり，以降では，それぞれを「ナゲット径大」，「ナゲット径小」と呼ぶ．同じ電極加圧力，通電時間，保持時間（通電は無し）の下で，電流値を調整することによりナゲット径を変化させる．

Table 2.1 Chemical compositions of steel tested [mass%].

C	Si	Mn	P	S
0.094	1.38	1.50	0.012	0.002

Table 2.2 Spot welding condition.

Electrode force [N]	4310
Welding time [cycles/60Hz]*	17
Hold time [cycles/60Hz]*	30
Welding current [A]	6800 (for smaller nugget)
	8300 (for larger nugget)

* 1 [cycle/60Hz] = 1/60 [sec] = 0.017 [sec]

図 2.2 は、スポット溶接部の縦割り断面上における硬度分布を示す。ナゲット径大、ナゲット径小ともに、ナゲット内部の硬度はほぼ一定であり、その平均値は約 400 である。熱影響部に関しては、ナゲット端に近い領域（後述する HAZ 小型試験片の採取位置）の硬度はナゲットとほぼ等しく、その外側では硬度が急激に低下する。また、ナゲットと硬度の等しい領域の大きさ（約 0.5mm）、母材にかけての硬度分布形状は、ナゲット径大とナゲット径小でほぼ同じである。

図 2.3 は、ナゲット径大のスポット溶接部各部位の微視組織の光学顕微鏡写真を示す。母材の結晶粒径は、平均的には 10 数 μm 程度である。熱影響部（コロナボンド近傍）に関しては、ほぼ全面がラス状のマルテンサイト組織となっている。また、結晶粒形状が明瞭でない部分が多いが、粒径は平均的には 10 数 μm 程度と見られる。ナゲットに関しても、熱影響部と同様のラス状マルテンサイト組織であるが、凝固方向を反映した柱状様組織である。結晶粒径は最大で約 100 μm と粗大であるが、個々の結晶粒径の内部は、熱影響部と同様の微細な組織から構成されている。

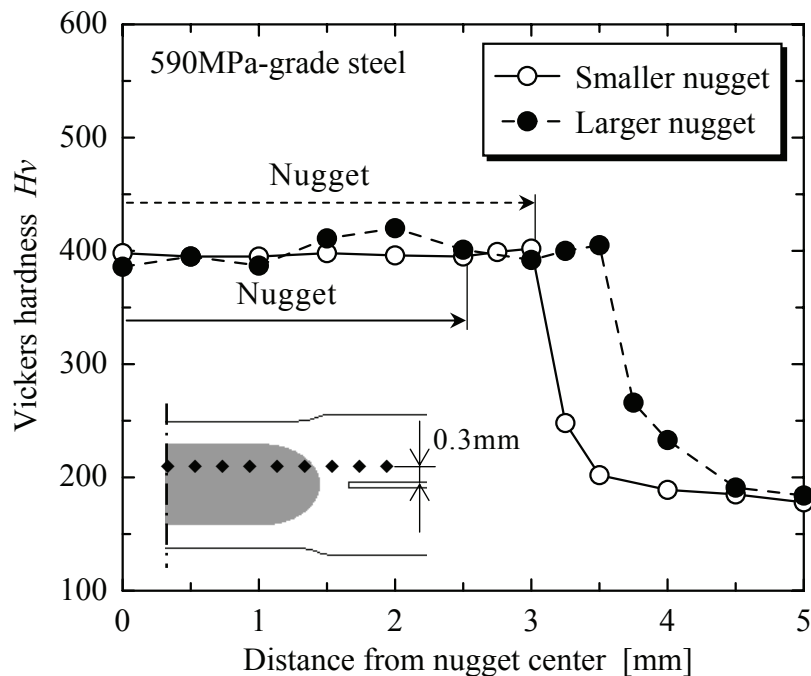
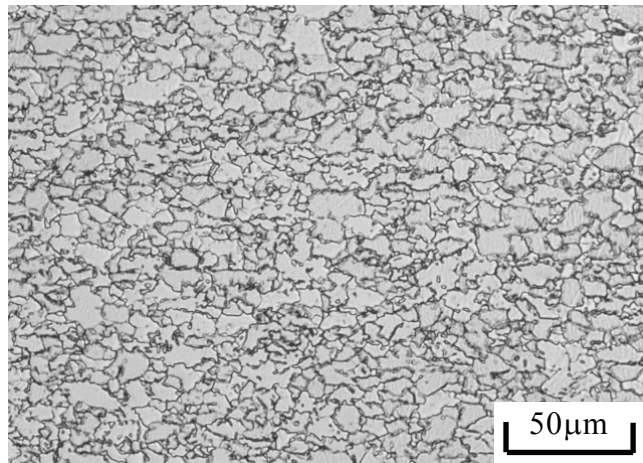
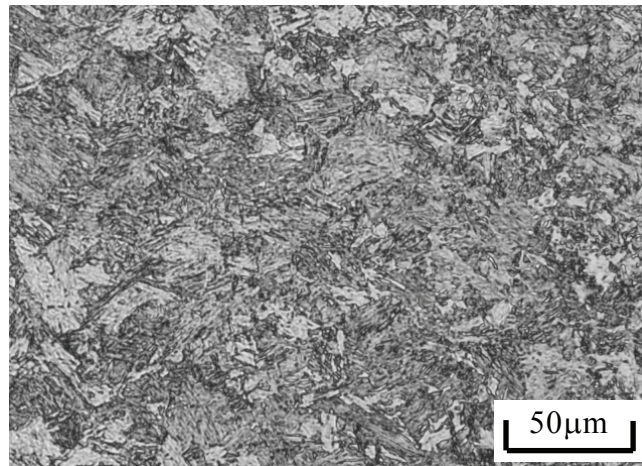


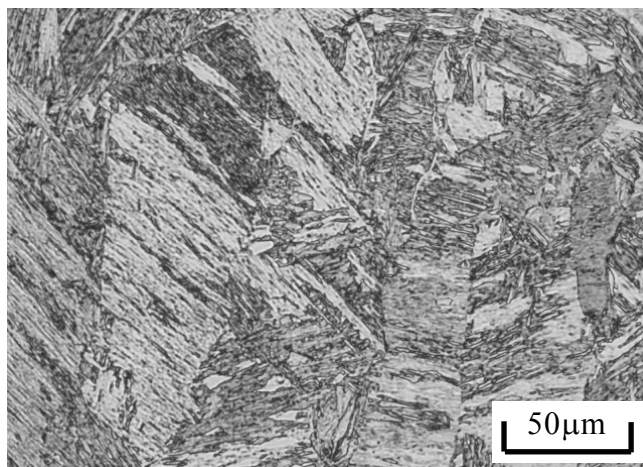
Fig.2.2 Hardness distribution in spot weld.



(a) Base metal



(b) HAZ



(c) Nugget

Fig.2.3 Microstructures in actual spot weld.

本章では、以下の2種類の試験を実施する。

(1) スポット溶接継手の引張せん断試験

図 2.4 は、スポット溶接継手引張せん断試験片の形状寸法を示す。板幅と重ね代はともに 40mm であり、JIS Z 3136 に準拠した形状寸法である。試験片を固定する際に曲げ変形が生じないようにするため、鋼板と同じ板厚のスペーサーを挟む。また、引張試験の際には、スポット溶接部をまたいで伸び計（標点間距離 50mm）を押し当て、その間隔変化を同時に測定する。

(2) 小型試験片の引張試験

図 2.5 は小型引張試験片の形状寸法を、図 2.6 はスポット溶接部の断面写真と小型引張試験片の採取位置を、それぞれ示す。スポット溶接部の板厚方向の引張強度を評価するため、試験片全長は板厚の 2 倍である 2.8mm とする。その他の寸法（試験片板厚、平行部の幅と長さなど）を図 2.5 のように設計した理由は、付録で詳述している。ナゲット径大を対象に、小型引張試験片を、ナゲットの中央、コロナボンドを含む熱影響部（以下、HAZ）およびスポット溶接部から十分に離れた位置（以下、母材）より、ワイヤカット放電加工を用いて採取する。各試験片の採取方向は、以下の通りである。

(a) 母材

試験片軸方向と鋼板板厚方向が直交するように採取する。

(b) HAZ, ナゲット

試験片軸方向と鋼板板厚方向が平行となるように採取する。

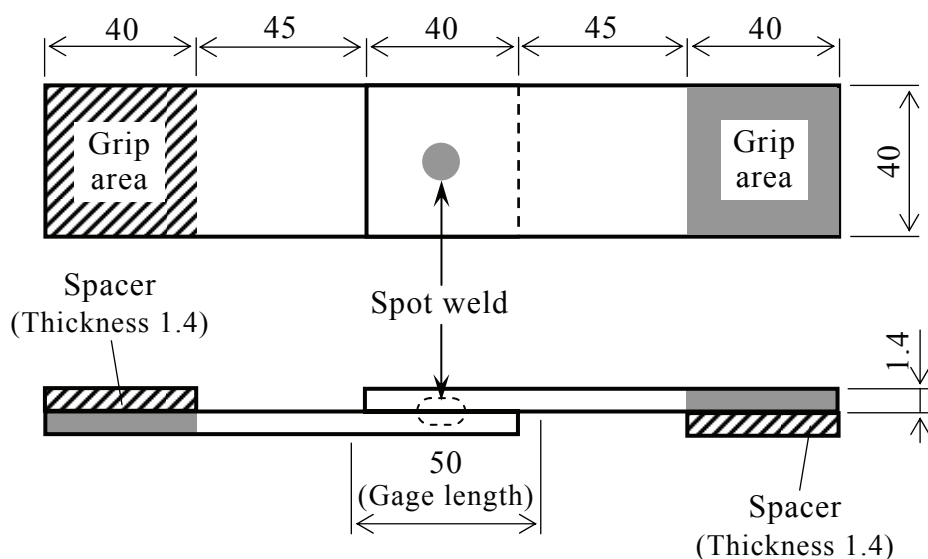


Fig.2.4 Shape and dimension of tensile-shear specimen with a spot weld (unit : mm).

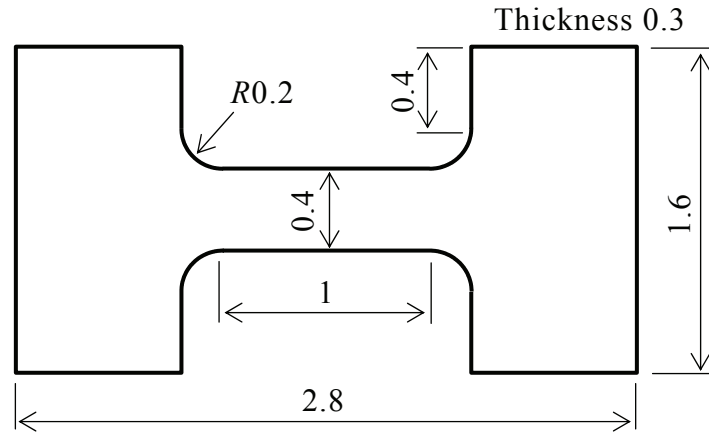


Fig.2.5 Shape and dimension of small tensile specimen (unit : mm).

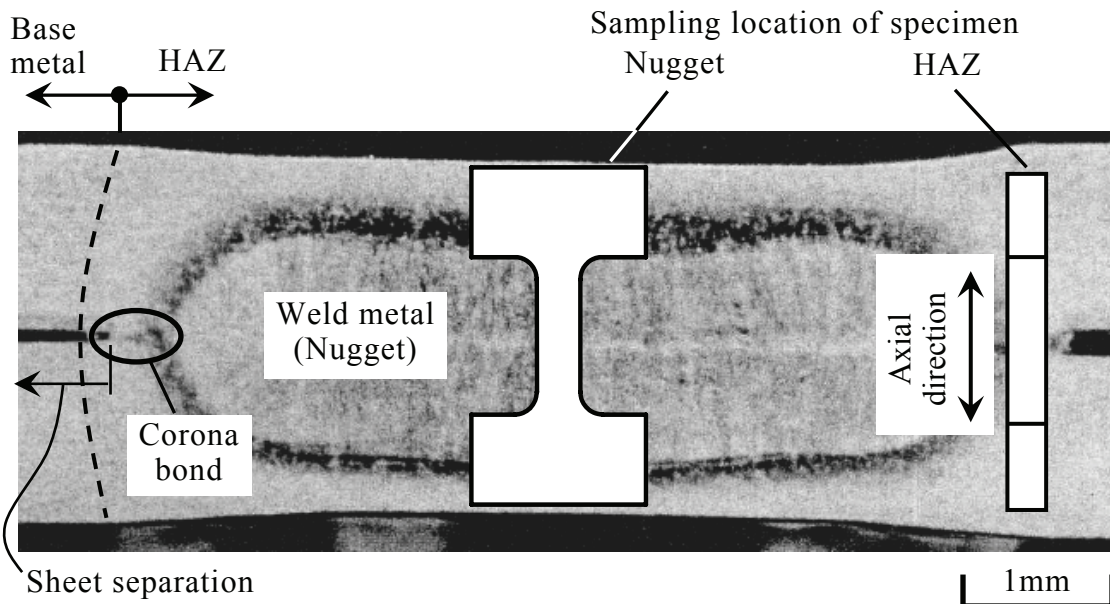


Fig.2.6 Cross section of spot weld and sampling locations of specimens.

2.2.2 試験装置および試験条件

(1) スポット溶接継手の引張せん断試験

スポット溶接継手の引張せん断試験には、インストロン社製試験機（荷重容量 150kN）を用いる。試験は、試験装置クロスヘッドの移動速度 2mm/min 一定とし、室温・大気中で実施する。

(2) 小型試験片の引張試験

小型試験片の引張試験には、MTS 社製 Tytron250 を用いる。図 2.7 は試験装置の外観を、表 2.3 は主な仕様を、それぞれ示す。クロスヘッドの移動方向は水平方向であり、駆動には DC サーボモータによる電磁力を用いている。最大荷重容量は±250N であり、

一般的な電気油圧サーボ疲労試験機（荷重容量が 5kN 以上）よりも小さい。クロスヘッド変位量を精密に測定・制御するための高分解能変位計を具備しており，その精度は $0.1\mu\text{m}$ である。以上のように，本試験装置は，低荷重・微小変位下での荷重制御試験とクロスヘッド変位制御試験を精度良く実施できる性能を有する。

試験片つかみ部の寸法が小さいため，これを挟んで摩擦力で固定する方法では，平行部に過大な曲げ・ねじり応力が負荷されて塑性変形を生じる可能性がある。そこで，試験片つかみ部を試験治具の突起に引っ掛ける方法を用いる。図 2.8 は，試験片を試験治具に固定した状態の写真を示す。試験は，試験装置クロスヘッドの移動速度 0.001mm/s 一定とし，室温・大気中で実施する。

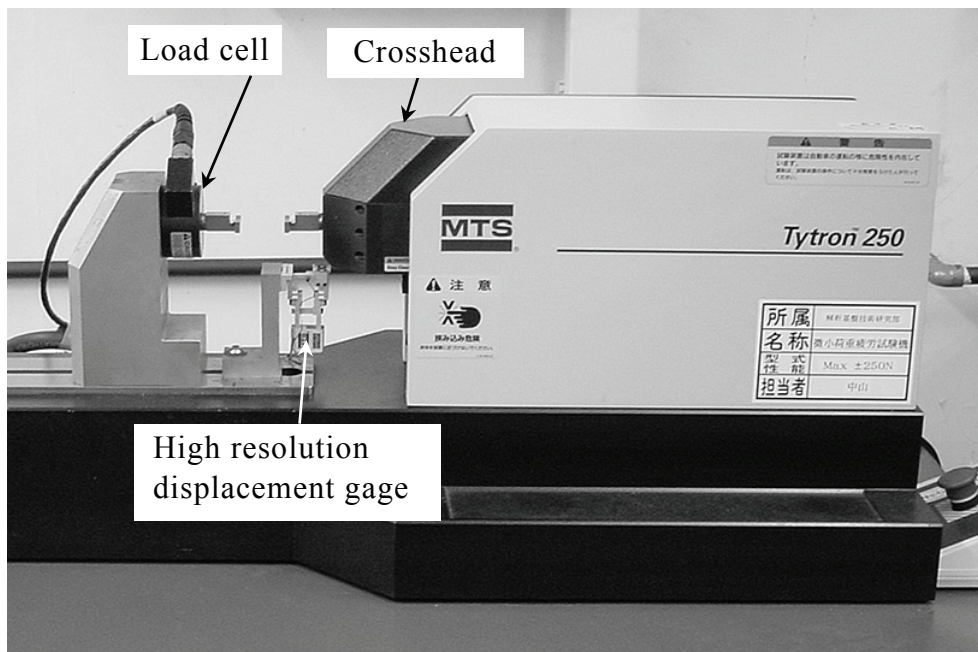


Fig.2.7 Overall view of testing machine for small specimen.

Table 2.3 Specification of testing machine for small specimen.

Orientation	Horizontal
Maximum load capacity	$\pm 250\text{ N}$
Control mode	Displacement of crosshead, force
Displacement resolution	$0.1\mu\text{m}$

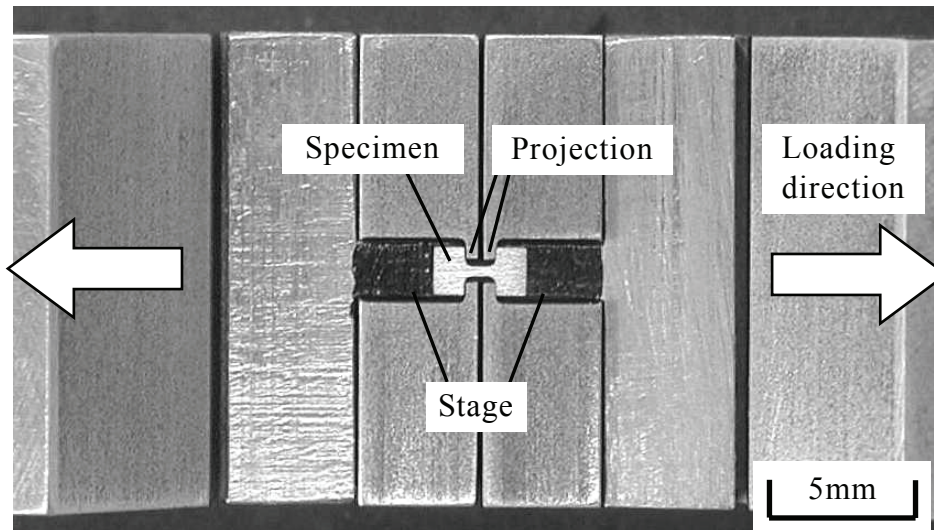


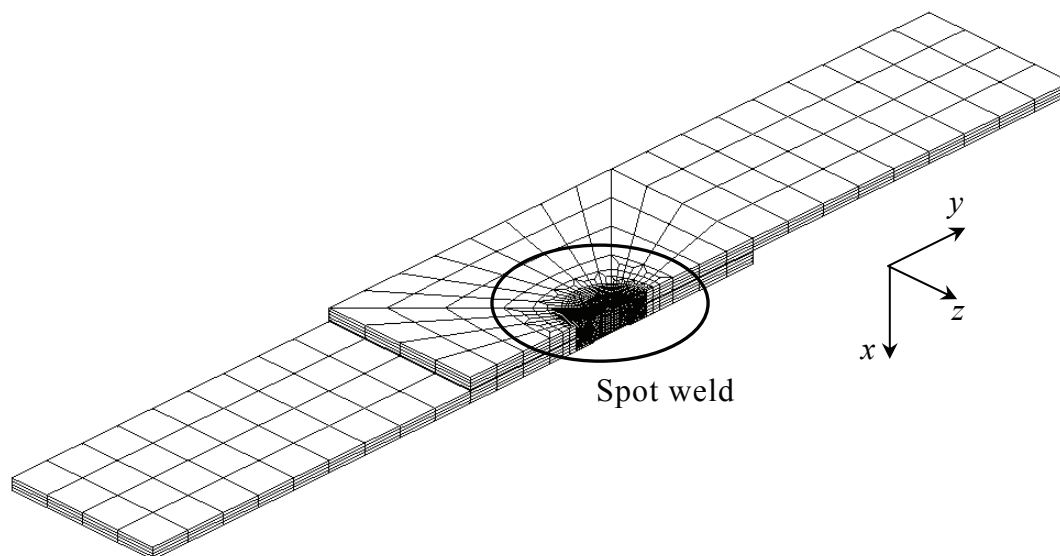
Fig.2.8 Appearance of small tensile specimen and testing fixtures.

試験装置クロスヘッド変位は、試験片平行部以外の変形量を含む。そこで、後述の試験結果では、試験片平行部以外の変位量が試験荷重に比例すると仮定してクロスヘッド変位量から差し引き、これを初期平行部長さで除した、公称ひずみの推定値を示す。ただし、電子スペckル干渉法（electronic speckle pattern interferometry ; ESPI）[15, 16]を用いて試験片平行部のひずみを非接触測定し、これとひずみ推定値が良く一致することを別途確認している。電子スペckル干渉法によるひずみ測定方法、および、ひずみ推定値を用いる理由と推定方法の詳細は、付録に示す。

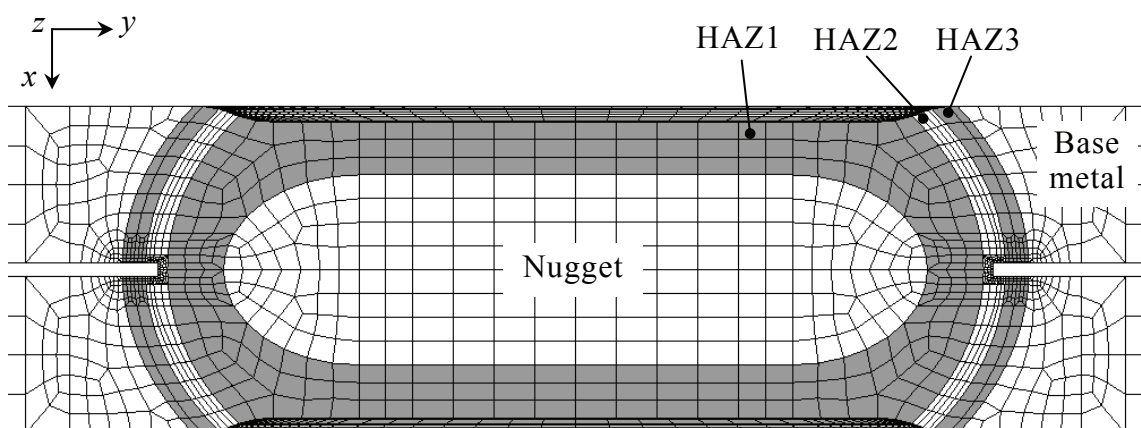
2.3 解析方法

2.3.1 解析モデル

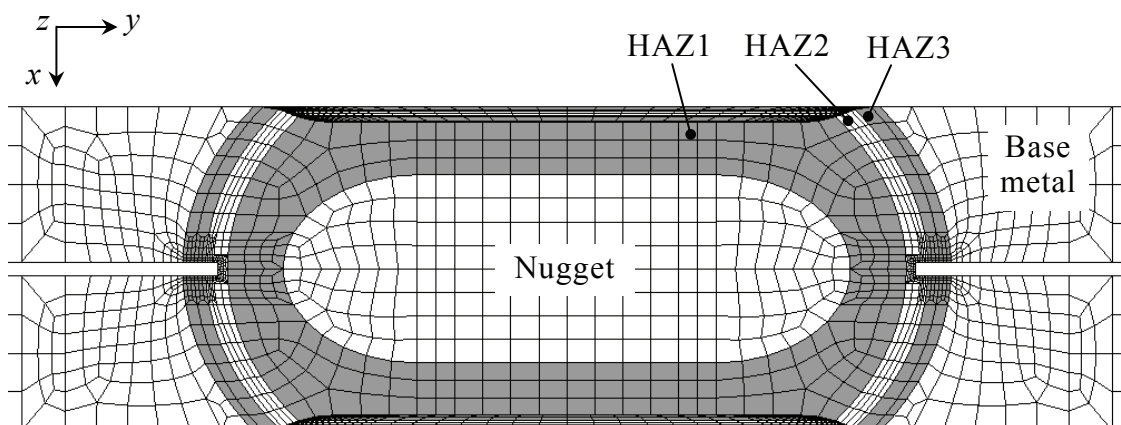
図 2.9 は、スポット溶接継手の解析モデルを示す。つかみ部を除いた部分を対象に、対称性を考慮して、試験片の 1/2 を 8 節点 6 面体要素でモデル化する。図 2.2 に示したように、熱影響部は、硬度がナゲットとほぼ等しい領域と硬度が急激に変化する領域とに大別される。後者の特性を忠実にモデル化するのは困難であることから、最も単純な近似方法として、2つの領域に等分する。以上の3つの領域を、ナゲットから近い順に、HAZ1, HAZ2 および HAZ3 と呼ぶ。変形の集中するスポット溶接部の近傍は、要素寸法を約 $15\mu\text{m}$ に細かく分割する。この最小要素寸法は、実際のスポット溶接部組織の結晶粒径にほぼ相当する。シートセパレーション先端は、HAZ2 の内部に位置する。その形状は、図 2.6 に示した実際のスポット溶接部の断面観察結果に基づいて、矩形としてモデル化する。



(a) Overall view



(b) Magnified view around spot weld (larger nugget model)



(c) Magnified view around spot weld (smaller nugget model)

Fig.2.9 Finite element models of spot welded joint.

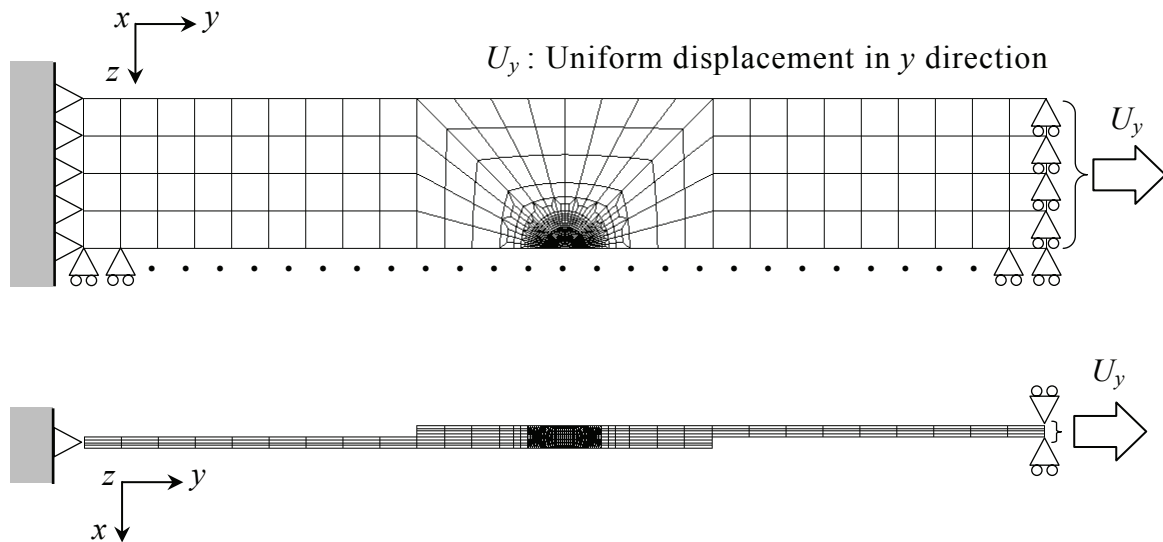


Fig.2.10 Boundary condition in the finite element analysis of spot welded joint.

図 2.10 は、解析モデルの境界条件を示す。解析モデルの一端を固定し、他端の全節点に y 方向への一様な変位 U_y を与える。解析には、汎用コード Abaqus を用い、幾何学的非線形性を考慮した有限変形弾塑性解析を実施する。本解析手法では、解析ステップ毎に要素の形状変化を考慮し、その時の節点位置による現在配置で外力と内力のつりあいを解くとともに、ひずみ増分理論を適用する。したがって、本章で対象とする大変形かつ大ひずみの解析に適している。

2.3.2 弾性係数と塑性構成関係

(1) 弾性係数

スポット溶接部の各領域は、組織や硬度が互いに大きく異なるため、弾性係数も異なる可能性がある。また、圧延組織を有する母材と、柱状様組織を有するナゲットに関しては、弾性係数に異方性を有する可能性がある。しかし、鉄鋼材料では、組織や強度が弾性係数の絶対値に及ぼす影響は比較的小さい[17]と考えられるため、本研究では、全ての領域は弾性特性に関して線形等方であると仮定する。一般的な低炭素鋼のデータ[17]に基づいて、応力と工学ひずみに関するフックの法則における縦弾性係数は 205900MPa、ポアソン比は 0.3 とする。

(2) 塑性構成関係

スポット溶接部各部位の塑性構成関係は、小型引張試験の応力-ひずみ関係から推定したものを用いる。解析ステップ毎に計算されるのは、その時の節点位置を基準とした応力とひずみであるため、塑性構成関係は真応力と対数塑性ひずみで表す必要がある。しかし、これを厳密に求める方法はないため、いくつかの仮定を置いて近似的に求める。

小型引張試験を実施する母材、HAZ1 およびナゲットについては、試験結果の公称応力 σ_N と公称ひずみ ε_N から、次式[18]を用いて真応力 σ と対数ひずみ ε を算出する。

$$\sigma = \sigma_N (1 + \varepsilon_N) \quad (2.1)$$

$$\varepsilon = \ln(1 + \varepsilon_N) \quad (2.2)$$

上式は、それぞれの応力とひずみの定義に基づいて、材料が塑性変形を受けても体積が変化しないという条件の下で導かれるものであり、試験片がネッキングを開始した（引張強さに到達した）後には適用できない。しかし、後述のように、FEM 解析にはネッキング開始以降の高ひずみ領域の応力-ひずみ関係も必要となる。そこで、ネッキング開始以降は真応力が一定になると仮定して、真応力-対数ひずみ関係を外挿する。対数塑性ひずみ ε_p は、次式を用いて求める。

$$\varepsilon_p = \varepsilon - \frac{\sigma}{E} \quad (2.3)$$

ここで、 E は縦弾性係数である。

小型引張試験を実施しない HAZ2 と HAZ3 は、母材と HAZ1 の中間的な引張強度を示すと仮定して、両者の真応力-対数塑性ひずみ関係から推定する。表 2.4 は、各領域の硬度を示す。HAZ2 と HAZ3 の硬度は、それぞれの領域の中央近傍の測定値である。HAZ2 と HAZ3 の硬度 Hv_{HAZ2} , Hv_{HAZ3} が、母材と HAZ1 の硬度 Hv_{BM} , Hv_{HAZ1} を用いて、次式の複合則で表されると仮定する。

$$Hv_{HAZi} = \alpha_{BM} \cdot Hv_{BM} + \alpha_{HAZ1} \cdot Hv_{HAZ1} \quad \text{for } i=2,3 \quad (2.4)$$

ここで、 α_{BM} は母材の含有率、 α_{HAZ1} は HAZ1 の含有率 ($=1-\alpha_{BM}$) である。表 2.5 は、 α_{BM} と α_{HAZ1} の計算結果を示す。

Table 2.4 Hardness of each region in spot weld.

Region in spot weld	Vickers hardness H_v
HAZ1	400
HAZ2 (at its center)	319
HAZ3 (at its center)	221
Base metal	180
Nugget	400

Table 2.5 Fraction of base metal and HAZ1 in HAZ2 and HAZ3.

Region	Fraction of base metal α_{BM}	Fraction of HAZ1 α_{HAZ1}
HAZ2	0.305	0.695
HAZ3	0.795	0.205

図 2.11 は、HAZ2 と HAZ3 の真応力-対数塑性ひずみ関係を推定する方法を模式的に示す。母材と HAZ1 の真応力-対数塑性ひずみ関係において、対数塑性ひずみ ε_p を 10 点程度 ($\varepsilon_p=0$ を含む) 選択し、各 ε_p に対する母材と HAZ1 の真応力 $\sigma_{BM}|_{\varepsilon_p}$ 、 $\sigma_{HAZ1}|_{\varepsilon_p}$ から、HAZ2 と HAZ3 の真応力 $\sigma_{HAZ2}|_{\varepsilon_p}$ 、 $\sigma_{HAZ3}|_{\varepsilon_p}$ を次式により計算する。

$$\sigma_{HAZi}|_{\varepsilon_p} = \alpha_{BM} \cdot \sigma_{BM}|_{\varepsilon_p} + \alpha_{HAZ1} \cdot \sigma_{HAZ1}|_{\varepsilon_p} \quad \text{for } i=2,3 \quad (2.5)$$

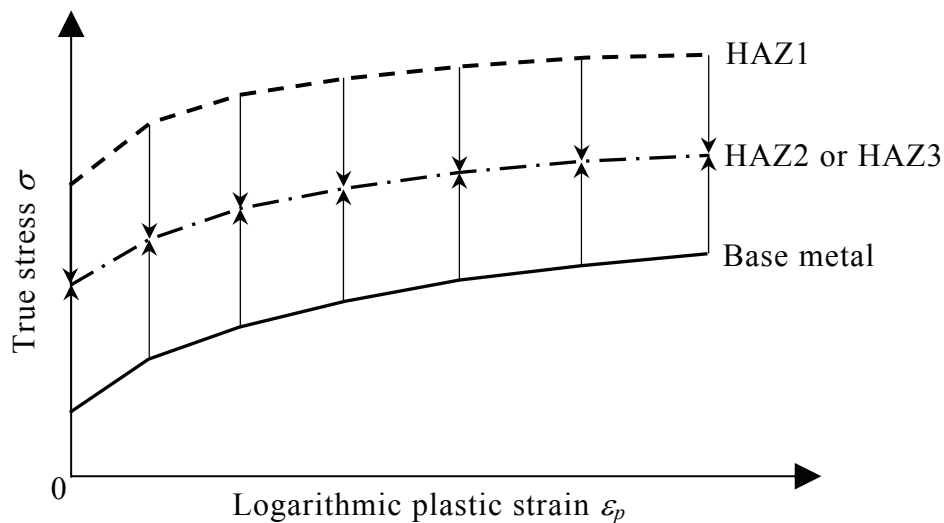


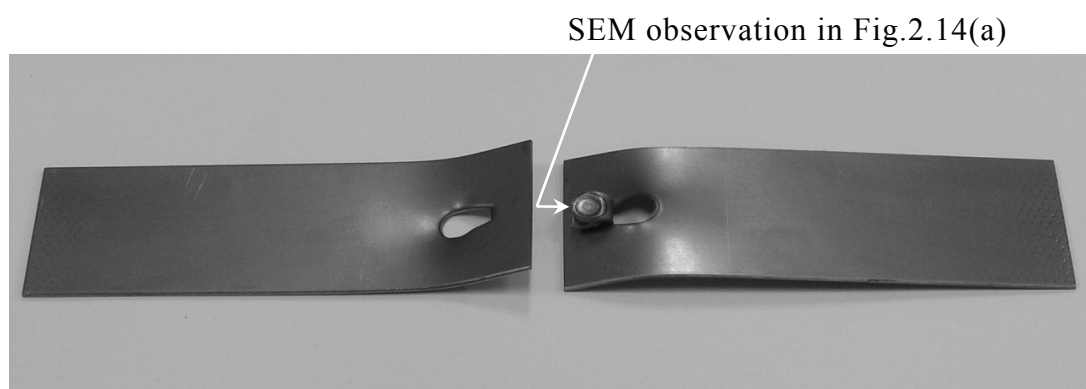
Fig.2.11 Schematic illustration of estimation method on true stress-logarithmic plastic strain relationships of HAZ2 and HAZ3 from those of base metal and HAZ1.

真応力-対数塑性ひずみ関係は、上記で選択した対数塑性ひずみとそれに対応する真応力の組を用いて、多直線で近似する。なお、FEM 解析に用いる具体的な真応力と対数塑性ひずみのデータは、2.4.2 節で示す。以上の塑性構成関係に基づいて、Mises の降伏条件、連合流れ則および等方硬化則を適用する。

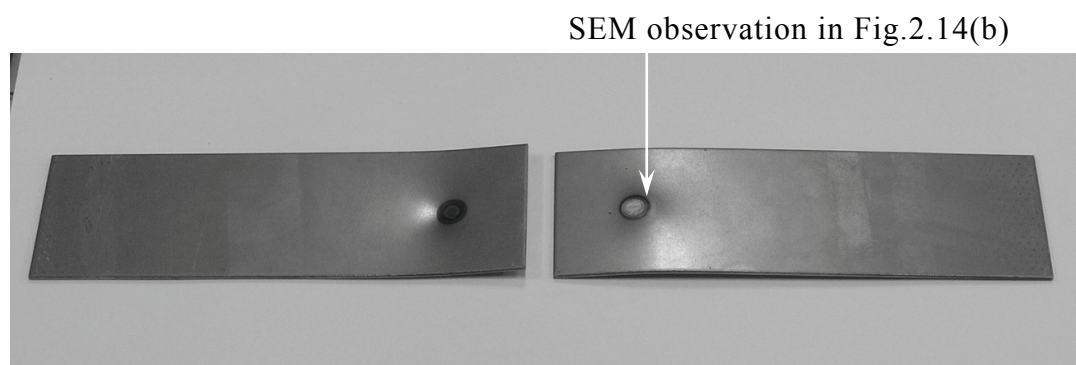
2.4 結果および考察

2.4.1 スポット溶接継手の引張せん断試験

図 2.12 は、スポット溶接継手の引張試験後の外観写真を示す。ナゲット径大はプラグ破断、ナゲット径小は界面破断を示した。いずれの試験片も、スポット溶接部近傍の鋼板は曲げ変形を生じている。これは、上下の板がナゲット中心からオフセットされており、引張変形の増加に伴ってスポット溶接部が回転するためである。



(a) Larger nugget (plug fracture)



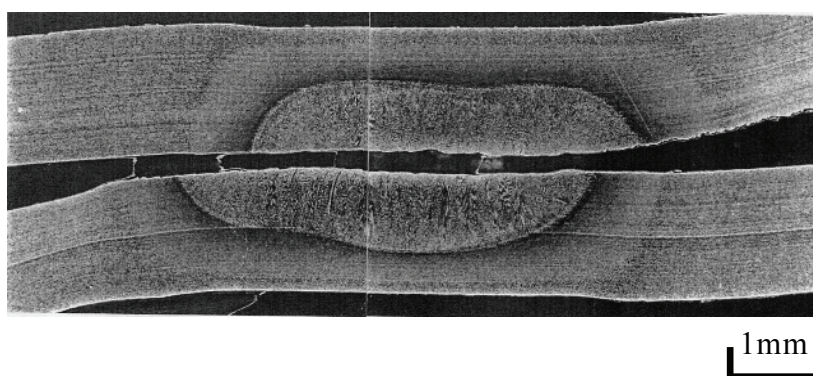
(b) Smaller nugget (interface fracture)

Fig.2.12 Appearances of spot welded tensile-shear specimen after rupture.

図 2.13 は、スポット溶接部の縦割り断面写真を示す。プラグ破断の破断位置は、母材と熱影響部の境界近傍であり、その塑性変形は大きい。一方、界面破断の破断位置は、シートセパレーション先端であり、その塑性変形は比較的小さい。



(a) Larger nugget (plug fracture)

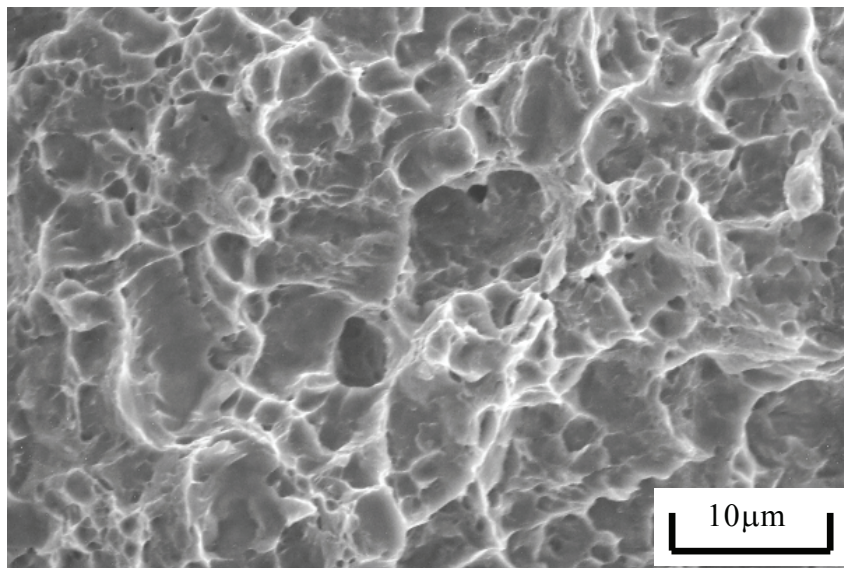


(b) Smaller nugget (interface fracture)

Fig.2.13 Cross sections of spot welded tensile-shear specimen after rupture.

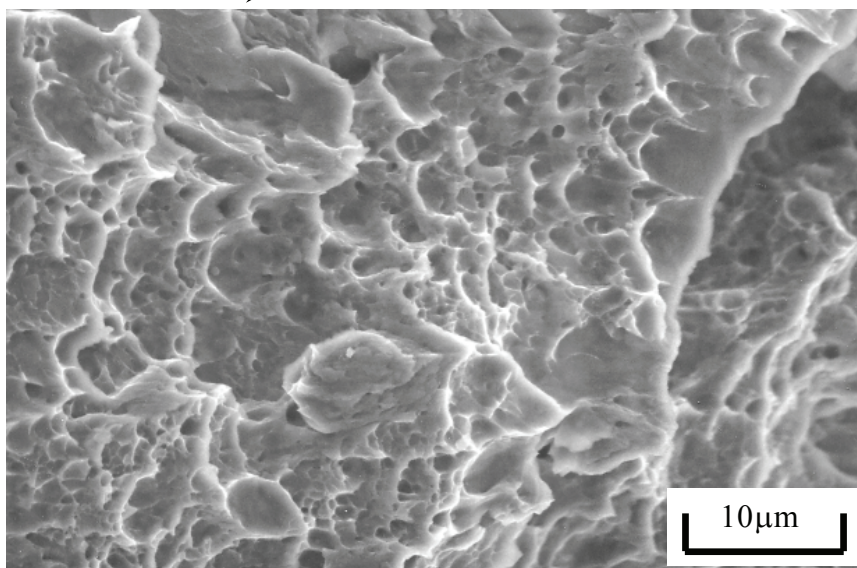
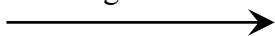
図 2.14 は、破面の走査型電子顕微鏡写真を示す。図 2.12 に示したように、観察位置は破壊起点近傍であり、負荷方向は、図 2.14(a)では紙面垂直方向、図 2.14(b)では紙面左右方向である。いずれの破面にもディンプルが存在しており、延性的に破壊したことがわかる。界面破断の場合は、ディンプルは負荷方向にやや伸長した形状となっている。

⊙ Loading direction



(a) Larger nugget (plug fracture)

Loading direction



(b) Smaller nugget (interface fracture)

Fig.2.14 Fracture surfaces of spot welded tensile-shear specimen in the vicinity of the failure initiation site.

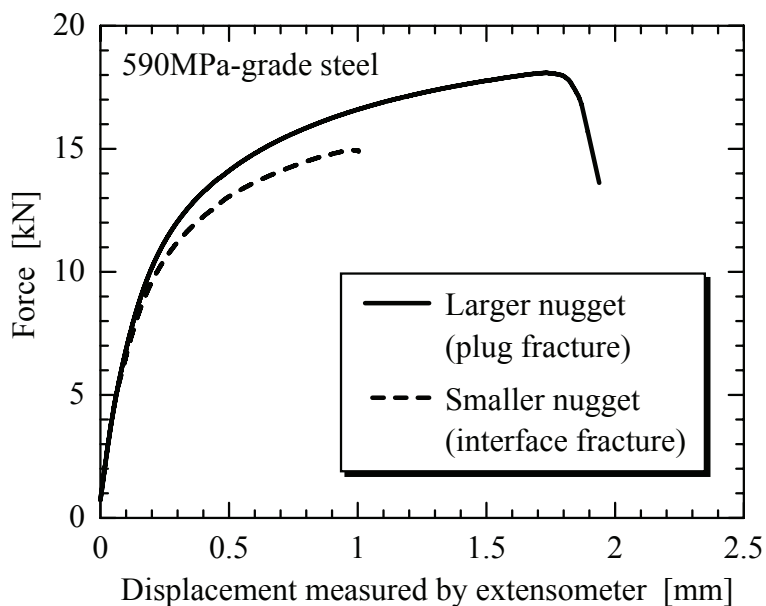


Fig.2.15 Force-displacement relationship of spot welded tensile-shear specimens.

Table 2.6 Tensile test result of spot welded tensile-shear specimens.

Specimen	Maximum force [kN]	Displacement at the maximum force [mm]*	Displacement at the rupture [mm]*
Larger nugget	18.1	1.76	1.94
Smaller nugget	15.0	0.97	1.00

* Measurements by the extensometer.

図 2.15 は、スポット溶接継手の荷重と変形量の関係を示す。横軸の変形量は、スポット溶接部をまたいで押し当てた伸び計の間隔増加量である。ナゲット径大は、最大荷重に到達した後に 5kN ほど荷重低下を示してから破断するのに対して、ナゲット径小は、最大荷重に到達した後にわずかに荷重低下を示しただけで急速に破断する。表 2.6 は、最大荷重、最大荷重時の変形量、および破断時の変形量を示す。いずれの値も、ナゲット径大の方が大きい。

2.4.2 小型試験片の引張試験

図 2.16 はスポット溶接部各部位の公称応力-公称ひずみ関係を、表 2.7 は機械的性質を、それぞれ示す。破断絞り RA は、走査型電子顕微鏡を用いて破断面を軸方向から撮影し、その写真から測定した破面の面積を基に算出した。ナゲットの引張強さは、

JIS 硬さ換算表 (SAE J 1417) による推定値 (1220MPa) に近い. HAZ とナゲットは, 母材よりも引張強さは高く, 破断伸びと破断絞り小さい. これは, 図 2.3 に示したように, 前者の組織の大部分が, 硬質なマルテンサイト組織であるためである. HAZ とナゲットは強度がほぼ等しいにもかかわらず, HAZ の方が延性は低い.

図 2.17 は, 破面の走査型電子顕微鏡写真を示す. いずれの破面にもディンプルが存在しており, 延性的に破壊したことがわかる. しかし, 母材とナゲットの破面は凹凸が大きいのに対して, HAZ の破面は比較的平坦である. この理由としては, HAZ が, 試験部に存在するコロナボンドを起点として破壊したことが考えられ, この結果, HAZ の延性はナゲットよりも低くなったと推察される. したがって, HAZ の延性は, 熱影響部そのものの延性を正確に反映していないと考えられる.

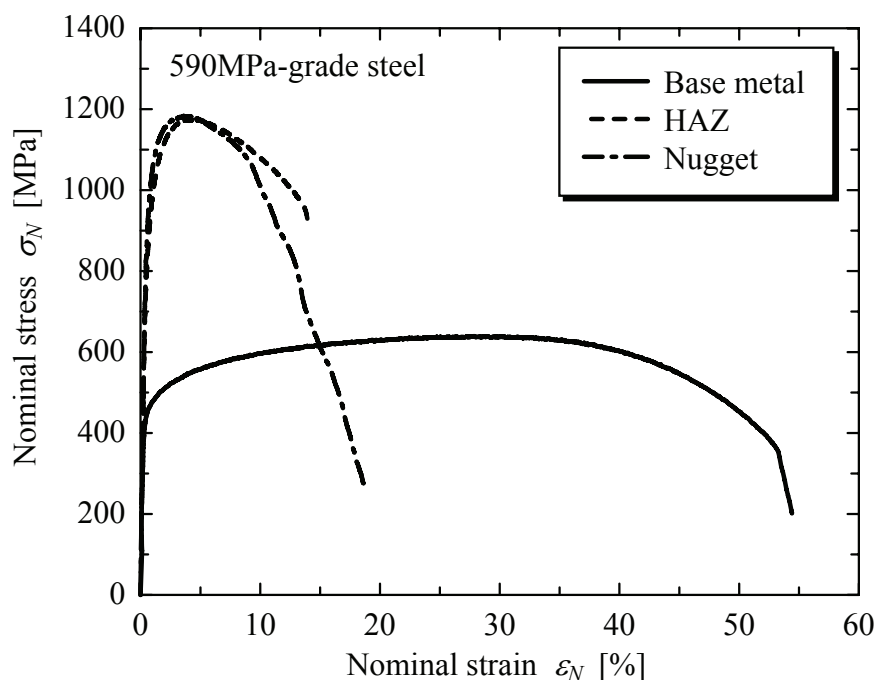
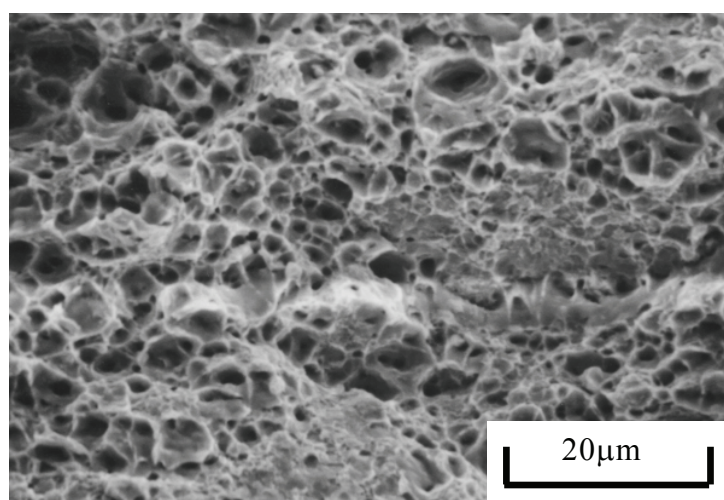


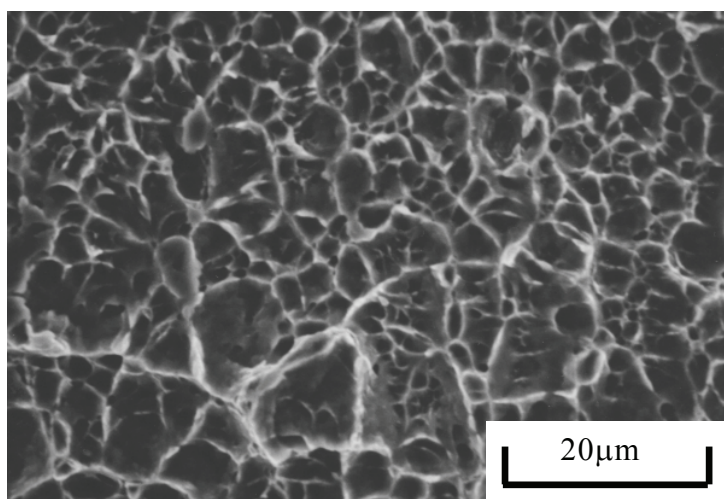
Fig.2.16 Nominal stress-nominal strain relationship of small tensile specimens.

Table 2.7 Mechanical property of small tensile specimens.

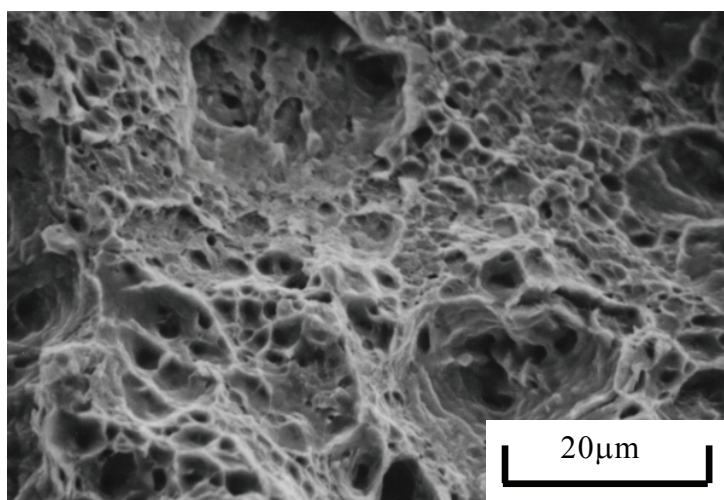
Specimen	Tensile strength σ_B [MPa]	Elongation El [%]	Reduction of area RA [%]
Base metal	639	54.4	78.1
HAZ	1175	13.9	40.3
Nugget	1184	18.7	45.8



(a) Base metal



(b) HAZ



(c) Nugget

Fig.2.17 Fracture surface of small tensile specimens after rupture.

図 2.18 は 2.3.2 節で述べた方法で推定した各領域の真応力-対数塑性ひずみ関係を、表 2.8 は各プロット点の応力とひずみの値を、それぞれ示す。先述のように、これらの真応力-対数塑性ひずみ関係は、各データの組を用いて多直線近似するとともに、さらにひずみの大きい変形領域では応力を一定値として FEM 解析に用いる。

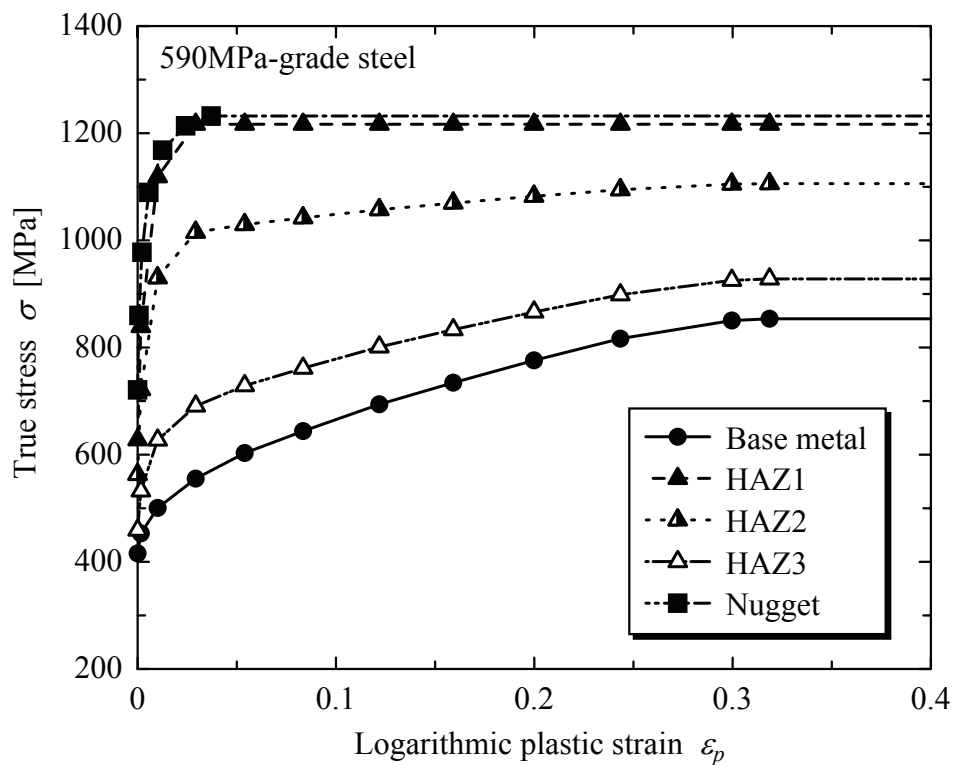


Fig.2.18 True stress-logarithmic plastic strain relationships for finite element analysis.

Table 2.8 Logarithmic plastic strain and true strain for finite element analysis.

(a) Base metal, HAZ1, HAZ2 and HAZ3

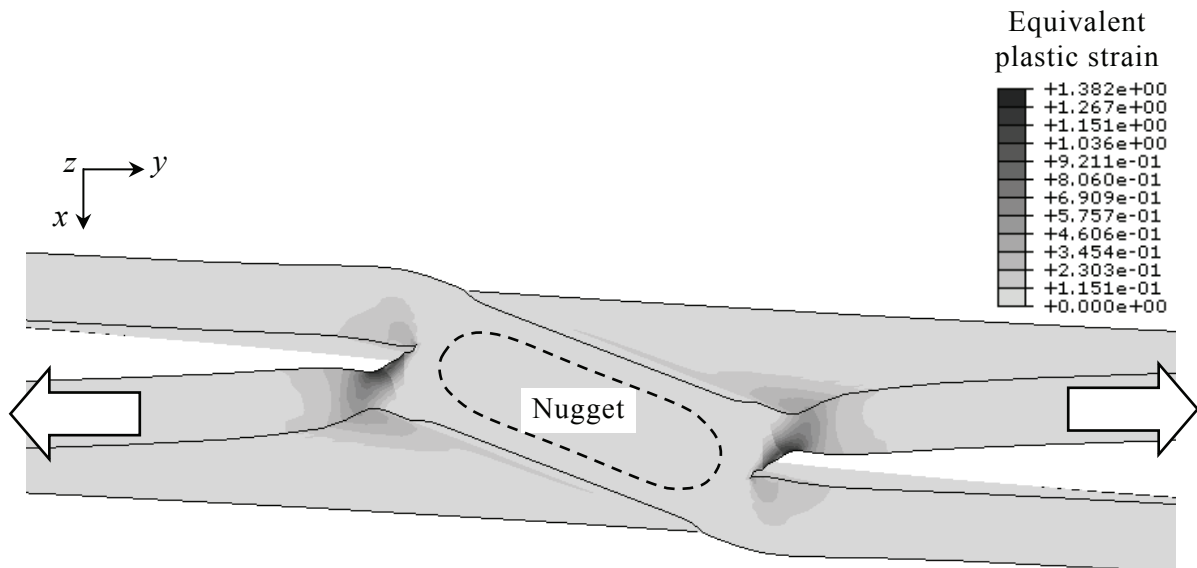
Logarithmic plastic strain ε_p [%]	True stress σ [MPa]			
	Base metal	HAZ1	HAZ2	HAZ3
0	415.7	627.8	563.1	459.2
0.2	453.1	839.3	721.5	532.3
1.0	500.6	1118.8	930.2	627.3
2.9	555.3	1216.8	1015.1	690.9
5.4	603.0	1216.8	1029.6	728.8
8.3	644.0	1216.8	1042.1	761.4
12.2	694.0	1216.8	1057.4	801.1
15.9	734.4	1216.8	1069.7	833.3
20.0	776.0	1216.8	1082.4	866.4
24.3	816.5	1216.8	1094.7	898.5
30.0	850.4	1216.8	1105.1	925.5
31.9	853.6	1216.8	1106.0	928.1

(b) Nugget

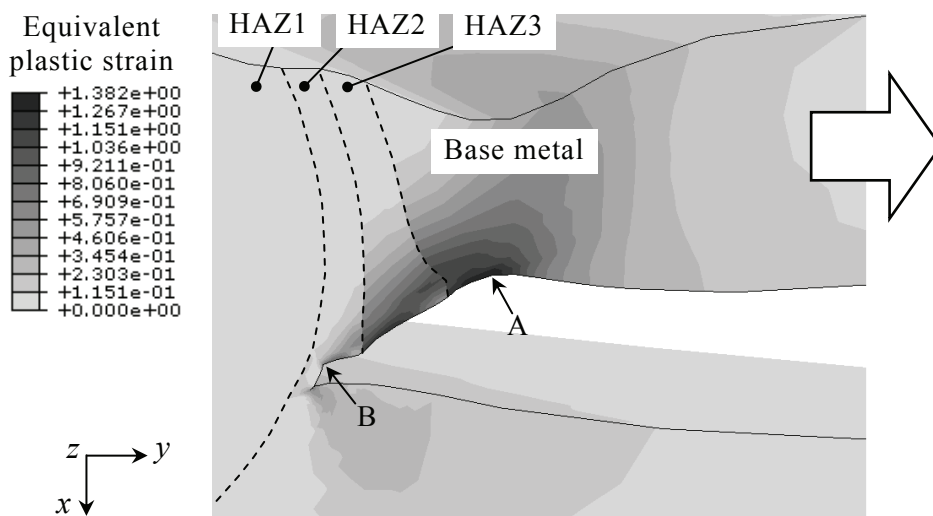
Logarithmic plastic strain ε_p [%]	True stress σ [MPa]
0	720.8
0.1	859.8
0.2	977.8
0.6	1089.5
1.3	1168.4
2.4	1213.8
3.7	1232.1

2.4.3 FEM 解析

図 2.19 は、スポット溶接継手の解析結果の例を示す。本図は、ナゲット径大モデルに変形量 $U_y=4\text{mm}$ を与えたときの相当塑性ひずみの分布を示す。この変形量は、実験においてスポット溶接継手が破断したときに近い値である。スポット溶接部は大きく回転しており、図 2.12 に示した実験における変形挙動が再現できている。また、塑性ひずみは、母材と熱影響部の境界近傍（位置 A）およびシートセパレーション先端（位置 B）に集中し、図 2.13 に示したプラグ破断および界面破断の破断位置とそれぞれ対応する。したがって、スポット溶接継手の破断形態は、A と B のいずれが先にその部位の破断クライテリオンに到達するかで決まると考えられる。



(a) Magnified view around spot weld



(b) Magnified view around edge of sheet separation

Fig.2.19 Distribution of equivalent plastic strain in the larger nugget model.

2.4.4 スポット溶接継手の静的破断強度予測

2.4.1 節と 2.4.2 節において、スポット溶接継手、小型引張試験片ともに延性的に破壊することを示した。金属材料の延性破壊の限界は、相当塑性ひずみによって決定されるとの報告[19-21]があることから、本研究でも、相当塑性ひずみの破壊クライテリオンとしての有効性を検討する。

プラグ破断、界面破断それぞれの破壊位置の小型引張試験結果から、破壊限界における相当塑性ひずみを検討する。小型引張試験片の破断絞り RA [%]から、真の破壊ひずみ ε_f は次式で求められる[22]。

$$\varepsilon_f = \ln \left\{ \frac{1}{1 - \frac{RA}{100}} \right\} \quad (2.6)$$

界面破断の起点となるシートセパレーション先端の熱影響部に関して、図 2.17 に示したように、HAZ の引張試験ではコロナボンドを起点として破壊するため、その試験結果は、熱影響部そのものの延性を正確に反映したものではないと考えられる。一方、HAZ の組織や強度はナゲットのそれに比較的近いことから、延性にも大きな差はないと仮定して、HAZ の ε_f をナゲットのそれで代用する。表 2.9 は、母材とナゲットの ε_f を示す。ここで、スポット溶接継手解析モデルの母材やナゲットと同じ真応力-対数塑性ひずみ関係を用いて、小型引張試験を模擬した 3 次元 FEM 弾塑性大変形解析（解析モデルの最小要素寸法はスポット溶接継手と等しく、結晶粒径に近い）を実施した結果、試験片平行部の最小断面積が実際の破面面積に達した時の相当塑性ひずみの最大値（ただし、要素中心における値であり、結晶粒内の平均的なひずみに相当する）は、表 2.9 に示すように ε_f と近かった。したがって、 ε_f を小型引張試験片の結晶粒単位の局所的な破壊限界における相当塑性ひずみとして取り扱う。

Table 2.9 True rupture strain of small tensile specimen.

Specimen	True rupture strain by equation (2.6) ε_f	Maximum equivalent plastic strain by FE analysis
Base metal	1.52	1.80
Nugget	0.61	0.68

延性破壊を生じる時の相当塑性ひずみは応力状態の影響を受け、応力三軸度 $\sigma_m/\bar{\sigma}$ (σ_m : 静水圧応力, $\bar{\sigma}$: 相当応力) が增大するにしたがって低下することが報告されている[19-21]. 表 2.10 は, 図 2.19 の FEM 解析結果と先述の小型引張試験を模擬した FEM 解析結果において, 相当塑性ひずみが集中する位置の要素中心における $\sigma_m/\bar{\sigma}$ を比較して示す. ここで, スポット溶接継手の $\sigma_m/\bar{\sigma}$ は, 母材では熱影響部近傍で相当塑性ひずみが最大となる要素 (図 2.19(b)の位置 A) における値を, 熱影響部ではシートセパレーション先端の角 (図 2.19(b)の位置 B) における節点を含む要素における値を, それぞれ示している. 母材ではスポット溶接継手と小型引張試験片で $\sigma_m/\bar{\sigma}$ に差があるが, 種々の材料に対する実験結果[19-21]では, 表 2.10 に示す $\sigma_m/\bar{\sigma}$ の範囲では応力状態が破壊ひずみに及ぼす影響は比較的小さいことから, 表 2.9 の ε_f を, そのままスポット溶接継手の破壊クライテリオンに適用する.

図 2.20 は, 以上の検討に基づくスポット溶接継手の破壊強度予測手順を示す. スポット溶接継手の FEM 解析により, 母材 (プラグ破断の起点に相当する, 熱影響部との境界) と熱影響部 (界面破断の起点に相当する, シートセパレーション先端) に生じる相当塑性ひずみの最大値を求め, これらを小型引張試験の破断絞りから求めた母材とナゲットの真の破壊ひずみ (破壊クライテリオン) と比較し, 先にそのクライテリオンに達した部位で, スポット溶接継手が破壊すると仮定する. 相当塑性ひずみはいずれも要素中心における値を用いるため, スポット溶接継手が結晶粒単位の局所的な破壊を生じるときの強度を予測することになる.

Table 2.10 Comparison of stress triaxiality factor between spot welded joint and small tensile specimen.

Finite element model		Stress triaxiality factor $\sigma_m/\bar{\sigma}$
Spot welded joint	Base metal (near HAZ)	0.82
	HAZ (around sheet separation edge)	0.81
Small tensile specimen	Base metal	1.15
	Nugget	0.83

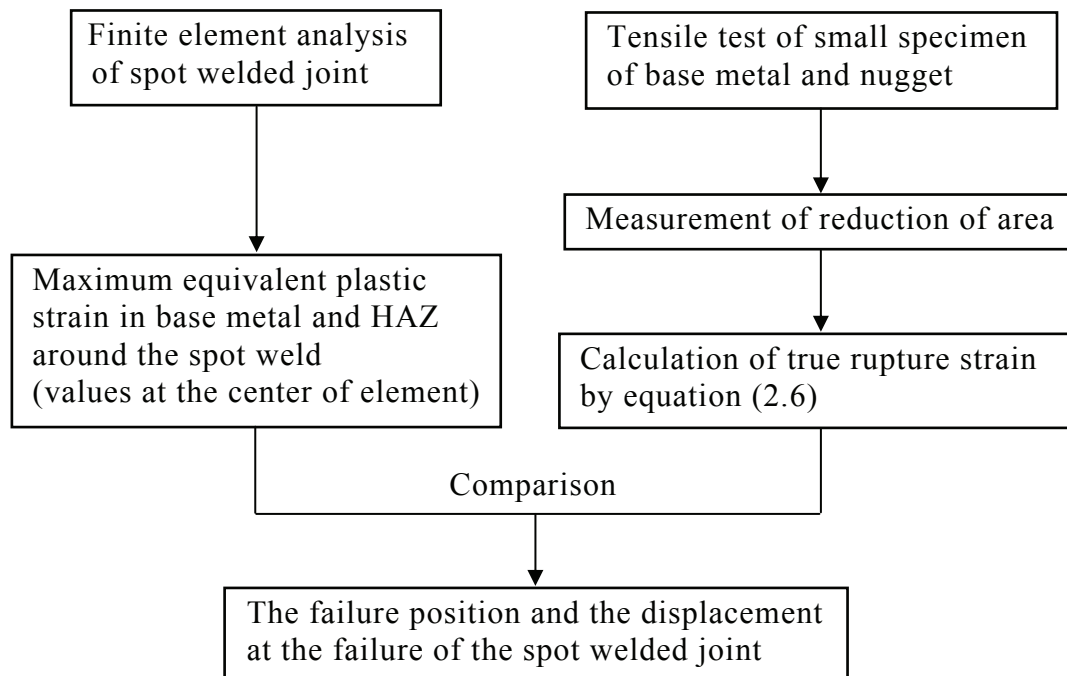


Fig.2.20 Prediction procedure of failure strength of spot welded joint.

図 2.21 は、スポット溶接継手の引張変形の増加に伴う、母材と熱影響部の最大相当塑性ひずみの変化を示す。横軸の変形量は、図 2.15 の実験結果と対応させるために、伸び計の押し当て位置に相当する 2 つの節点（初期間隔 50mm）の負荷方向に対する間隔増加量を示している。また、同図には、表 2.9 に示した母材とナゲットの破壊限界ひずみを示す。母材（実線）については、ナゲット径大とナゲット径小でひずみの増加挙動に大きな差は無いが、熱影響部（破線）については、ナゲット径小の方がひずみの増加は急峻である。これは、ナゲット径が小さいほど、熱影響部にひずみが集中しやすいことを示している。この結果、ナゲット径大では母材が先に、ナゲット径小では熱影響部が先に破壊限界ひずみに達する。

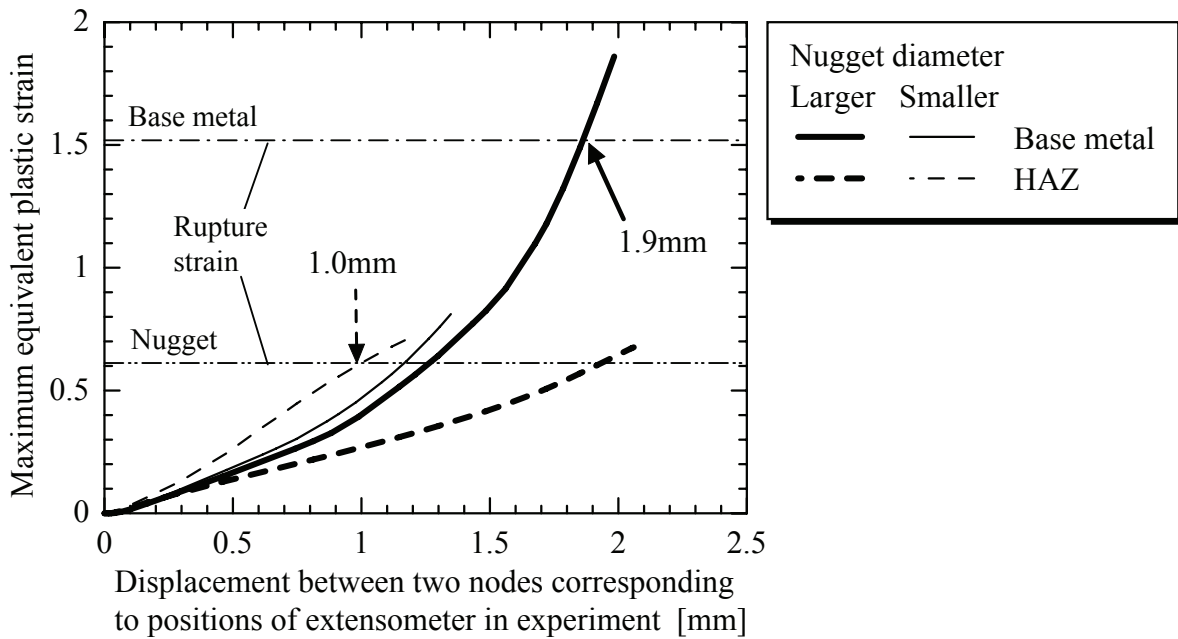


Fig.2.21 Change in maximum equivalent plastic strain of base metal and HAZ with displacement.

破壊限界ひずみに達したときの変形量は、ナゲット径大で約 1.9mm、ナゲット径小で約 1.0mm である。破壊限界ひずみへの到達は、スポット溶接継手の局所的な破壊の開始を意味するため、実際の引張試験において荷重が低下し始める（最大荷重に到達する）時期に相当すると考えられる。表 2.6 に示したように、実験における最大荷重時の変形量は、ナゲット径大で 1.73mm、ナゲット径小で 0.97mm であり、解析に基づく予測結果は実験結果と良く一致する。以上の結果は、スポット溶接継手の破断形態が、ナゲット径のみならず、破壊起点の局所引張強度により決定されることを意味する。

2.5 結言

本章では、スポット溶接部各領域（母材、熱影響部、ナゲット）の局所引張強度と溶接継手静的強度との関連性を定量的に明らかにすることを目的として、590MPa 級高張力鋼板（板厚 1.4mm）を対象に、各領域から小型試験片を採取して引張試験を実施した。また、同鋼板のスポット溶接引張せん断試験片の静的試験と、これを模擬した FEM 弾塑性解析を実施し、変形挙動を検討するとともに、破断位置と破断強度を予測した。得られた主な結果を以下に示す。

- (1) スポット溶接継手は、ナゲット径が大きい場合 ($5.4\sqrt{t}=6.4\text{mm}$, t は板厚[mm]) にプラグ破断, ナゲット径が小さい場合 ($4.4\sqrt{t}=5.2\text{mm}$) に界面破断となった. 破壊起点は, 前者では母材と熱影響部の境界近傍, 後者ではシートセパレーション先端の熱影響部であった. いずれの破壊形態でも, 破面にはディンプルが存在し, 延性的に破壊した.
- (2) 小型試験片を用いることにより, スポット溶接部各部位の引張強度を明らかにした. 熱影響部とナゲットの引張強さは母材よりも大きく, 破断伸びと破断絞りは小さい. これは, 前者の組織の大部分が硬質なマルテンサイト組織であるためである. いずれの試験片でも破面にはディンプルが存在し, 延性的に破壊した.
- (3) スポット溶接継手の FEM 解析結果において, 塑性ひずみは母材-熱影響部境界とシートセパレーション先端の 2ヶ所に集中し, それぞれ実験におけるプラグ破断と界面破断の破壊起点と対応した.
- (4) (3)の 2ヶ所の相当塑性ひずみと, 小型引張試験の破断絞りから求めた真の破壊ひずみ (破壊のクライテリオン) を比較することにより, 実験におけるスポット溶接継手の破壊位置と破壊時の変形量を精度良く予測できた. 本結果から, スポット溶接継手の破壊形態は, ナゲット径の大小のみならず, 破壊起点の局所引張強度によって決定されることを明らかにした.

第2章の参考文献

- [1] Sawhill, J. M., Furr, S. T., Weldability Considerations in the Development of High-Strength Steels, *Welding Journal*, **63-7** (1984), pp.203s-212s.
- [2] 樺沢真事, 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, **14-4** (1996), pp.754-761.
- [3] 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, **17-4** (1999), pp.553-560.
- [4] Chao, Y. J., Ultimate Strength and Failure Mechanism of Resistance Spot Weld Subjected to Tensile, Shear, or Combined Tensile/Shear Loads, *Journal of Engineering Materials and Technology*, **125** (2000), pp.125-132.
- [5] Lin, S. H., Pan, J., Tyan, W. T., Wung, P., Spot Weld Failure Loads under Combined Mode Loading Conditions, *SAE Paper*, 2001-01-0428 (2001).
- [6] 林 誠司, 熊谷孝士, 動的陽解法によるシートベルトアンカ強度解析手法の開発, 自動車技術会論文集, **32-2** (2001), pp.109-112.
- [7] Lin, S. H., Pan, J., Tyan, T., Prasad, P., A General Failure Criterion for Spot Welds under Combined Loading Conditions, *International Journal of Solids and Structures*, **40** (2003), pp.5539-5564.
- [8] Wang, J., Xia, Y., Zhou, Q., Zhang, J., Simulation of Spot Weld Pullout by Modeling Failure around Nugget, *SAE Paper*, 2006-01-0532 (2006).
- [9] Yoda, S., Kumagai, K., Yoshikawa, M., Tsuji, J., Development of a Method to Predict the Rupture of Spot Welds in Vehicle Crash Analysis, *SAE Paper*, 2006-01-0533 (2006).
- [10] Pollard, B., Spot Welding Characteristics of HSLA Steel for Automotive Applications, *Welding Journal*, **53-8** (1974), pp.343s-350s.
- [11] 須藤正俊, 野村伸吾, 溝口孝遠, 田中福輝, 高強度薄鋼板のスポット溶接性, 鉄と鋼, **68-9** (1982), pp.1411-1420.
- [12] Zhou, S., Hu, S. J., Zhang, H., Critical Specimen Sizes for Tensile-Shear Testing of Steel Sheets, *Welding Journal*, **78-9** (1999), pp.305s-313s.
- [13] Deng, X., Chen, W., Shi, G., Three-Dimensional Finite Element Analysis of the Mechanical Behavior of Spot Weld, *Finite Elements in Analysis and Design*, **35** (2000),

- pp.17-39.
- [14] 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, **385** (2006), pp.36-41.
- [15] Akiniwa, Y., Harada, S., Fukushima, Y., Dynamic Measurement of Crack Closure Behaviour of Small Fatigue Cracks by An Interferometric Strain/Displacement Gauge with a Laser Diode, *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, **14-2/3** (1991), pp.317-328.
- [16] Sharpe, W. N., Jr., Fowler, R. O., A Novel Miniature Tension Test Machine, *ASTM STP 1204* (1993), pp.386-401.
- [17] 日本機械学会編, 金属材料の弾性係数 (1980).
- [18] 吉田総仁, 弾塑性力学の基礎 (1991), 共立出版.
- [19] Thomson, R. D., Hancock, J. W., Ductile Failure by Void Nucleation, Growth, and Coalescence, *International Journal of Fracture*, **26** (1984), pp.99-112.
- [20] 大塚昭夫, 宮田隆司, 西村誠二, 木村雅保, 馬淵宗人, 低強度鋼における延性破壊の発生に及ぼす応力三軸度の影響, 材料, **29-322** (1980), pp.717-723.
- [21] 石川信行, 遠藤 茂, 伊木 聡, 豊田政男, 大畑 充, 高強度ラインパイプ円周溶接部の延性破壊クライテリオンと歪ベース設計, 溶接学会論文集, **23-2** (2005), pp.311-318.
- [22] Tetelman, A. S., McEvily, A. J., (宮本 博 訳), 構造材料の強度と破壊 1 破壊の巨視的様相と微視的様相 (1970), 培風館.

第3章

スポット溶接部の局所疲労強度と溶接継手疲労強度の関連性の検討

3.1 緒言

スポット溶接部の疲労強度評価は、JIS Z 3138「スポット溶接継手の疲れ試験方法」に規定された引張せん断試験片を用いて行うことが多い。その形状寸法は、前章の試験片と同一である。図 3.1 は、引張せん断試験片の疲労試験後の断面を模式的に示す。鋼板材質によらず、疲労き裂は、シートセパレーション先端の熱影響部で発生することが多い[1]。したがって、スポット溶接部の疲労強度は、熱影響部の局所疲労強度と強い関連を有すると考えられる。

そこで、本章は、小型試験片の疲労試験方法を考案して熱影響部の疲労強度を評価すること、その強度とスポット溶接継手疲労強度の関連性を定量的に明らかにすること、を目的とする。

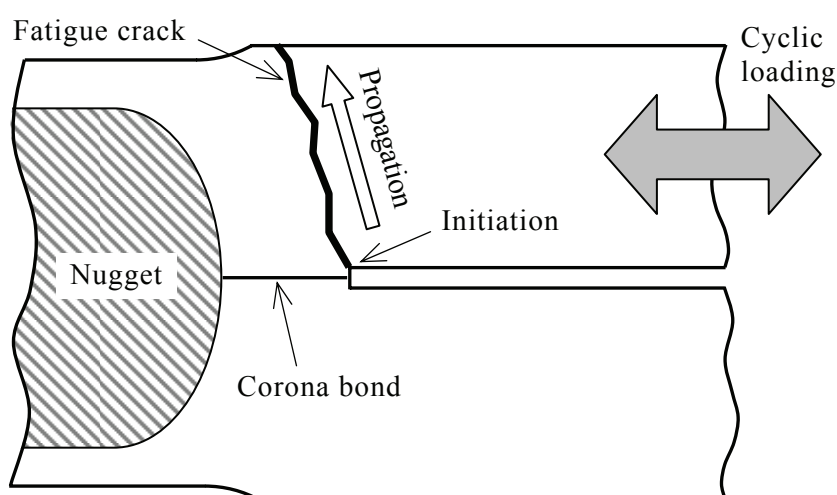


Fig.3.1 Schematic illustration of cross section of tensile-shear spot welded joint after fatigue test.

3.2 試験方法

3.2.1 供試材および試験片

供試材は、強度クラス 270MPa 級の冷延軟鋼板（低炭素鋼板．以下，270MPa 級）と，同 590MPa 級の冷延高張力鋼板（以下，590MPa 級）であり，板厚はともに 1.2mm である．表 3.1 は化学成分を，表 3.2 はスポット溶接条件を，それぞれ示す．両材料ともに，ナゲット径は $4.25\sqrt{t}=4.7\text{mm}$ (t は鋼板の板厚[mm]) である．同じ電極加圧力，通電時間，保持時間（通電は無し）の下で，両材料でナゲット径が等しくなるように電流値を調整する．

Table 3.1 Chemical compositions of steels tested [mass%].

Steel	C	Si	Mn	P	S
270MPa-grade	0.049	0.01	0.21	0.013	0.007
590MPa-grade	0.086	0.7	1.41	0.017	0.002

Table 3.2 Spot welding condition.

Electrode force [N]	3430	
Welding time [cycles/60Hz]*	14	
Hold time [cycles/60Hz]*	30	
Welding current [A]	270MPa-grade	7300
	590MPa-grade	6200

* 1 [cycle/60Hz] = 1/60 [sec] = 0.017 [sec]

図 3.2 は、スポット溶接部の縦割り断面上における硬度分布を示す。ナゲット内部の硬度はほぼ一定であり、その平均値は、270MPa 級で約 320、590MPa 級で約 380 である。両材料ともに、熱影響部ではナゲット端から約 0.5mm までの領域の硬度はナゲットとほぼ等しく、その外側では硬度が急激に低下する。ナゲットと熱影響部の硬度は、590MPa 級の方が高い。これは、590MPa 級の方が炭素量が多く、生成するマルテンサイト組織の硬度が高いためである。シートセパレーション先端近傍（スポット溶接部の中心から約 3mm の位置）の硬度は、母材とナゲットの硬度平均値にほぼ等しい。

図 3.3 は、スポット溶接部の各領域の微視組織の光学顕微鏡写真を示す。熱影響部は、シートセパレーション先端近傍の観察結果である。母材の結晶粒径は、平均的には 270MPa 級で $20\mu\text{m}$ 程度、590MPa 級で $10\mu\text{m}$ 程度であり、両材料ともにフェライト組織が主体である。熱影響部の組織は、両材料ともに溶接中心から離れるにしたがって連続的に変化している。シートセパレーション先端近傍の硬度は母材とナゲットの平均的な値であることから、フェライト組織とマルテンサイト組織の混合組織であると考えられる。ナゲットは、前章の観察結果と同様に、全面がラス状マルテンサイト組織であり、凝固方向を反映した柱状様組織である。

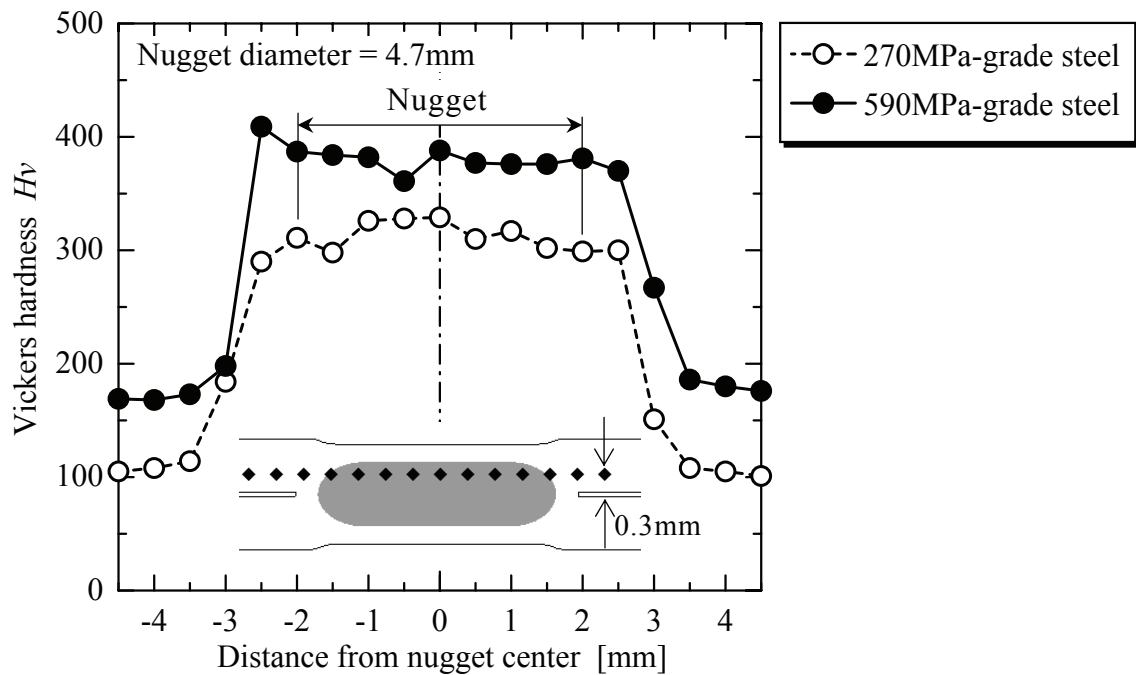


Fig.3.2 Hardness distribution in spot weld.

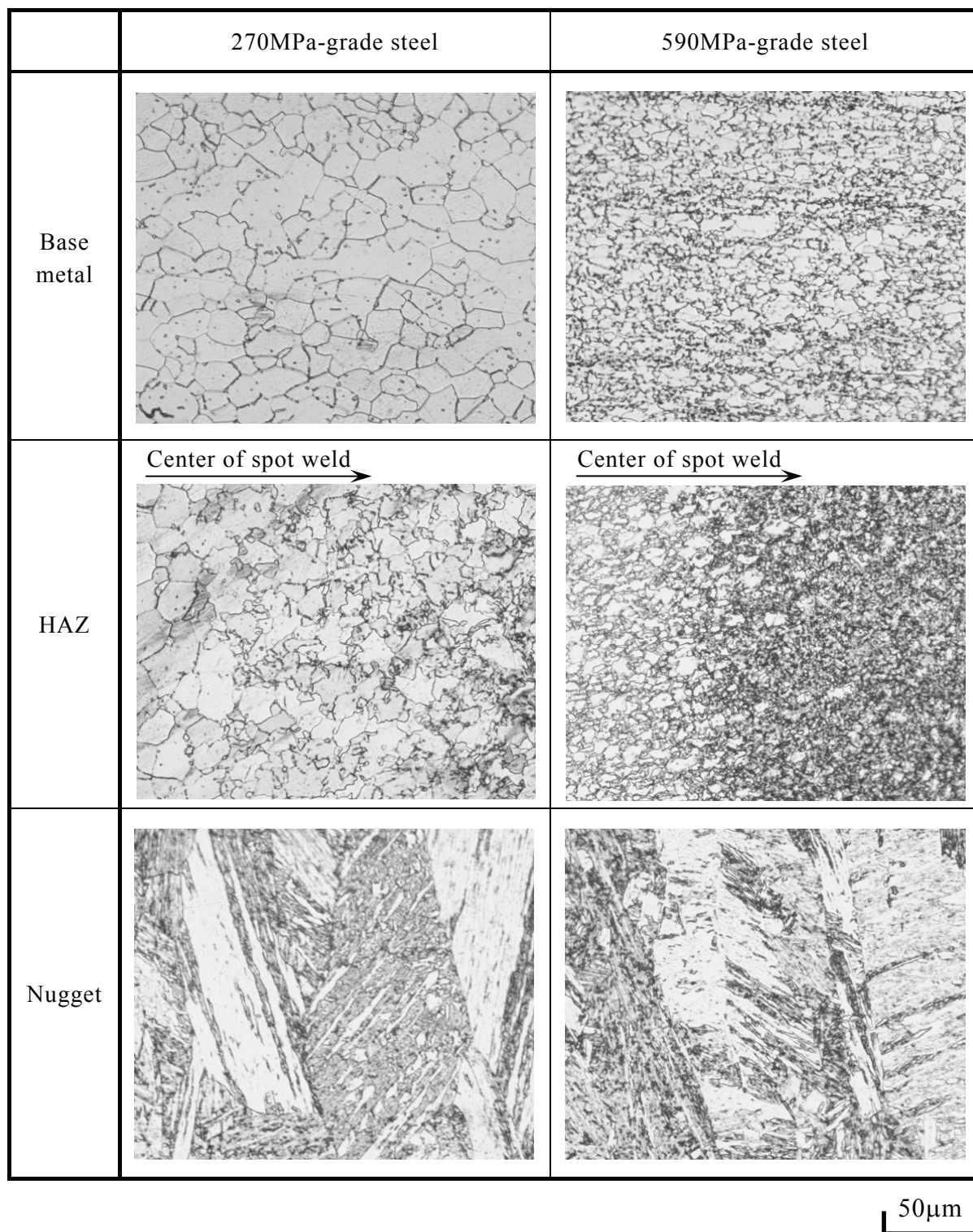


Fig.3.3 Microstructures in actual spot weld.

本章では、以下の2種類の試験を実施する。

(1) スポット溶接継手の引張せん断疲労試験

図 3.4 は、スポット溶接継手引張せん断疲労試験片の形状寸法を示す。板幅と重ね代はともに 40mm であり、JIS Z 3138 に準拠した形状寸法である。試験片を固定する際に曲げ変形が生じないようにするため、鋼板と同じ板厚のスペーサーを挟む。

(2) 小型試験片の引張試験と疲労試験

図 3.5 は、小型引張試験片と小型疲労試験片の形状寸法を示す。小型引張試験片に対して片振り引張の疲労試験を実施したところ、応力集中のため平行部とつかみ部の間の曲率部で破壊した。その応力集中係数は、試験治具突起と試験片つかみ部の接触状態（接触面積）の影響を受け[2]、これは試験荷重や供試材によって異なると考えられるため、試験毎に応力集中係数を正確に求めることは困難である。そこで、小型疲労試験片は、小型引張試験片の平行部に曲率を付与した砂時計形状とし、中央部で破壊するようにする。FEM 弾性解析により求めた試験片中央部側面（曲率底）の応力集中係数は、1.23 である。

図 3.6 は、スポット溶接部の断面写真と小型試験片の採取位置を示す。小型引張試験片は、ナゲットの中央（以下、ナゲット）、コロナボンドを含まない熱影響部（以下、HAZ）およびスポット溶接部から十分に離れた部位（以下、母材）より採取する。一方、小型疲労試験片は、スポット溶接継手の疲労破壊起点である熱影響部のみから採取する。各試験片の採取方向は、以下の通りである。

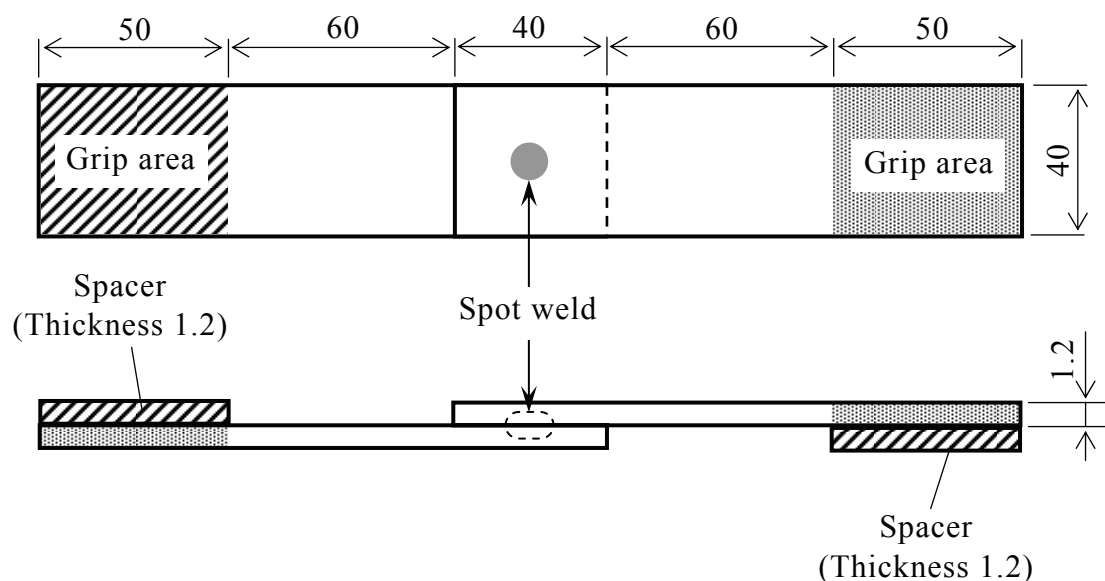
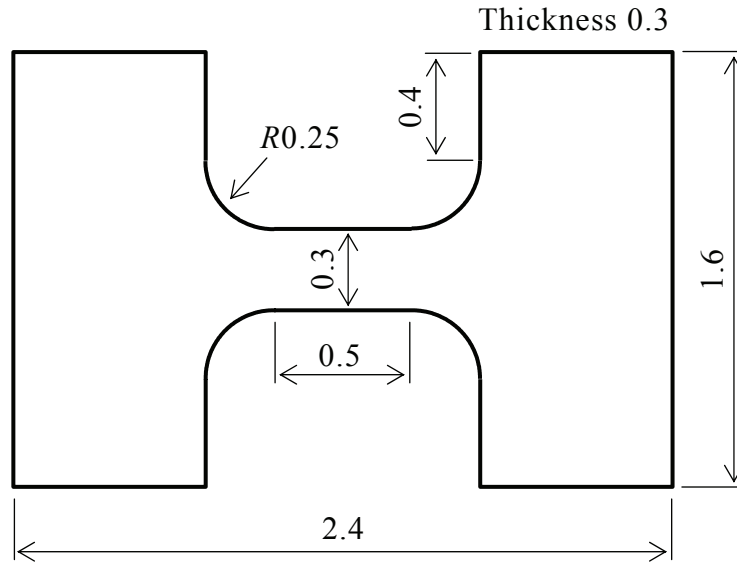
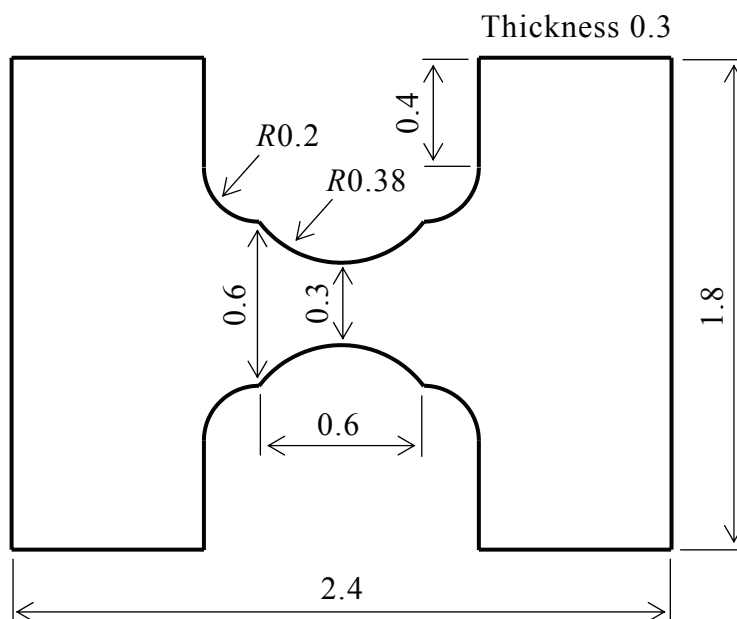


Fig.3.4 Shape and dimension of tensile-shear specimen with a spot weld (unit : mm).



(a) Tensile specimen



(b) Fatigue specimen

Fig.3.5 Shape and dimension of small specimen (unit : mm).

(a) 母材

試験片軸方向と鋼板板厚方向が直交するように採取する。

(b) ナゲット

試験片軸方向と鋼板板厚方向が平行となるように採取する。

(c) HAZ

前章では、試験片にコロナボンドが含まれると、熱影響部そのものの引張強度を正確に評価できないことを示した。そこで、コロナボンドが含まれないようにするため、試験片軸方向を鋼板板厚方向と直交させる。また、試験片中央部は、シートセパレーション先端近傍に合わせる。スポット溶接継手の疲労試験における負荷方向は、溶接部に対して半径方向であるが、小型試験片の軸方向をこれに一致させると、つかみ部と中央部の間の曲率部（半径 0.2mm）の硬度が母材とほぼ等しくなるため、この部分を起点として疲労破壊する可能性がある。そこで、試験片内部の硬度分布を小さくするために、軸方向を溶接円周方向と一致させる。

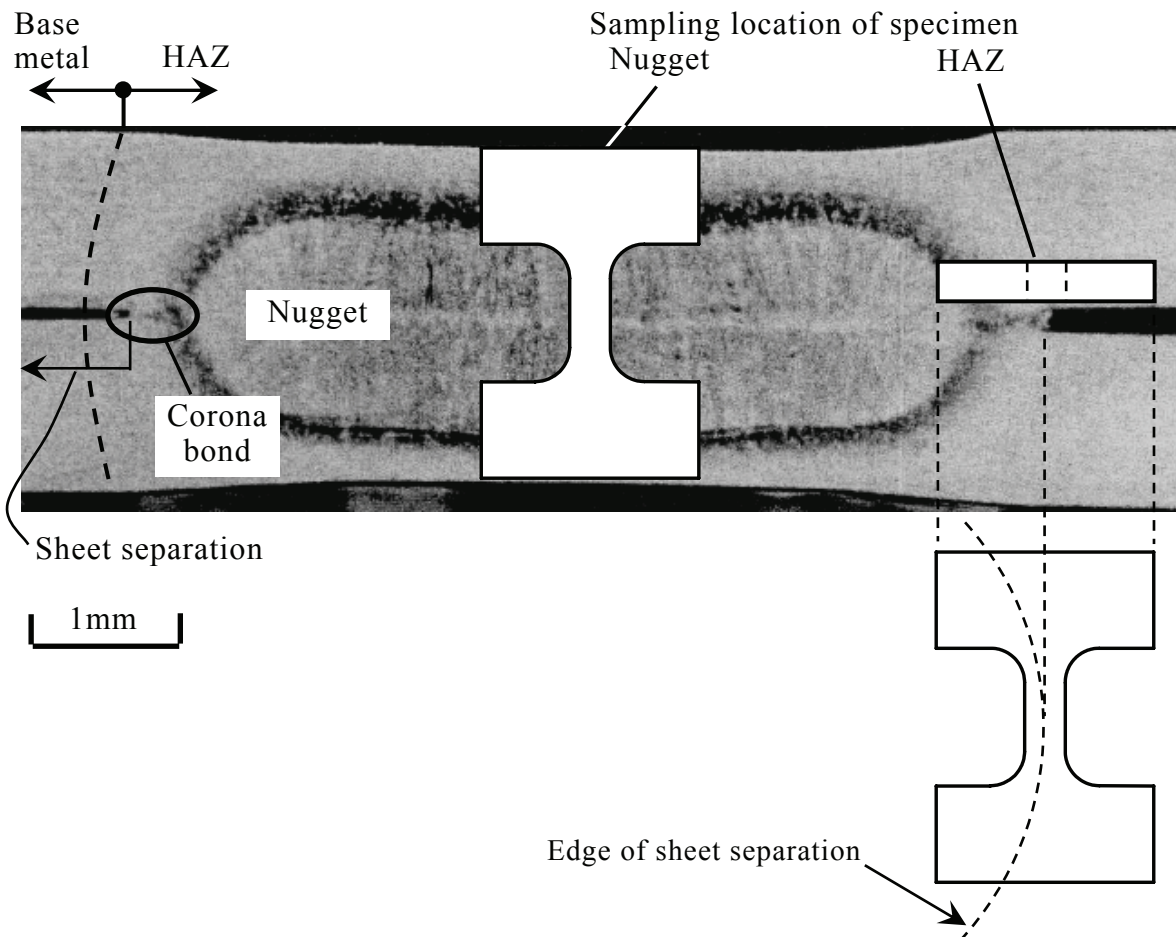


Fig.3.6 Cross section of spot weld and sampling location of small specimens.

3.2.2 試験装置および試験条件

(1) スポット溶接継手の引張せん断疲労試験

スポット溶接継手の疲労試験は、電磁共振型疲労試験機を用いて、荷重制御で室温・大気中にて実施する。荷重波形は、正弦波、周波数約 80Hz、最小最大荷重比 0.1（部分片振り引張）とする。疲労寿命 N_f [cycles] は、試験片表面の溶接部近傍において、疲労き裂が電極圧痕径と同程度の長さに進展したときの繰返し数とする。以上の試験条件と疲労寿命の定義は、JIS Z 3138 に準拠したものである。試験片が疲労破壊しない場合に試験を打ち切る繰返し数は、 1×10^7 cycles とする。

(2) 小型試験片の引張試験と疲労試験

引張試験は、試験装置クロスヘッドの移動速度 0.001mm/s 一定とし、前章に示した試験方法を用いて、室温・大気中にて実施する。前章と同様に、公称ひずみは試験装置クロスヘッドから推定した値とする。

疲労試験は、荷重制御で、室温・大気中にて実施する。図 3.7 は、疲労試験片と試験治具の外観写真を示す。試験片つかみ部を試験治具の突起に引っ掛けることに加えて、試験部と反対側からも支持することにより、圧縮負荷を実現する。また、実際の疲労試験では、さらに試験片座屈を防止するための部品を使用する。試験片を固定する過

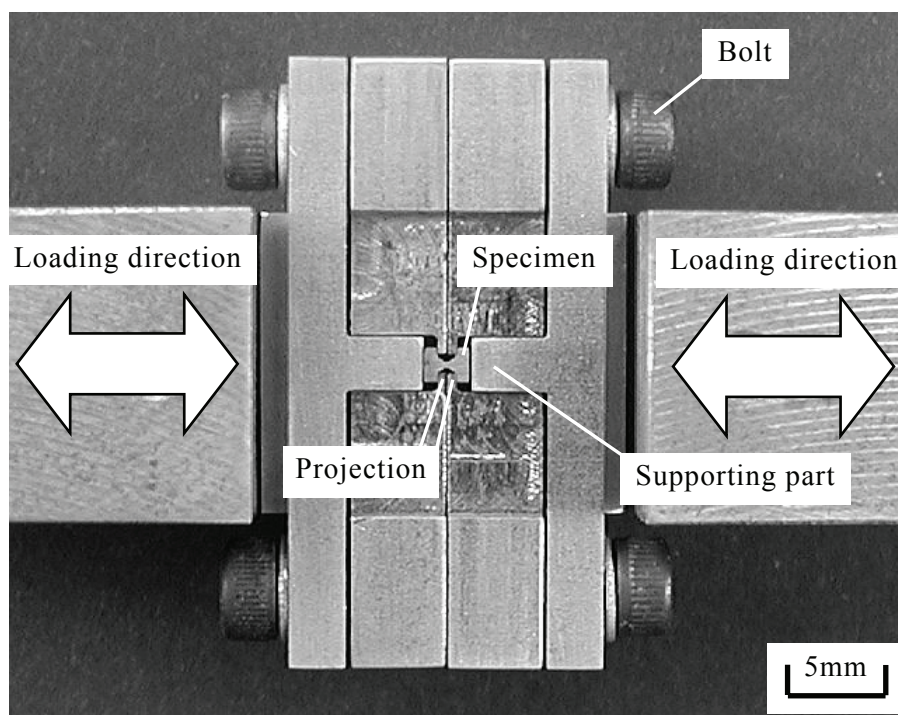


Fig.3.7 Appearance of small fatigue specimen and testing fixtures.

程では、荷重制御にて弾性応力（20～30MPa）の範囲内で引張応力を負荷したまま保持し、試験片に過大な荷重が負荷されることを防止する。座屈防止部品と試験片固定手順の詳細は、付録に示す。応力波形は、正弦波、周波数 10Hz、最小最大応力比 R は 0.1（部分片振り引張）と -1（完全両振り）の 2 種類とする。試験機性能の制限により周波数を低く設定するため、 1×10^7 cycles まで試験を実施するには多くの時間（約 12 日間）を要する。そこで、本研究では、試験片が疲労破壊しない場合に試験を打ち切る繰返し数を、 2×10^6 cycles とする。

3.3 解析方法

3.3.1 スポット溶接継手

(1) 解析モデル

図 3.8 は、スポット溶接継手の解析モデルを示す。つかみ部を除いた部分を対象に、対称性を考慮して、試験片の 1/2 を 8 節点 6 面体要素でモデル化する。270MPa 級と 590MPa 級で、同じモデル形状および要素分割を用いる。熱影響部について、シートセパレーション先端近傍よりも内側は、同一の引張強度を有する領域として取り扱う。本章の HAZ 試験片の採取位置はシートセパレーション先端近傍であるため、その引張試験結果はナゲット近傍（前章の HAZ 試験片の採取位置）とは異なる。しかし、前章の図 2.19 に示したように、シートセパレーション先端よりも内側では塑性ひずみはほとんど生じないことから、同領域全体にシートセパレーション先端近傍の引張強度を与えても、シートセパレーション先端の応力とひずみを精度良く解析できると考えられる。シートセパレーション先端よりも外側については、前章と同様に、最も単純な近似方法として 2 つの領域に等分する。以上の 3 つの領域を、ナゲットから近い順に HAZ1, HAZ2 および HAZ3 と呼ぶ。変形の集中するシートセパレーション先端近傍は、要素寸法を約 $15\mu\text{m}$ に細かく分割する。この最小要素寸法は、実際のスポット溶接部組織の結晶粒径にほぼ相当する。シートセパレーション先端は、図 3.6 に示した断面観察結果に基づいて、矩形としてモデル化する。後述のように、コロナボンドは疲労試験中に分離することから、これを模擬するために、要素集合 HAZ1 における上下鋼板の合わせ面は、二重節点を定義して分離する。その初期間隔と初期応力はゼロとする。また、負荷荷重は片振り引張であるため、二重節点は常に開口することから、上下鋼板の合わせ面間において接触は定義しない。

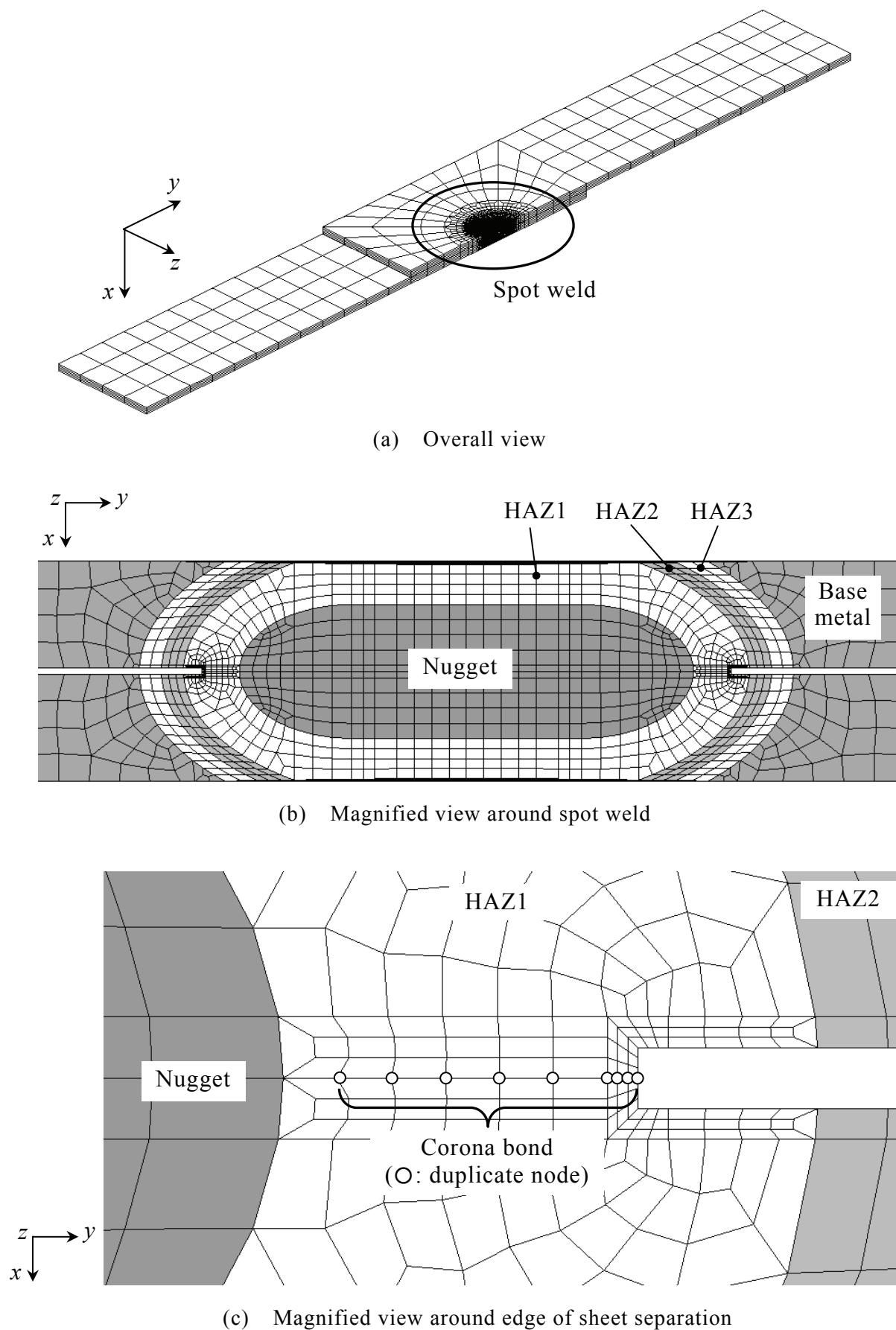


Fig.3.8 Finite element model of spot welded joint.

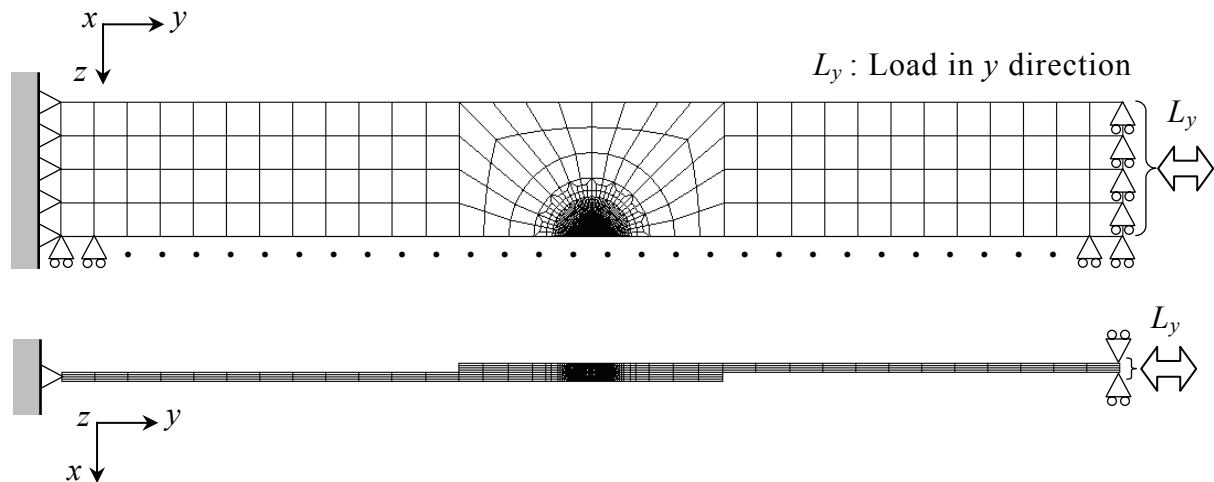


Fig.3.9 Boundary condition for finite element analysis of spot welded joint.

図 3.9 は、解析モデルの境界条件を示す。解析モデルの一端を固定し、他端の全節点に y 方向への荷重 L_y を与える。ただし、 L_y を荷重位置の全節点数で除した値を、各節点への集中荷重として均等に与える。解析には汎用コード **Abaqus** を用い、微小変形理論に基づく弾塑性解析を実施する。これは、疲労負荷による変形が小さいためである。

(2) 弾性係数と塑性構成関係

前章と同様に、スポット溶接部の各領域は弾性特性に関して線形等方であると仮定し、応力と工学ひずみに対するフックの法則の縦弾性係数は 205900MPa 、ポアソン比は 0.3 とする。

本章では、繰返し変形下の応力とひずみを解析することから、厳密には塑性構成関係として繰返し応力-ひずみ関係を用いる必要がある。しかし、図 3.8 の解析モデルを用いて弾性解析（荷重条件は、3.4.1 節に示すスポット溶接継手の 1×10^7 cycles 時間強度）を実施した結果、ひずみは最大で 0.3% 程度と比較的小さく、繰返し軟化もしくは硬化挙動が顕著に現れない変形域であると考えられる。また、スポット溶接継手の疲労試験の周波数は約 80Hz と高いため、厳密にはひずみ速度の影響を考慮する必要がある。しかし、3.4.2 節に示すように、破壊起点である熱影響部の静的強度は比較的高く、この場合、引張強度に及ぼすひずみ速度の影響は小さい[3]と考えられる。以上のことから、本研究では、小型試験片の単調・静的引張試験結果をそのまま塑性構成関係に適用する。

各領域の塑性構成関係（真応力-対数塑性ひずみ関係）は、前章と同じ方法を用いて小型引張試験結果から推定し、Mises の降伏条件を適用する。小型引張試験を実施する母材、HAZ1 およびナゲットについては、試験結果の公称応力 σ_N と公称ひずみ ε_N から、前章の式(2.1)～式(2.3)を用いて真応力 σ と対数塑性ひずみ ε_p を計算する。小型引張試験を実施しない HAZ2 と HAZ3 については、母材と HAZ1 の中間的な引張特性を示すと仮定して、両者の真応力-対数塑性ひずみ関係から推定する。表 3.3 は、各領域の硬度を示す。HAZ1 の硬度はシートセパレーション先端近傍、HAZ2 と HAZ3 の硬度は両領域の中央近傍の測定値である。HAZ2 と HAZ3 の硬度 Hv_{HAZ2} と Hv_{HAZ3} が、母材と HAZ1 の硬度 Hv_{BM} と Hv_{HAZ1} を用いて、前章の式(2.4)で表されると仮定する。表 3.4 は、母材の含有率 α_{BM} と HAZ1 の含有率 α_{HAZ1} ($=1-\alpha_{BM}$) の計算結果を示す。

Table 3.3 Hardness of each region in spot weld.

Region in spot weld	Vickers hardness Hv	
	270MPa-grade steel	590MPa-grade steel
HAZ1 (edge of sheet separation)	190	304
HAZ2 (at its center)	132	205
HAZ3 (at its center)	117	198
Base metal	105	173
Nugget	319	377

Table 3.4 Fraction of base metal and HAZ1 in HAZ2 and HAZ3.

Steel / region		Fraction of base metal α_{BM}	Fraction of HAZ1 α_{HAZ1}
270MPa-grade	HAZ2	0.682	0.318
	HAZ3	0.859	0.141
590MPa-grade	HAZ2	0.756	0.244
	HAZ3	0.809	0.191

ここで、繰返し変形下における応力とひずみの挙動を解析するためには、移動硬化則を用いる必要がある。移動硬化則は、内部状態変数である背応力 (back stress) を導入して降伏曲面の移動を表現するものであり、種々のモデル[4]が提案されているが、本研究では、定式化が容易である線形移動硬化モデル[4]を用いる。本モデルでは、降伏曲面は形状と大きさを変えずに中心が移動し、その移動量は塑性ひずみ量に比例する。その比例係数を規定するために、解析では塑性ひずみがゼロのときの降伏応力 σ_0 と、塑性ひずみがゼロ以外のときの降伏応力 σ の 2 組のデータを与える。先述のように、弾性解析結果ではひずみが最大 0.3%程度であったことから、この変形領域の応力-ひずみ関係を良く近似するために、ゼロ以外の塑性ひずみとして 0.4%を選定する。すなわち、HAZ2 と HAZ3 の真応力-塑性ひずみ関係は、母材と HAZ1 の塑性ひずみがゼロと 0.4%のときの真応力を用いて、前章の式(2.5)から求める。具体的な真応力と塑性ひずみの値は、3.4.2 節で示す。

3.3.2 残留応力

福本ら[5, 6]は、汎用 FEM コード Abaqus を用いて、スポット溶接過程を模擬する解析手法を開発した。そこで、この手法を用いて、スポット溶接後に生じる残留応力を評価する。

図 3.10 は、解析モデルを示す。電極と 2 枚の鋼板 (板厚 1.2mm) を、2 次元軸対称要素を用いてモデル化する。図 3.11 は、解析の手順を模式的に示す。スポット溶接過程を模擬するには、電氣的、熱的および機械的応答を解析する必要があるが、Abaqus ではそれらを一度に解くことができないため、解析過程を大きく二つに分ける。まず、電流供給により生じるジュール熱を、電気-熱連成解析によって求める。次に、その解析結果から得られる温度分布を境界条件として、熱-応力連成解析を実施する。さらに、その解析結果から得られる電極-鋼板間および鋼板-鋼板間の接触面積と接触圧力を境界条件として、再び電気-熱連成解析を実施する。これらの計算を、スポット溶接が終了するまで繰り返す。一連の計算過程においては、相変化 (固相-液相) と相変態 (マルテンサイト変態) を考慮するために、それらの数式モデルをプログラム (ユーザサブルーチン) 化して組み込んでいる。

解析には、表 3.2 に示した溶接条件を用いる。電極を除荷して、298K (室温に相当) まで冷却された後の応力を、残留応力とする。

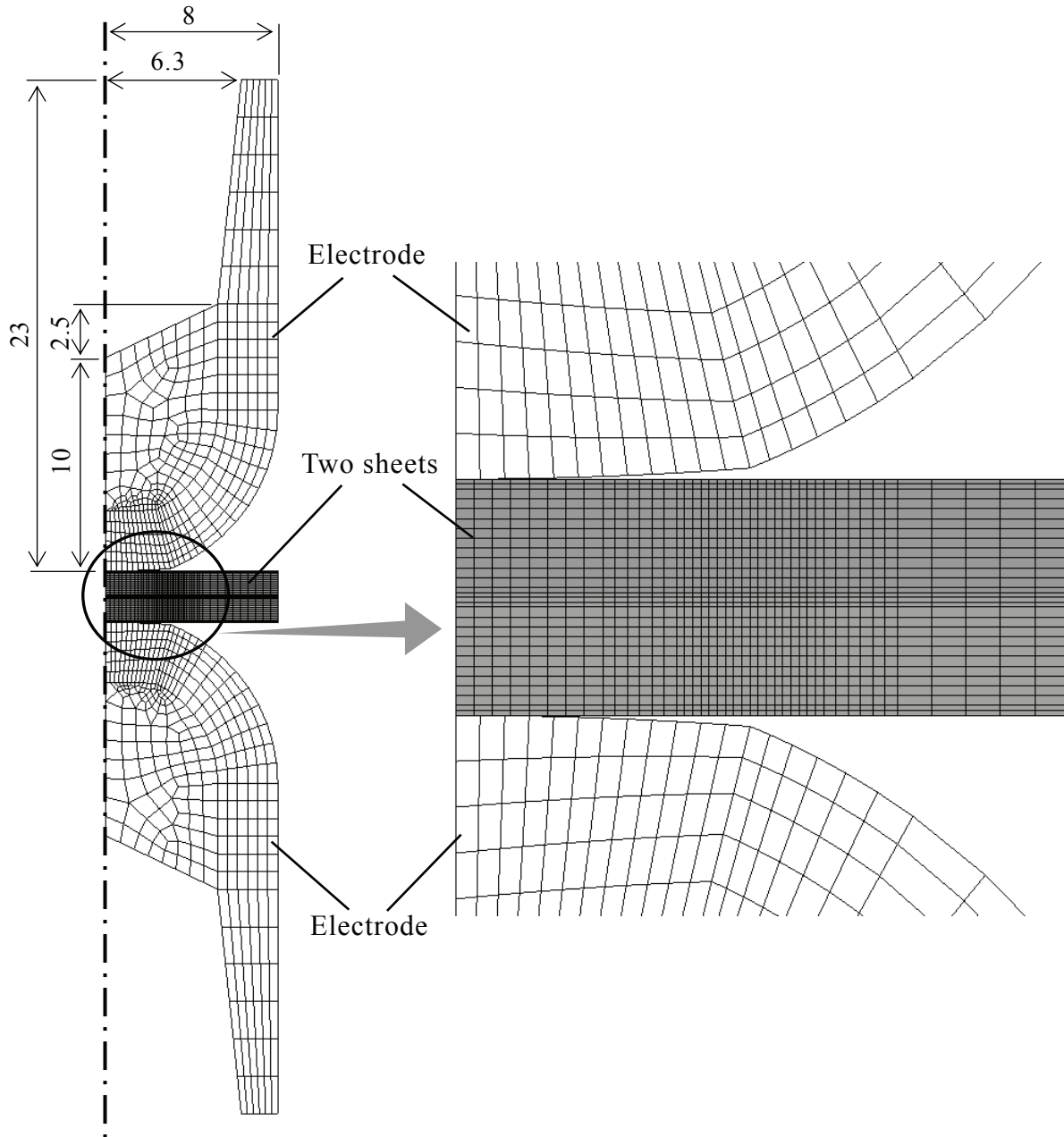


Fig.3.10 Finite element model for spot welding process simulation (unit : mm).

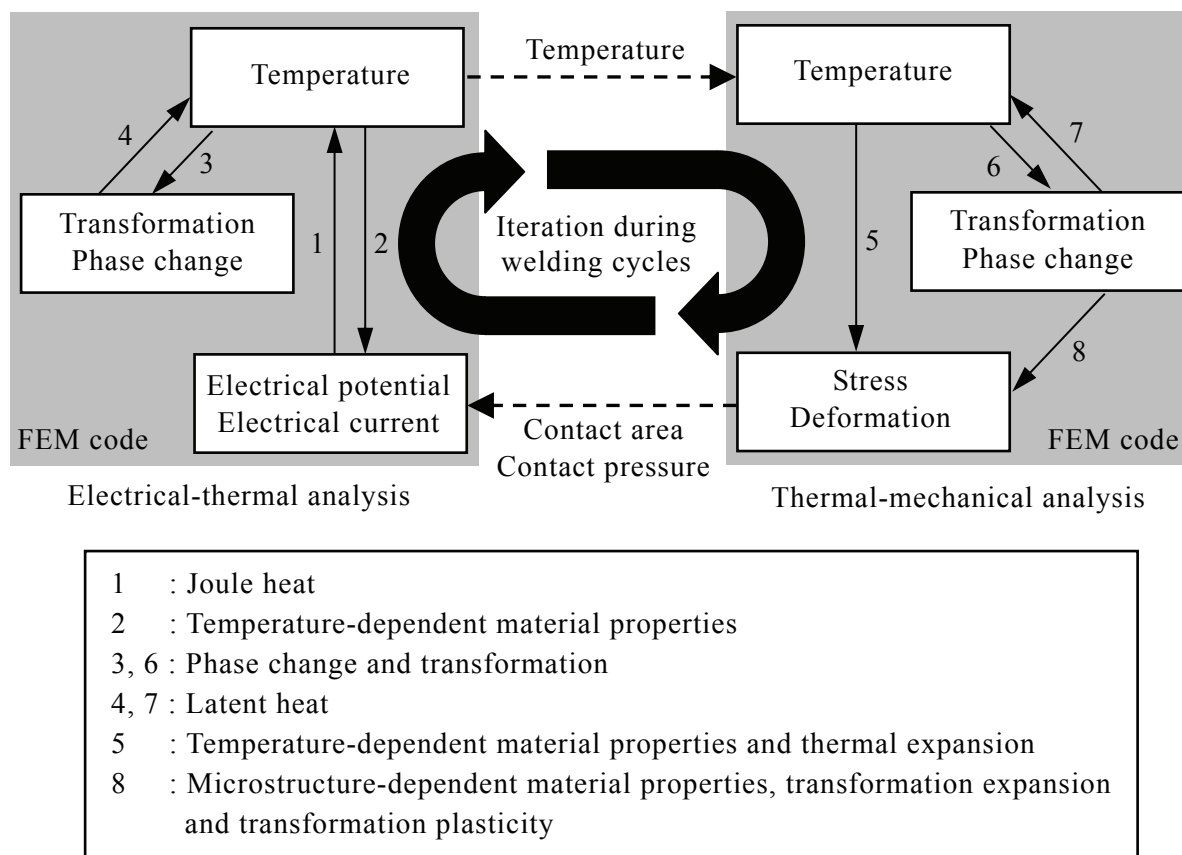


Fig.3.11 Analysis procedure on spot welding process simulation.

3.4 試験結果および解析結果

3.4.1 スポット溶接継手の引張せん断疲労試験

図 3.12 は、スポット溶接継手の荷重範囲 ΔL [N] と疲労寿命 N_f [cycles] の関係を示す。全寿命域にわたって、疲労強度は 270MPa 級の方が優れている。これまでにも、引張せん断試験片を用いると疲労強度は高張力鋼板と軟鋼板でほぼ同等となることが報告されており [7-15]、図 3.12 の結果は、高張力鋼板の優位性が現れていない点で、従来の報告と共通している。本研究では、繰返し数 1×10^7 cycles で疲労破壊しなかった試験データを疲労限度と定義する。表 3.5 は、疲労限度における最小荷重 L_{w_min} [N]、最大荷重 L_{w_max} [N] および荷重範囲 ΔL_w [N] を示す。これらの L_{w_min} と L_{w_max} を、スポット溶接継手の FEM 解析における荷重条件とする。

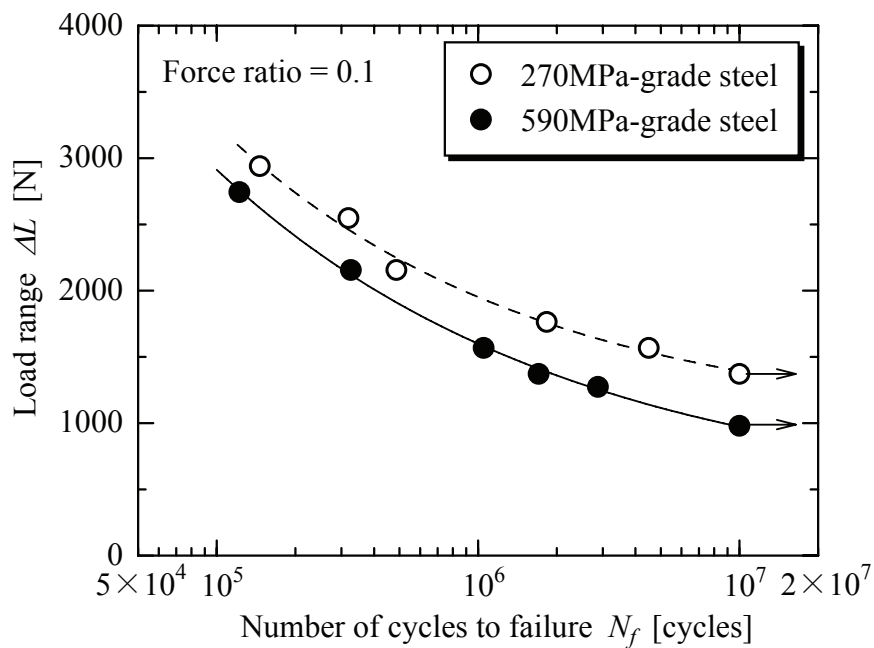


Fig.3.12 Relationship of spot welded joints between load range and number of cycles to failure.

Table 3.5 Loading condition for spot welded joint at the fatigue limit.

Steel	Load at the fatigue limit [N]		
	Minimum L_{w_min}	Maximum L_{w_max}	Range ΔL_w
270MPa-grade	152	1520	1368
590MPa-grade	109	1090	981

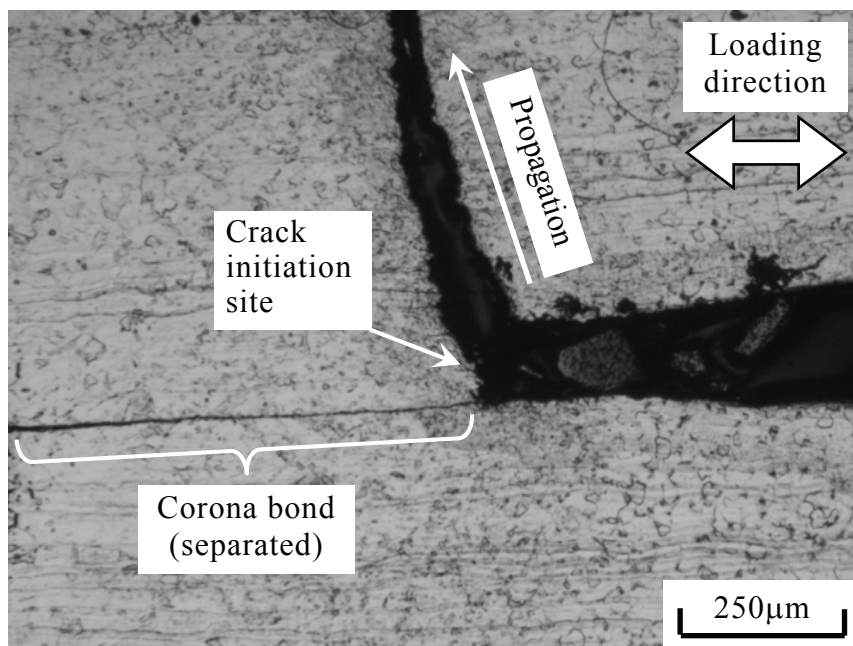


Fig.3.13 Cross section of spot welded joint in the vicinity of sheet separation edge after fatigue test (270MPa-grade steel).

図 3.13 は、疲労試験後のシートセパレーション先端近傍の断面写真の例（270MPa 級）を示す。疲労き裂は、シートセパレーション先端から発生し、シートセパレーションに対して反時計回りに約 120 度の方向に進展している。また、コロナボンドにはわずかに隙間が認められ、繰返し負荷によって分離したと考えられる。590MPa 級も、同様の破壊形態を呈した。コロナボンドが疲労試験中のどの段階で分離するかは明らかではないが、前章で示したように、コロナボンドの接合強度は必ずしも高くない可能性があるため、疲労寿命の比較的早い時期に分離したと推察される。

3.4.2 小型試験片の引張試験と疲労試験

(1) 引張試験

図 3.14 はスポット溶接部各部位の公称応力-公称ひずみ関係を、表 3.6 は機械的性質を、それぞれ示す。両材料ともに、ナゲットの引張強さは JIS 硬さ換算表 (SAE J 417) に基づく推定値 (270MPa 級 : 1005MPa, 590MPa 級 : 1240MPa) に近い。HAZ の引張強さはナゲットよりも低く、試験片採取位置の硬度の大小と対応する。表 3.7 は、3.3.1 節で述べた方法で推定した真応力と対数塑性ひずみを示す。これらのデータを FEM 解析に用いる。

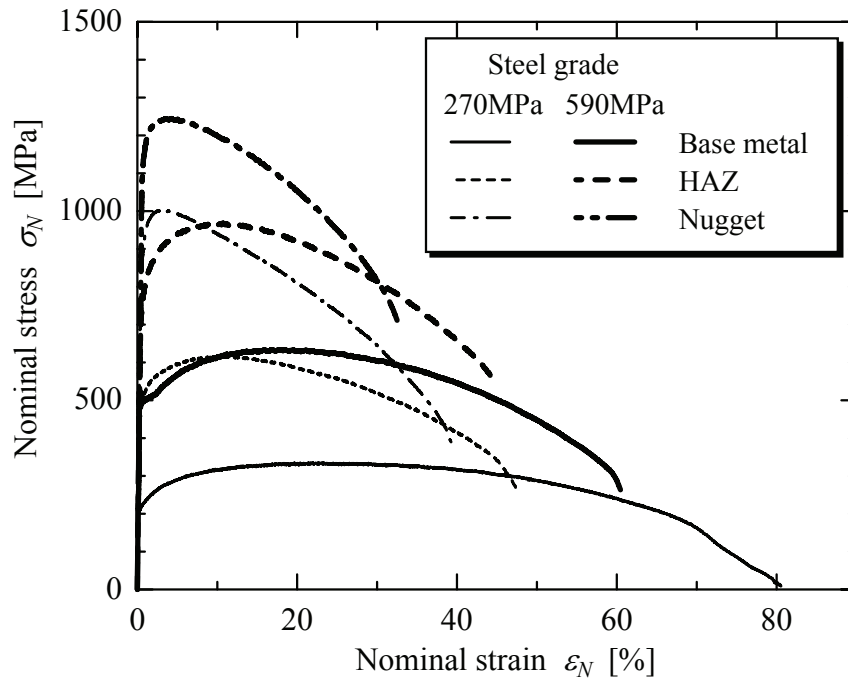


Fig.3.14 Nominal stress-nominal strain relationship of small tensile specimens.

Table 3.6 Mechanical property of small tensile specimens.

Steel / specimen		Tensile strength σ_B [MPa]	Elongation El [%]	Reduction of area RA [%]
270MPa-grade	Base metal	335	80.5	86.9
	HAZ	617	47.5	85.5
	Nugget	1003	39.2	82.6
590MPa-grade	Base metal	635	60.7	85.2
	HAZ	968	44.7	71.6
	Nugget	1245	32.6	48.9

Table 3.7 Logarithmic plastic strain and true stress for finite element analysis.

Steel	Logarithmic plastic strain ε_p [%]	True stress σ [MPa]				
		Base metal	HAZ1	HAZ2	HAZ3	Nugget
270MPa-grade	0	185.2	280.3	215.4	198.6	799.7
	0.4	235.0	529.2	328.6	276.5	930.7
590MPa-grade	0	411.1	664.9	554.2	546.4	857.1
	0.4	499.8	848.3	587.9	569.7	1184.1

(2) 疲労試験

図 3.15 は、HAZ 試験片の S-N 関係を示す。図の縦軸は公称応力振幅[MPa]、横軸は破断繰返し数[cycles]である。270MPa 級の $R=0.1$ 以外では、繰返し数 $1 \times 10^5 \sim 3 \times 10^5$ cycles よりも長寿命域で S-N 関係の勾配が急激に低下している。したがって、 2×10^6 cycles の時間強度を、スポット溶接継手の試験打ち切り繰返し数に相当する 1×10^7 cycles の時間強度（疲労限度）とみなしても、大きな差は無いと考えられる。一方、270MPa 級の $R=0.1$ については、S-N 関係が連続的に低下しているため、 1×10^7 cycles 時間強度は外挿して求めることが妥当と考えられる。

590MPa 級の方が 2×10^6 cycles の時間強度は優れるが、270MPa 級のそれに対する比は $R=0.1$ で 1.06、 $R=-1$ で 1.10 であり、引張強さの比 (1.57) よりも小さい。また、 $R=-1$ の低サイクル域では、270MPa 級の方が疲労強度は優れる。HAZ はスポット溶接継手の疲労破壊起点であることから、本試験結果が、590MPa 級のスポット溶接継手の疲労強度が 270MPa 級に比して向上しない理由の一つと考えられる。図 3.3 に示したように、HAZ はフェライト組織とマルテンサイト組織の混合組織が主体であると考えられる。このような組織を有する材料では、軟質なフェライト組織を起点に疲労破壊が生じ、かつ、フェライト組織と硬質相の硬度差が大きいほど前者への応力集中が厳しく疲労強度の観点から不利であるとの報告[16, 17]がある。この考え方が HAZ にも適用できると仮定すると、炭素量の多い 590MPa 級ではマルテンサイト組織の硬度が高いためフェライト組織との硬度差が大きく、270MPa 級に対する優位性が現れなかったと推察される。なお、 $R=0.1$ の低サイクル域では 590MPa 級の方が疲労強度は優れるが、これは、低強度である 270MPa 級で塑性変形が大きいことによると考えられる。

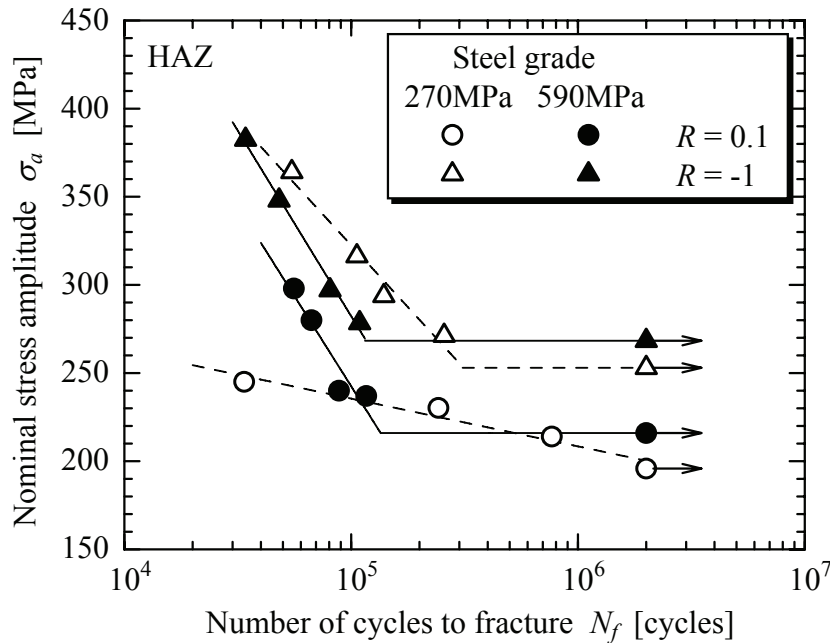


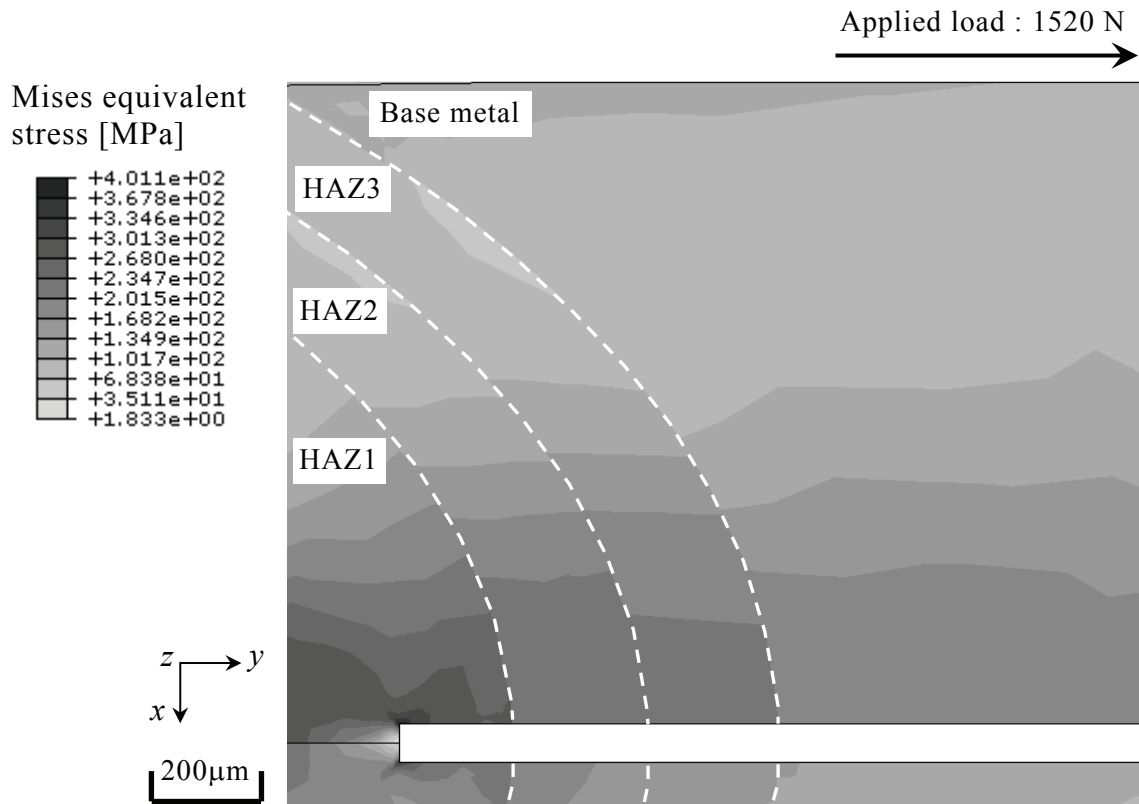
Fig.3.15 Relationship of small specimens between stress amplitude and number of cycles to fracture.

3.4.3 FEM 解析

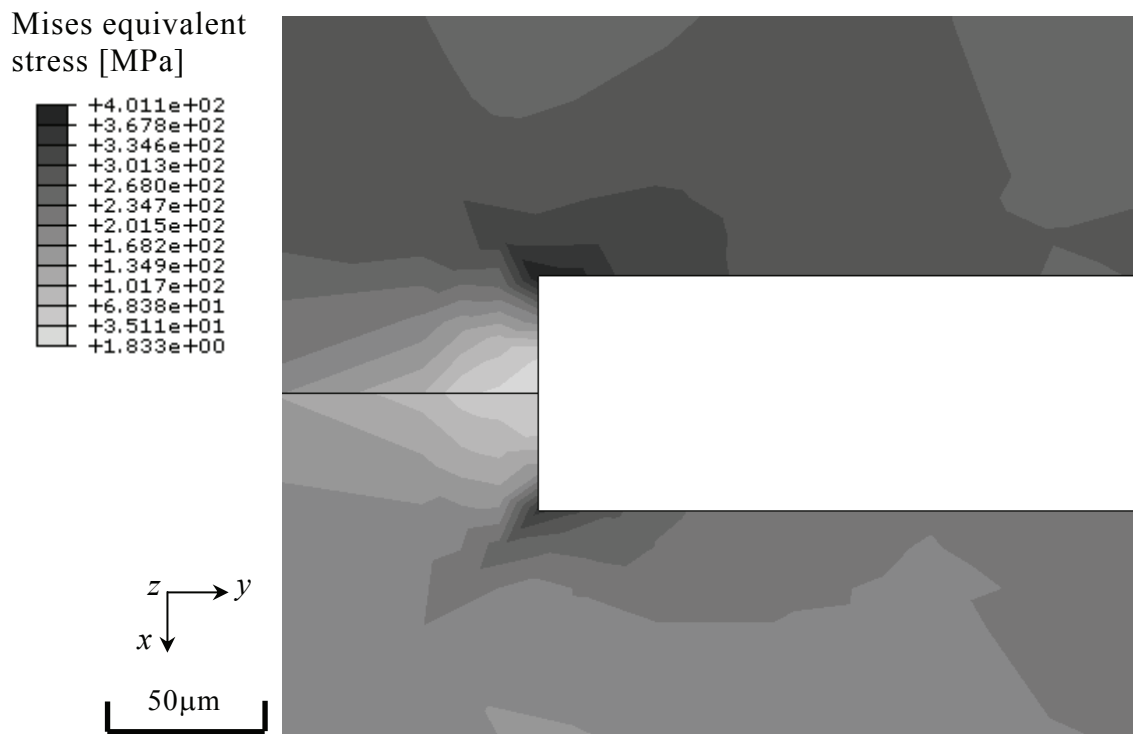
(1) スポット溶接継手

スポット溶接継手の解析モデルでは、コロナボンドに相当する領域を分離するため、その先端（ナゲットと HAZ1 の境界）に変形が集中する。しかし、図 3.13 に示したように、疲労き裂はシートセパレーション先端で発生することから、ここではその応力とひずみに着目する。なお、荷重を数 cycles 繰り返して与えたが、両材料ともに応力とひずみは 2cycles 目以降変化しなかったため、安定状態の変形挙動を表す解析結果が得られていると判断される。

図 3.16 および図 3.17 は、Mises 相当応力の分布を示す。本図は、表 3.5 に示した最大荷重 L_{w_max} [N] を与えたときの解析結果である。両材料ともに、応力はシートセパレーション先端の角節点で最大値を示すが、270MPa 級の方が負荷荷重は高いにもかかわらず応力は低い。これは、270MPa 級では塑性変形を生じるのに対して、590MPa 級では弾性変形に留まるためである。図 3.18 は、270MPa 級の最大荷重時における相当塑性ひずみ分布を示す。塑性ひずみは広範囲にわたって生じるが、Mises 相当応力と同様にシートセパレーション先端で最大値（0.18%）を示し、その他の領域では 0.06% 以下と小さい。したがって、以上の解析結果から、シートセパレーション先端が疲労破壊起点となることを説明できる。

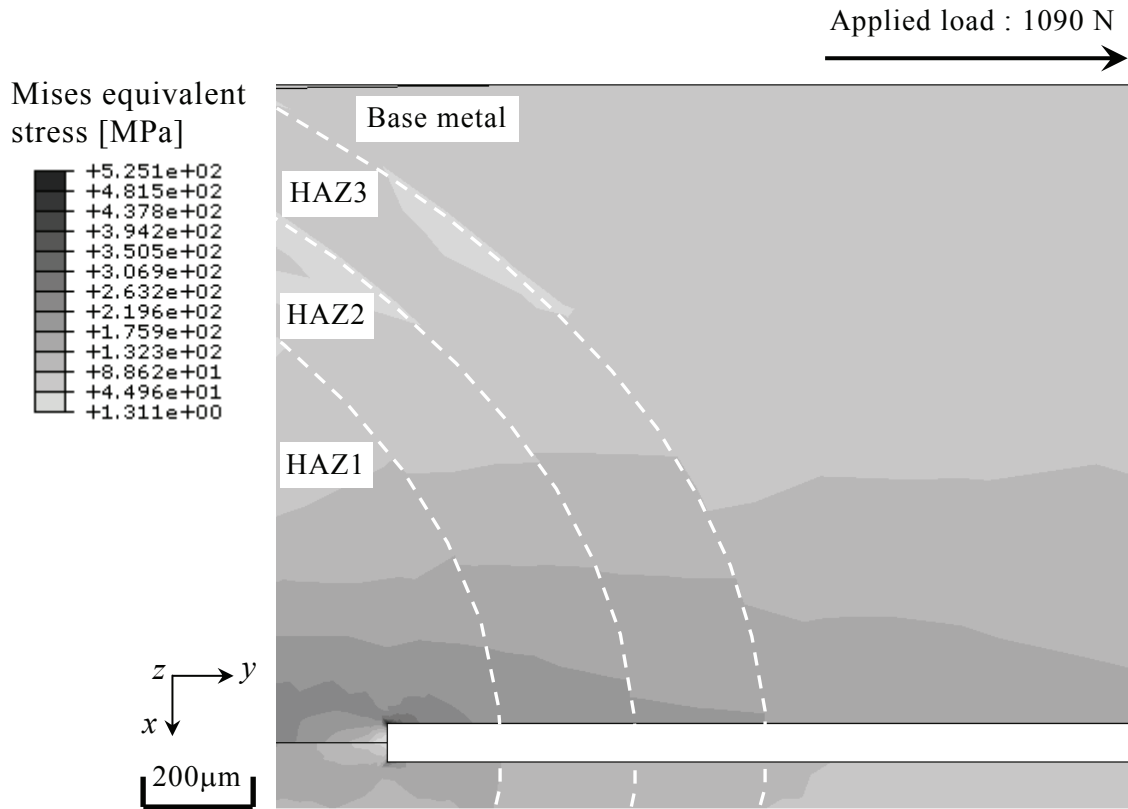


(a) Magnified view around HAZ

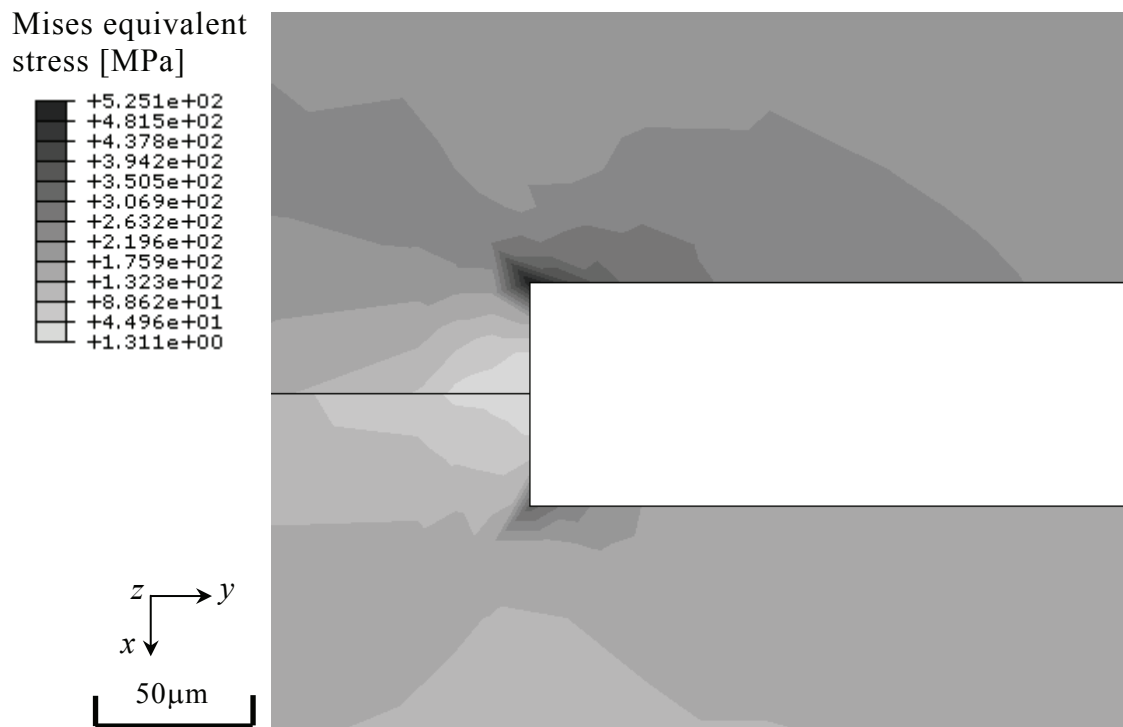


(b) Magnified view around edge of sheet separation

Fig.3.16 Distribution of Mises equivalent stress on the symmetrical plane of spot welded joint at the maximum force (270MPa-grade steel).

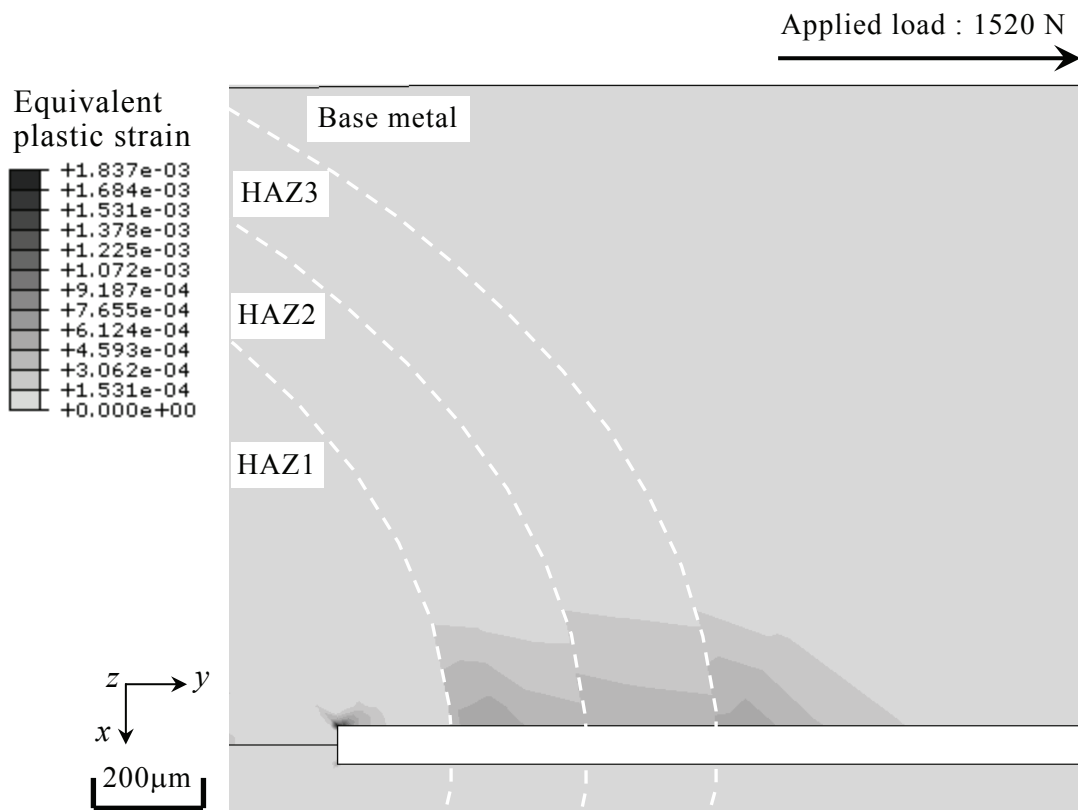


(a) Magnified view around HAZ

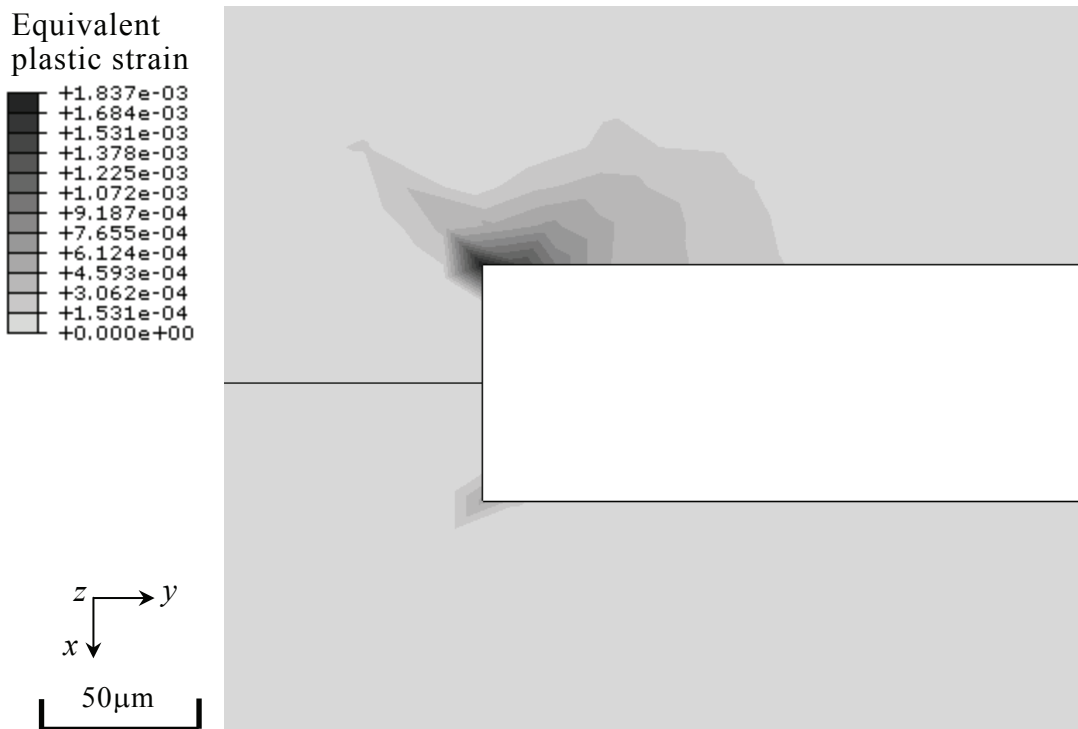


(b) Magnified view around edge of sheet separation

Fig.3.17 Distribution of Mises equivalent stress on the symmetrical plane of spot welded joint at the maximum force (590MPa-grade steel).



(a) Magnified view around HAZ

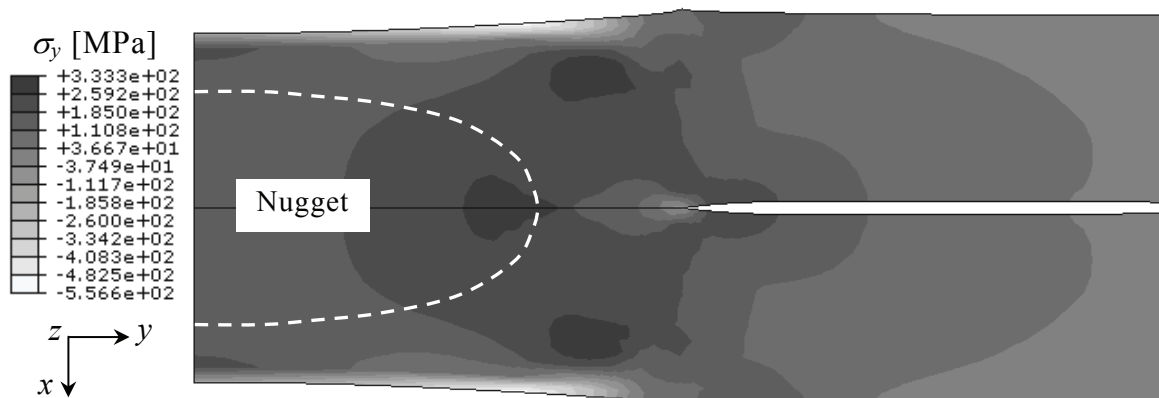


(b) Magnified view around edge of sheet separation

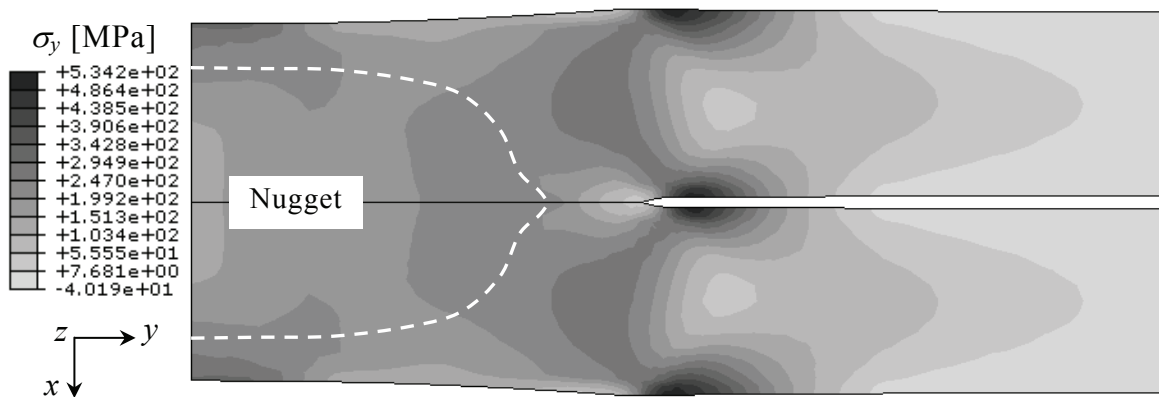
Fig.3.18 Distribution of equivalent plastic strain on the symmetrical plane of spot welded joint at the maximum force (270MPa-grade steel).

(2) 残留応力

図 3.19 は、スポット溶接部の半径方向の残留応力を示す。図中には、液相率が 80% を超えた領域として定義したナゲットの形状を破線で示している。この定義によるナゲット径は、実測値と良く一致することを確認している[5]。表 3.8 は、板表面の溶接部中心から 3mm の位置（シートセパレーション先端のほぼ真上）における半径方向残留応力について、解析結果と X 線法（ $\sin^2\psi$ 並傾法）による測定結果を比較して示す。測定にはリガク(株)製 PSPC/MSF-2M を用い、X 線照射領域は $0.5\text{mm} \times 0.5\text{mm}$ である。測定結果は X 線照射領域内の平均的な値を表すと考えられることから、解析結果は、溶接中心からの距離が $3\text{mm} \pm 0.25\text{mm}$ （X 線照射領域の一辺の 1/2）の範囲内に存在する全節点の平均値を示した。解析結果は測定結果と概ね対応し、かつ、270MPa 級よりも 590MPa 級の方が高い傾向が再現できており、解析精度は良好と判断される。



(a) 270MPa-grade steel



(b) 590MPa-grade steel

Fig.3.19 Distribution of radial residual stress after spot welding.

Table 3.8 Comparison of radial residual stress on surface above edge of sheet separation between analysis results and measurements by X-ray.

Steel	Radial residual stress [MPa]	
	FE analysis	Measurement by X-ray
270MPa-grade	53	-8
590MPa-grade	308	270

図 3.19 において、ナゲット周囲の熱影響部には 200~300MPa の高い引張応力が生じている。これは、以下のように説明される。スポット溶接部は、外部から内部に向かって冷却される。この時、外部からマルテンサイト変態が進行し、これに伴う体積膨張が溶接中心まで達すると、ナゲット周囲には一旦圧縮応力が生じる。しかし、その後は外部から熱収縮が進行し、これが溶接中心まで達すると、最終的にはナゲット周囲に引張応力が残留する。一般に、引張残留応力は、平均応力を増大させて許容応力振幅を低下させる。しかし、270MPa 級の場合は、先述のように疲労負荷によって塑性変形を生じることから、残留応力は開放されてその影響は消失すると考えられる[18]。したがって、引張残留応力が、590MPa 級のスポット溶接継手疲労強度が 270MPa 級に比して向上しないもう一つの理由と考えられる。

3.5 考察

3.5.1 スポット溶接継手の応力状態と破壊形態の関係

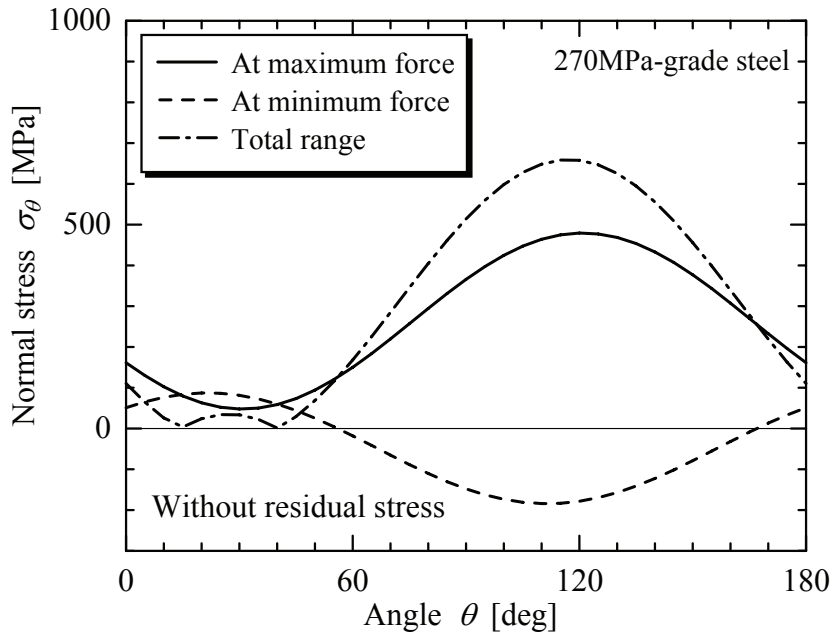
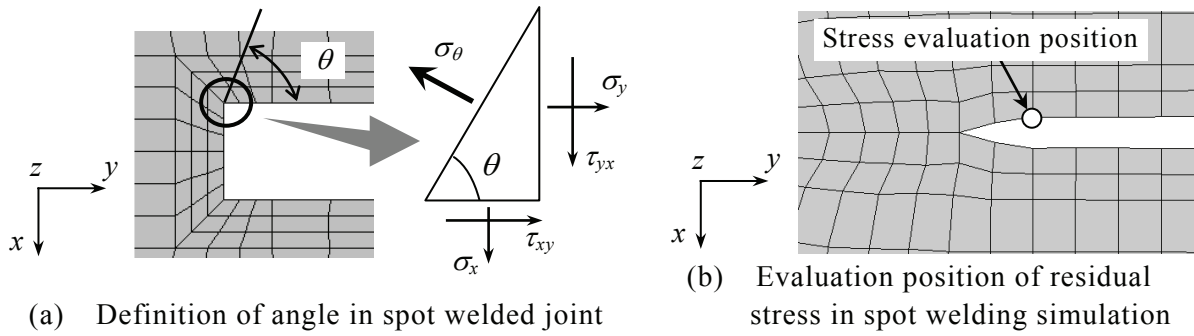
図 3.20 は、シートセパレーション先端の角節点において、 y 軸（上下鋼板の合わせ面）から反時計回りに θ の角度をなす面上に作用する垂直応力 σ_θ [MPa] を示す。 σ_θ を求める方法を以下に示す。

- (1) 着目する面は、スポット溶接部の周方向 (z 方向) に対して垂直であることから、同方向の応力成分を無視し、 σ_θ の計算には次式を用いる (図 3.20(a))。

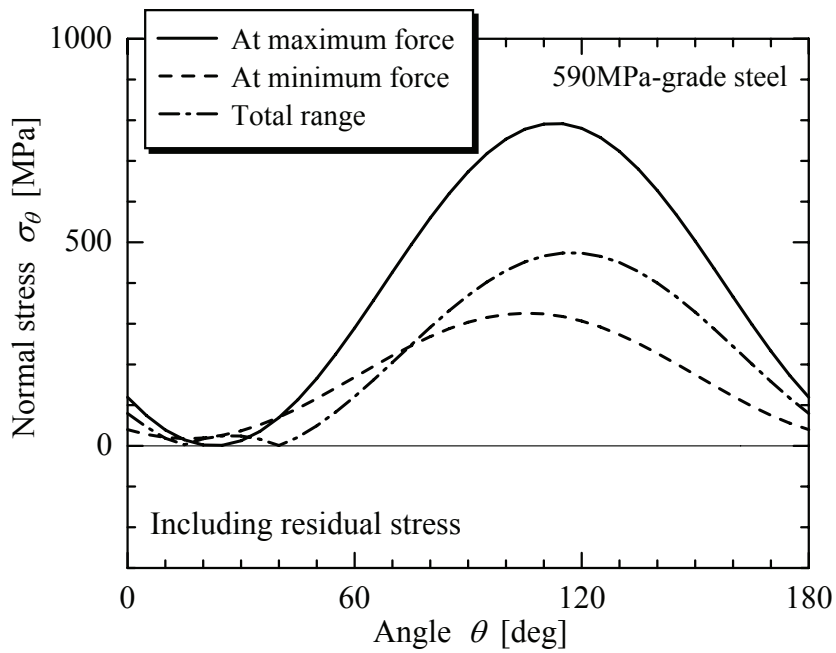
$$\sigma_{\theta} = \frac{(\sigma_x + \sigma_y)}{2} + \frac{(\sigma_x - \sigma_y)}{2} \cos 2\theta + \tau_{xy} \sin 2\theta \quad (3.1)$$

(2) 270MPa 級については、残留応力は繰返し負荷によって開放されると仮定し、これを見捨てる。一方、590MPa 級については、3.4.3 節で示した残留応力解析結果を、スポット溶接継手の解析結果に応力成分毎に足し合わせる。ここで、図 3.19 に示したように、スポット溶接過程の解析結果では、シートセパレーション先端は鋭くなり、スポット溶接継手強度解析モデルのように矩形とならない。そこで、強度解析モデルにおけるシートセパレーション先端の角節点に相当する位置として、開口量がほぼ一定である領域のうち、シートセパレーション先端に最も近い節点の残留応力を用いる (図 3.20(b))。

図 3.20(c)および(d)において、最大荷重時 (実線) と最小荷重時 (破線) を比較すると、両材料ともに垂直応力が最大値を示す角度は異なる。これは、応力状態が、主応力軸方向が一定とならない非比例 (non-proportional) 応力状態 [19] であることを示している。この非比例応力状態は、270MPa 級では塑性変形が生じること、590MPa 級では残留応力が存在することにそれぞれ起因する。ここで、応力状態と疲労破壊形態との関係を検討するために、危険面 (critical plane) [19] の考え方を導入する。危険面とは、疲労損傷が最大となる面で定義される。その疲労損傷としては種々のパラメータ [20-22] が提案されているが、本研究では垂直応力範囲 $\Delta\sigma_{\theta}$ に着目する。ここで、 $\Delta\sigma_{\theta}$ は、各角度における最大荷重時と最小荷重時の垂直応力の差の絶対値である。図 3.20(c)および(d)中に、 $\Delta\sigma_{\theta}$ の角度に伴う変化を一点鎖線で示す。両材料ともに、 $\Delta\sigma_{\theta}$ は θ が約 115 度のときに最大値を示す。図 3.13 に示したように、実際のスポット溶接継手の疲労き裂は、上下鋼板の合わせ面に対して約 120 度の方向に進展しており、解析結果から求めた危険面の方向はこれと良く一致する。以上のことから、スポット溶接継手の疲労破壊形態は、垂直応力範囲に基づく危険面の考え方により説明できると考えられる。



(c) 270MPa-grade steel



(d) 590MPa-grade steel

Fig.3.20 Change in normal stress with angle.

3.5.2 スポット溶接継手の疲労強度予測

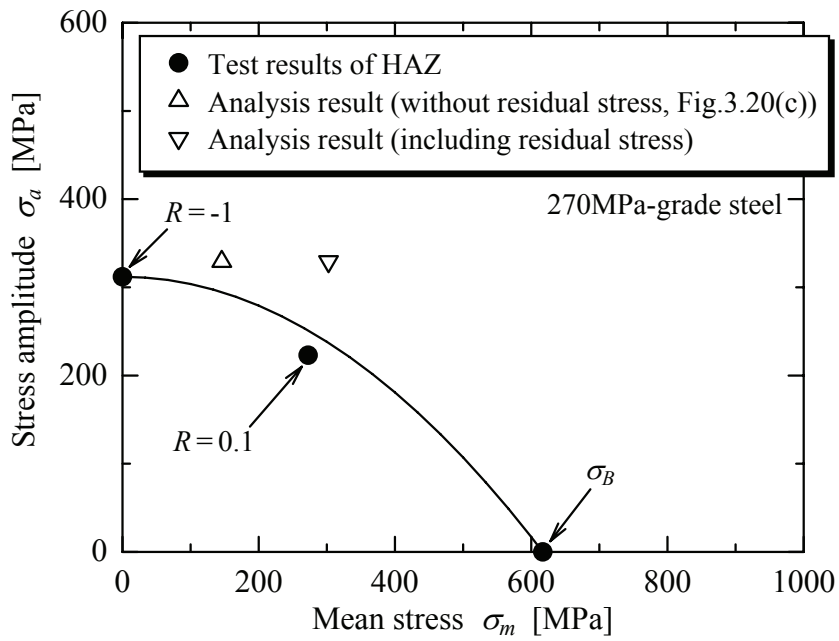
図 3.21 は、HAZ 試験片の疲労限度線図を示す。図中の疲労試験結果は、公称応力に応力集中係数 1.23 を掛けた値である。なお、S-N 関係が連続的に低下する 270MPa 級の $R=0.1$ については、全試験データを対数関数で最小自乗近似し(図 3.15 の回帰線)、これを 1×10^7 cycles まで外挿したときの応力振幅を疲労限度とする。両材料ともに、 $R=0.1$ の疲労限度は、横軸上の引張強さ σ_B [MPa] と縦軸上の $R=-1$ の疲労限度とを放物線で結んだ Gerber 線[23]に近い。すなわち、スポット溶接部 HAZ の疲労限度に及ぼす平均応力の影響は、Gerber 線で良く表現できる。両材料に対する Gerber 線は、以下の式で表される。

$$\sigma_a = 312 \cdot \left\{ 1 - \left(\frac{\sigma_m}{617} \right)^2 \right\} \quad \text{for 270MPa-grade steel} \quad (3.2)$$

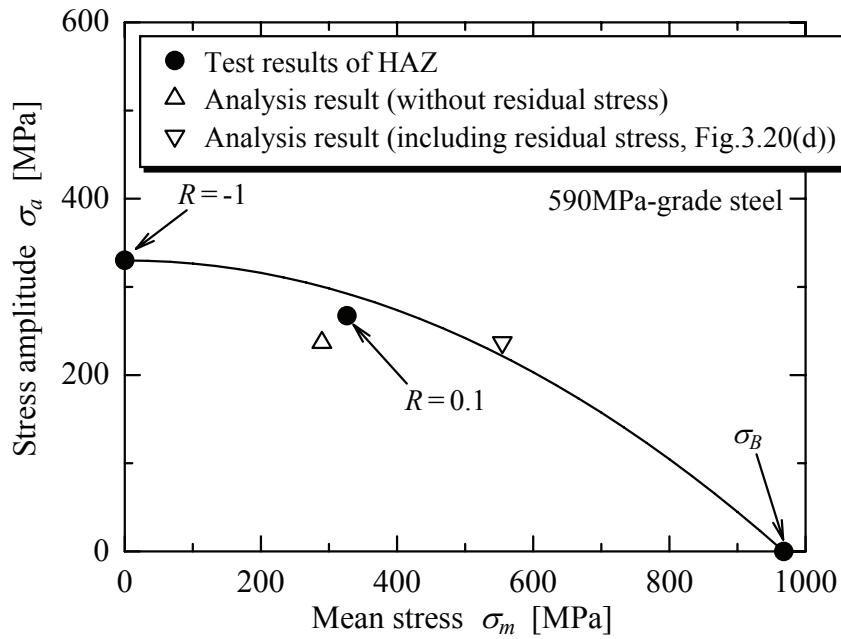
$$\sigma_a = 330 \cdot \left\{ 1 - \left(\frac{\sigma_m}{968} \right)^2 \right\} \quad \text{for 590MPa-grade steel} \quad (3.3)$$

ここで、 σ_a は応力振幅 [MPa]、 σ_m は平均応力 [MPa] である。

図 3.21 には、危険面上の垂直応力の解析結果を併せて示す。これらの解析結果は、図 3.20 において、危険面 ($\theta \approx 120$ 度) に作用する最大荷重時と最小荷重時の垂直応力から算出した平均と振幅 (全範囲の 1/2) である。また、比較のため、270MPa 級については残留応力を考慮した結果を、590MPa 級には残留応力を考慮しない結果を、それぞれ併記しており、いずれも危険面の方向 θ はほぼ 120 度である。なお、解析結果の応力は真応力であり、疲労試験結果の応力 (公称応力を定数倍したもの) とは定義が異なるが、変形量が小さいことから両者を直接比較することに問題は無い。両材料ともに、残留応力を考慮しない 270MPa 級と残留応力を考慮した 590MPa 級の危険面上の垂直応力は、Gerber 線の近くに位置している。スポット溶接継手の解析条件は、疲労試験結果の疲労限度における荷重であることから、以上の結果は、スポット溶接継手の疲労限度を精度良く予測できたことを示している。換言すれば、スポット溶接継手の疲労限度は、HAZ の疲労限度と残留応力によって決定される。



(a) 270MPa-grade steel



(b) 590MPa-grade steel

Fig.3.21 Fatigue limit diagram of HAZ and stress analysis result.

本章の検討の範囲では、590MPa級のスポット溶接部の疲労強度が270MPa級よりも低下した理由として、両材料で熱影響部の疲労強度がほぼ等しいこと、590MPa級において引張残留応力が許容応力振幅を低下させること、を明らかにした。しかし、もう一つの理由として、引張せん断試験片特有の応力状態の影響があり、試験片形状が異なると高張力鋼板の方が高強度となる場合があることを、次章で示す。

3.6 結言

本章では、スポット溶接部の疲労破壊起点である熱影響部の局所疲労強度とスポット溶接継手疲労強度の関連性を定量的に明らかにすることを目的として、270MPa級低碳素軟鋼板と590MPa級高張力鋼板を対象に、小型試験片を用いて熱影響部の疲労強度を評価するとともに、引張せん断溶接継手の疲労試験を模擬したFEM弾塑性解析による破壊起点の応力評価（残留応力を考慮）と継手疲労強度予測を行った。得られた主な結果を以下に示す。

- (1) 引張せん断試験片の疲労強度は、270MPa級の方が優れる。
- (2) 熱影響部の静的強度は590MPa級の方が優れるにもかかわらず、疲労強度は両材料でほぼ同等である。
- (3) 両材料ともに、スポット溶接後に熱影響部に生じる残留応力は引張である。しかし、270MPa級では疲労負荷によって塑性変形が生じ、残留応力が開放されると考えられる。一方、590MPa級では弾性変形に留まるため、引張残留応力が許容応力振幅を低下させると考えられる。
- (4) 両材料ともに、引張せん断試験片の疲労破壊起点は非比例応力状態となる。垂直応力範囲が最大となる危険面の方向は、実際の試験片のき裂進展方向とほぼ一致する。
- (5) 両材料ともに、引張せん断試験片の疲労限度に相当する荷重条件下における危険面上の垂直応力は、熱影響部の疲労限度線の近くに位置する。このことは、スポット溶接部の疲労強度が、熱影響部の疲労強度と残留応力から決定されることを意味する。

第3章の参考文献

- [1] 結城良治, 大平壽昭, 中務晴啓, 李 浚, スポット溶接継手の疲労強度の破壊力学的解析・評価, 日本機械学会論文集 (A 編), **51-467** (1985), pp.1772-1779.
- [2] 西田正孝, 応力集中 増補版 (1973), 森北出版.
- [3] 高木周作, 三浦和哉, 古君 修, 小原隆史, 加藤俊之, 谷村眞治, 薄鋼板の強度に及ぼす歪速度の影響, 鉄と鋼, **83-11** (1997), pp.748-753.
- [4] 日本機械学会編, 機械工学便覧 基礎編α3 材料力学 (2005).
- [5] Fukumoto, M., Fujimoto, H., Okamura, K., Fukui, K., Finite Element Simulation of Resistance Spot Welding Process, *SAE paper* (2003), 2003-01-2806.
- [6] 土井良一剛, 大岡久康, 梅野好和, 福本 学, 岡村一男, 上田秀樹, SPOT 溶接シミュレーション技術の開発, *Honda R&D Technical Review*, **18-1** (2006), pp.185-192.
- [7] 阿部博司, 片岡成典, 佐藤次彦, 単点引張りせん断スポット溶接継手の疲れ強さの統一的評価式, 溶接学会論文集, **4-3** (1986), pp.639-646.
- [8] 阿部博司, 横峯達也, 中岡豊人, 佐藤次彦, 2 段繰り返し荷重下における単点スポット溶接継手の疲れ寿命について - 軟鋼と高張力鋼の場合の比較 -, 溶接学会論文集, **11-2** (1993), pp.313-320.
- [9] Lindgen, C., Sperle, J. O., Johnson, M., Fatigue Strength of Spot Welded Beams in High Strength Steels, *Welding in the World*, **37** (1996), pp.90-104.
- [10] 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, **17-4** (1999), pp.553-560.
- [11] Singh, S., Hahn, O., Du, F., Zhang, G., Lightweight Design Through Optimised Joining Technology, *Welding in the World*, **46** (2002), pp.10-18.
- [12] Rathbun, R. W., Matlock, D. K., Speer, J. G., Fatigue Behavior of Spot Welded High-Strength Sheet Steels, *Welding Journal*, **82-8** (2003), pp. 207s-218s.
- [13] Bonnen, J. J. F., Agrawal, H., Amaya, M. A., Lyengar, R. M., Kang, H. T., Khosrovaneh, A. K., Link, T. M., Shih, H. C., Walp, M., Yan, B., Fatigue of Advanced High Strength Steel Spot-Welds, *SAE paper* (2006), 2006-01-0978.
- [14] 東郷敬一郎, 安富 涼, 荒木弘安, 庄子和裕, 田中英敬, 薄田 茂, 島村佳伸, スポット溶接継手の疲労強度と疲労破壊機構に及ぼす鋼材強度レベルの影響, 材料, **55-12** (2006), pp.1095-1101.

- [15] Long, X., Khanna, S. K., Fatigue Properties and Failure Characterization of Spot Welded High Strength Steel Sheet, *International Journal of Fatigue*, **29** (2007), pp.879-886.
- [16] 栗田真人, 外山和男, ロードホイール用熱延鋼板の疲労強度, 住友金属, **45-5** (1993), pp.20-28.
- [17] Yokoi, T., Takahashi, M., Effect of Micro-Structure on Fatigue Properties of Hot-Rolled Sheet Steels, *SAE Paper* (2006), 2003-01-2880.
- [18] 高梨正祐, 飯田國廣, 両振りおよび片振り疲労荷重による溶接残留応力の緩和, 溶接学会論文集, **19-1** (2001), pp.129-139.
- [19] Socie, D. F., Marquis, G. B., *Multiaxial Fatigue*, SAE (2000).
- [20] Findley, W. N., A Theory for the Effect of Mean Stress on Fatigue of Metals under Combined Torsion and Axial Load or Bending”, *Transaction of ASME, Journal of Engineering for Industry*, November (1959), pp.301-306.
- [21] McDirmid, D. L., A General Criterion for High Cycle Multiaxial Fatigue Failure, *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, **14** (1991), pp.429-453.
- [22] Dang-Van, K., Macro-Micro Approach in High-Cycle Multiaxial Fatigue, *ASTM STP 1191* (1993), pp.120-120.
- [23] 日本材料学会編, 疲労設計便覧 (1995), 養賢堂.

第4章

スポット溶接部疲労強度と鋼板材質・応力状態の関連性の検討

4.1 緒言

前章では、スポット溶接引張せん断試験片を対象に、その疲労強度が破壊起点である熱影響部の局所疲労強度から決定されることを示した。また、これまでの報告例[1-9]と同様に、高張力鋼板の疲労強度は軟鋼板に比して向上しないという結果を得た。近年、自動車の燃費向上を目的として車体軽量化への要請が高まっており、これを実現するための有力な手段は、高張力鋼板を適用して板厚を低減することである。しかし、上述の疲労試験結果では、板厚を低減すると高張力鋼板の疲労強度は軟鋼板よりも低下することになる。

一方、自動車車体の構造は複雑であるため、スポット溶接部の応力状態は単純試験片のそれと大きく異なる。実車におけるスポット溶接部は、せん断と引張の重畳した複合荷重を受け、かつ、両荷重成分の比率は部材形状や部位によって異なり、単純試験片ではこれらの応力状態を再現することができない[10, 11]。スポット溶接部の疲労強度は応力状態の影響を強く受けるため、実車の応力状態を模擬して高張力鋼板スポット溶接部の疲労強度を評価し、鋼板を高強度化することの効果を検証することが重要である。

単純試験片の問題点を解決し、実車スポット溶接部の応力状態を簡便に模擬できる汎用性の高い試験方法として、対向カップ型試験片（以下、DC試験片。DCはDouble Cupの頭文字）を用いた疲労強度評価法が提案されている[12, 13]。DC試験片は、(社)自動車技術会／疲労信頼性部門委員会（国内の自動車、車体、鉄鋼メーカーなどで構成）の共同検討で用いられたものであり、同一形状の試験片と試験治具で実車スポット溶接部に作用する種々の応力状態を模擬できる[12]こと、その疲労試験結果に基づいてスポット溶接構造部材の疲労寿命を精度良く予測できる[13]こと、などの特長を有する。しかし、後述する試験片作製上の問題から、評価対象を強度クラス440MPa級までの鋼板に限定したため、さらに高強度の鋼板を対象とした検討は行われていない。

そこで、本章は、DC 試験片を用いて、強度クラス 590MPa 級以上の高張力鋼板を対象に、スポット溶接部疲労強度と鋼板材質・応力状態の関連性を明らかにすることを目的とする。そのために、まず、試験片形状などを改善して 590MPa 級以上の高張力鋼板の DC 試験片を作製する。次に、前章までと同様の方法で局所引張強度を用いた FEM 弾塑性解析を行うとともに、応力・ひずみ状態を単純試験片と比較し、スポット溶接部疲労強度に及ぼす応力状態の影響と鋼板高強度化の効果を検討する。

4.2 試験方法

4.2.1 供試材

供試材は、強度クラス 270MPa~980MPa 級の冷延鋼板（板厚は全て 1.2mm）である。以降では、各材料を強度クラスで表記するが、440MPa 級以上の鋼板を「高張力鋼板」と総称する場合がある。表 4.1 は、供試材の炭素量 C [mass%]、炭素当量 C_{sp} [mass%] および機械的性質（JIS 5 号引張試験片による試験結果）を示す。 C_{sp} は、次式で表されるスポット溶接の炭素当量であり、種々の鋼板に対して、ナゲットの硬度とほぼ線形関係にある[14]。

$$C_{sp} = C + \frac{Si}{90} + \frac{Mn + Cr}{100} \quad (4.1)$$

Table 4.1 Carbon content, carbon equivalent and mechanical property of steels tested.

Steel	C [mass%]	C_{sp} * [mass%]	0.2% proof stress [MPa]	Tensile strength [MPa]	Elongation [%]
270MPa-grade	0.004	0.006	147	289	52
440MPa-grade	0.13	0.141	320	457	36
590MPa-grade	0.096	0.119	502	616	29
780MPa-grade	0.17	0.199	440	781	33
980MPa-grade	0.17	0.197	712	1045	14

* $C_{sp} = C + Si/90 + (Mn + Cr)/100$

Table 4.2 Spot welding condition.

Steel	Electrode force [N]	Welding time [cycle/60Hz]*	Holding time [cycle/60Hz]*	Welding current [A]
270MPa-grade	3430	14	30	8100
440MPa-grade				8000
590MPa-grade				7800
780MPa-grade				7600
980MPa-grade				7000

* 1 [cycle/60Hz] = 1/60 [sec] = 0.017 [sec]

本章で用いる 590MPa 級は前章と同じ鋼種であるが、270MPa 級は鋼種が異なる。前章の 270MPa 級は低炭素鋼板（JIS G 3141「冷間圧延鋼板及び鋼帯」の SPCC 相当）であるのに対して、本章の材料は極低炭素鋼板（同、SPCD 相当）であり、炭素量に大きな差がある。表 4.2 は、スポット溶接条件を示す。全ての材料で、ナゲット径は 5.5mm ($\cong 5\sqrt{t}$, t は板厚[mm]) である。同じ電極加圧力、通電時間、保持時間（通電は無し）の下で、ナゲット径が等しくなるように電流値を材料毎に調整する。

4.2.2 試験片

本章では、以下の 3 種類の試験を実施する。

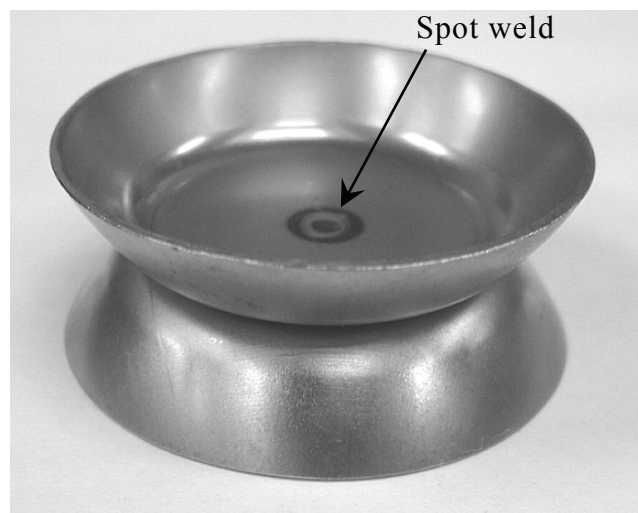
(1) DC 試験片の疲労試験

図 4.1 は、DC 試験片の外観と形状寸法を示す。DC 試験片は、パンチ（直径 43mm、肩半径 5mm）およびダイス（直径 54.8mm）を用いて、底面（以下、平板部）に垂直な方向と側面とのなす角度がほぼ 30 度となるように深絞り成形し、平板部同士を重ね合わせてその中央を単点スポット溶接することにより作製する。自動車技術会の共同研究[12, 13]で供試材を 440MPa 級までに限定したのは、これよりも高強度の鋼板では深絞り成形が困難であったためである。自動車技術会の試験片では側面の成形高さが 15mm（試験片全体では 30mm）であったが、これを 10mm（同、20mm）に低減して成形を容易にするとともに、成形中のダイス押さえ力を強度クラスに応じて調整することにより、590MPa 級以上の材料について、DC 試験片の作製を初めて実現する。供試

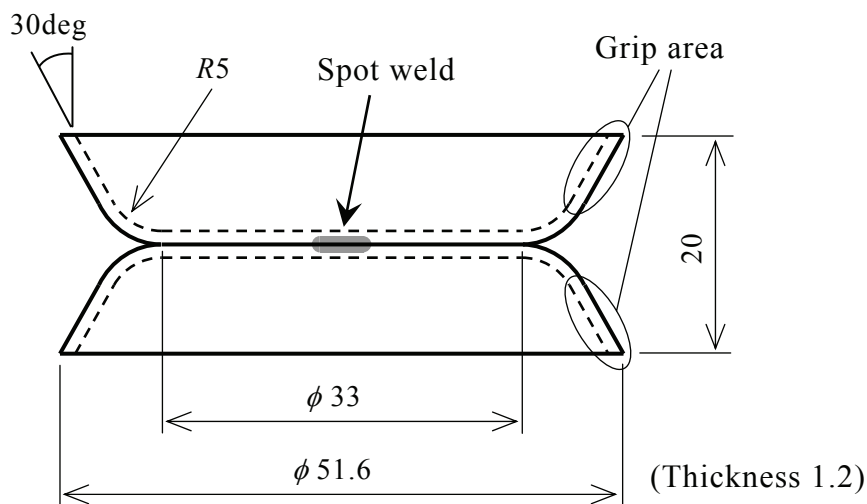
材は、表 4.1 に示した全ての材料である。自動車技術会で使用した DC 試験片とは試験片形状や溶接条件などが異なるため、440MPa 級以下の材料についても疲労試験を実施する。

(2) 引張せん断試験片と十字引張試験片の疲労試験

図 4.2 は、スポット溶接継手引張せん断疲労試験片と十字引張疲労試験片の形状寸法を示す。いずれも、JIS Z 3138 に準拠した形状寸法である。引張せん断疲労試験片は、試験片を固定する際に曲げ変形が生じないようにするため、鋼板と同じ板厚のスペーサーを挟む。一方、十字引張疲労試験片は、試験片固定の際にはスペーサーを使用し



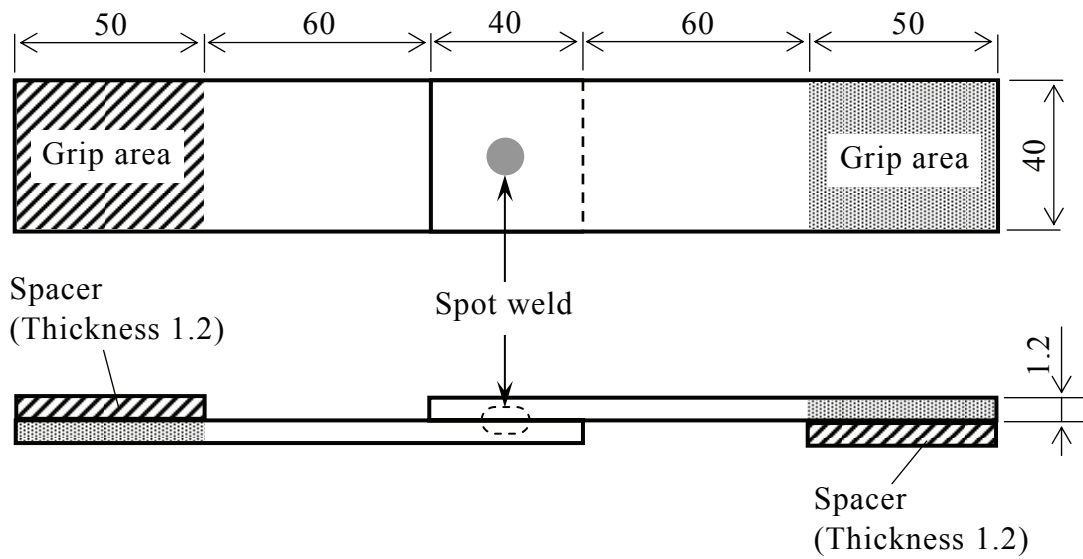
(a) Appearance



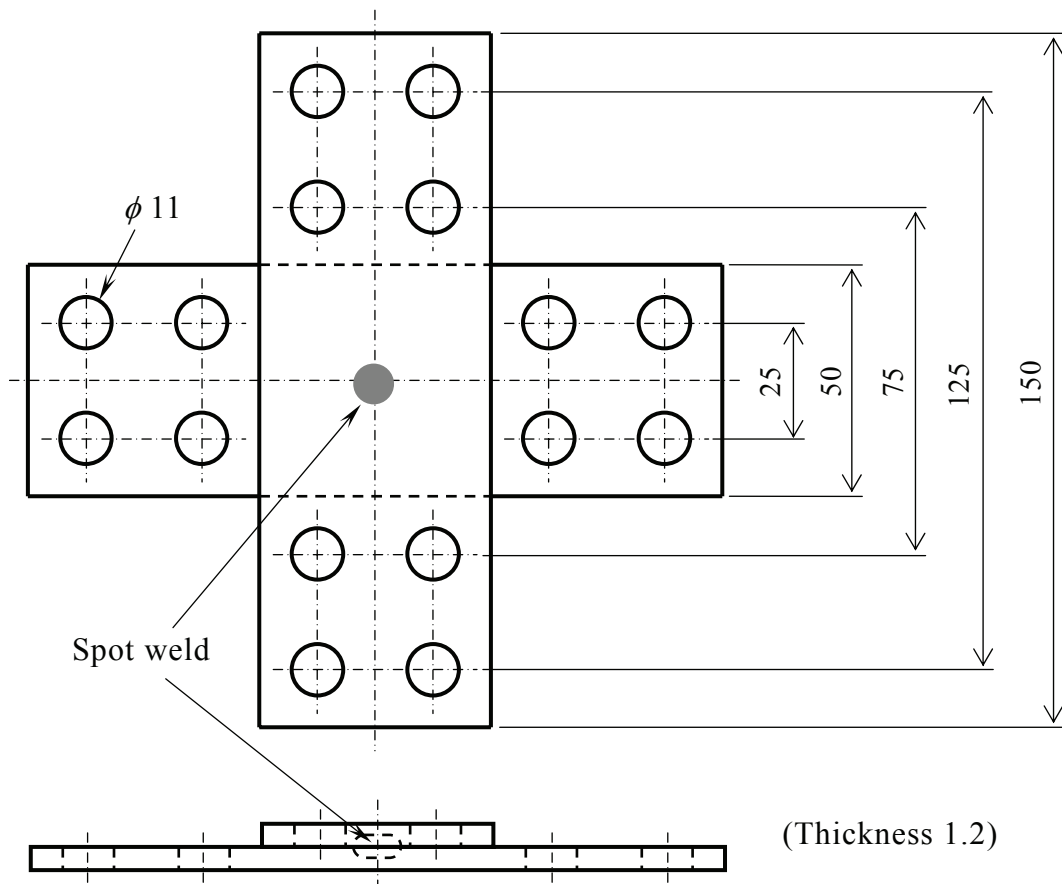
(b) Schematic of cross section (unit : mm)

Fig.4.1 Double-cup (DC) specimen of spot welded joint.

ない。これらの疲労試験は、鋼板材質と溶接条件を揃えて、試験結果を DC 試験片のそれと定量的に比較することを目的に実施する。ただし、供試材は 270MPa 級と 590MPa 級の 2 種類のみである。



(a) Tensile-shear specimen

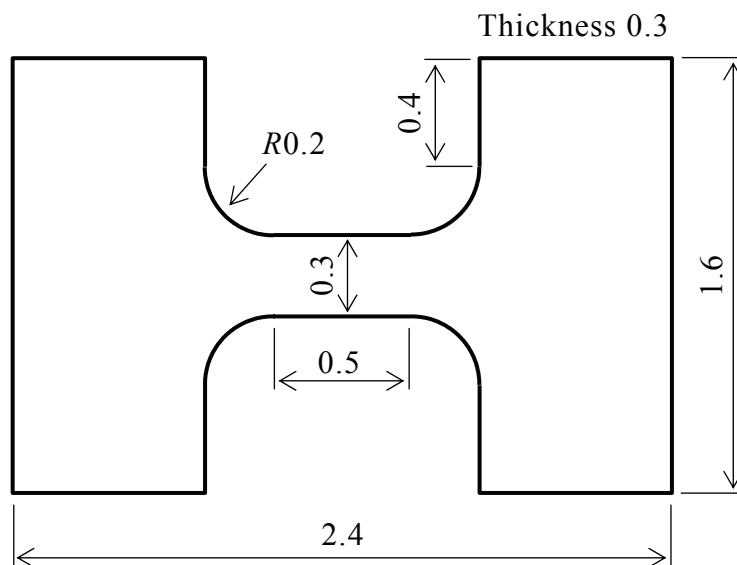


(b) Cross-tension specimen

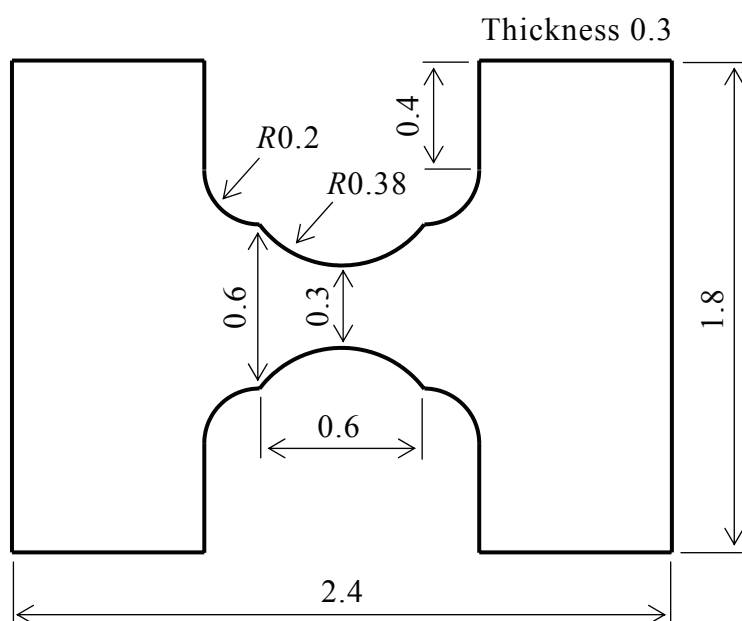
Fig.4.2 Shape and dimension of JIS specimen of spot welded joint (unit : mm).

(3) 小型試験片の引張試験と疲労試験

スポット溶接継手単純試験片の供試材である 270MPa 級と 590MPa 級を対象に、小型引張試験と小型疲労試験を実施する。図 4.3 は小型試験片の形状寸法を、図 4.4 はスポット溶接部の断面写真と小型試験片の採取位置を、それぞれ示す。小型試験片は、スポット溶接部の疲労破壊起点であるシートセパレーション先端の熱影響部から、前章と同じ方向で採取する。



(a) Tensile specimen



(b) Fatigue specimen

Fig.4.3 Shape and dimension of small specimen (unit : mm).

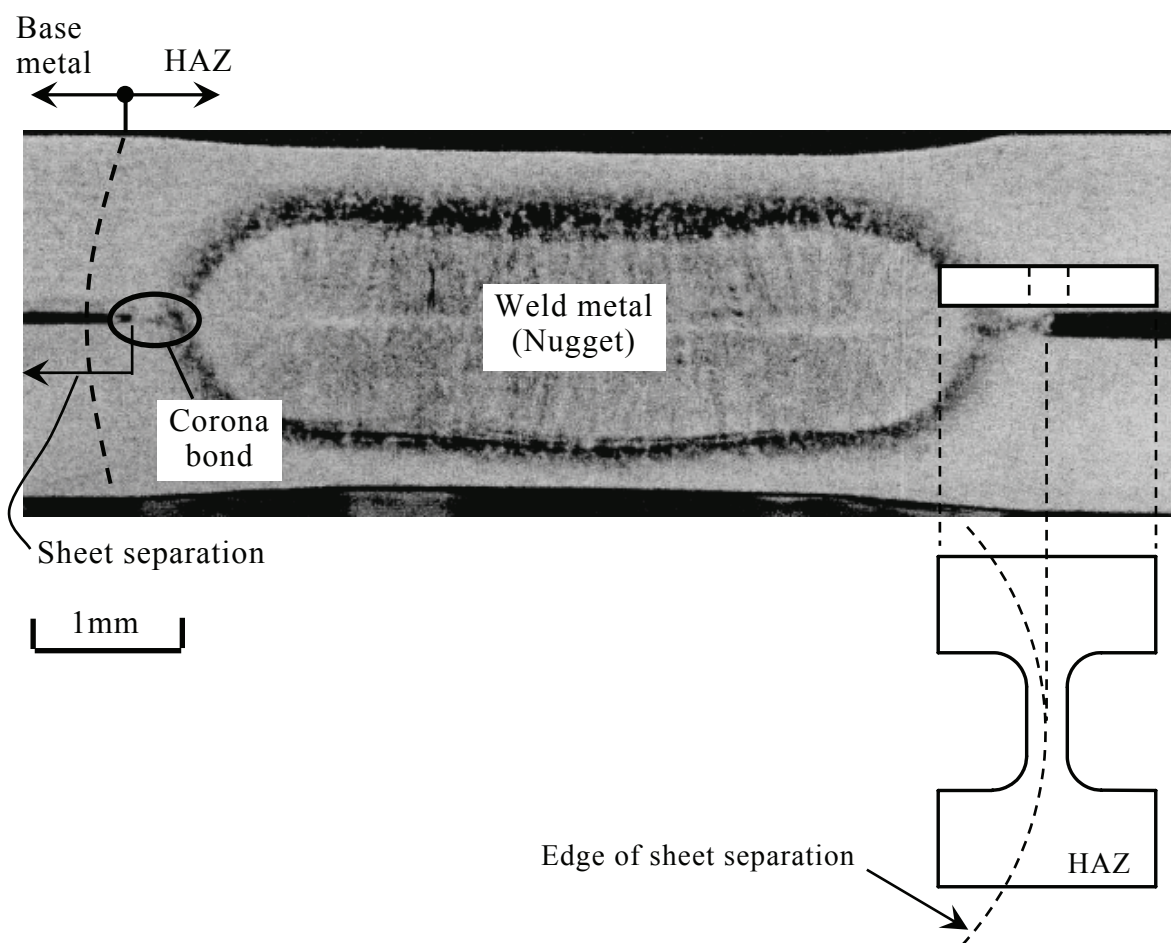


Fig.4.4 Cross section of spot weld and sampling location of HAZ small specimen.

引張試験は、スポット溶接継手の FEM 解析に用いる塑性構成関係を求めるために実施する。前章では、疲労試験の荷重条件下における変形はシートセパレーション先端近傍のみに集中し、その他の大部分は弾性変形となることを示した。したがって、熱影響部の塑性構成関係を解析モデル全体に与えても、シートセパレーション先端の応力とひずみを精度良く評価できると考え、熱影響部のみの引張強度を評価する。一方、本章では、後述のように DC 試験片の疲労試験を 2×10^6 cycles で打ち切るため、溶接継手疲労限度 (1×10^7 cycles の時間強度) の予測は行わないが、鋼板材質の影響に関する考察のために、疲労試験を実施する。

4.2.3 試験装置および試験条件

(1) DC 試験片の疲労試験

DC 試験片の疲労試験には電気油圧サーボ式疲労試験機を用い、荷重制御で室温・大気中にて実施する。図 4.5 は、DC 試験片を試験治具に固定した状態を模式的に示す。

扇形の治具には、試験片溶接部を中心とする同一円周上に15度ピッチでキリ穴を設けており、その取り付け位置を変えることによって、負荷方向を変化させることができる[12, 13]。ここでは、同図に示す3種類の負荷方向の疲労試験を実施する。試験片平板部に垂直な方向への負荷を「引張」、試験片平板部に平行な方向への負荷を「せん断」、引張とせん断の中間方向への負荷を「複合」と呼ぶ。「複合」は、試験片をせん断から15°だけ回転させた状態である。図4.1に示したように、試験片取り付けの際は、R部を除く試験片側面の全周を試験治具で挟持して固定し、試験治具は平板部に接触しない。

荷重波形は、正弦波、最小最大荷重比0.1の部分片振り引張である。試験治具の重量が試験荷重に対して相対的に大きいため、周波数を高くすると試験治具の慣性力により試験荷重を精度良く制御できなくなることから、周波数を3Hzとする[12, 13]。疲労寿命 N_f [cycles] は、試験片表面の溶接部近傍において、疲労き裂が電極圧痕径と同程度の長さに進展したときの繰返し数とする。なお、 1×10^7 cycles の試験を実施するには多くの時間（約40日）を要することから、試験片が疲労破壊しない場合に試験を打ち切る繰返し数は、 2×10^6 cycles（約8日）とする。

(2) 引張せん断試験片と十字引張試験片の疲労試験

引張せん断試験片と十字引張試験片の疲労試験には電磁共振型疲労試験機を用い、荷重制御で室温・大気中にて実施する。荷重波形は、正弦波、最小最大荷重比0.1の部分片振り引張である。周波数は、引張せん断試験片では約100Hz、十字引張試験片では約50Hzである。これは、両試験片の負荷荷重に対する剛性の差に起因して、共振周波数が異なるためである。疲労寿命 N_f [cycles] の定義は、DC試験片と同じである。試験片が疲労破壊しない場合に試験を打ち切る繰返し数は、 1×10^7 cycles とする。

(3) 小型試験片の引張試験と疲労試験

小型試験片の試験は、前章までと同じ試験方法を用いて実施する。引張試験は、試験装置クロスヘッドの移動速度0.001mm/s一定とし、室温・大気中にて実施する。前章までと同様に、公称ひずみは、試験装置クロスヘッドから推定した値とする。疲労試験は、荷重制御で室温・大気中にて実施する。応力波形は、正弦波、周波数10Hz、最小最大応力比 R は0.1（部分片振り引張）と-1（完全両振り）の2種類とする。試験片が疲労破壊しない場合に試験を打ち切る繰返し数は、 2×10^6 cycles とする。

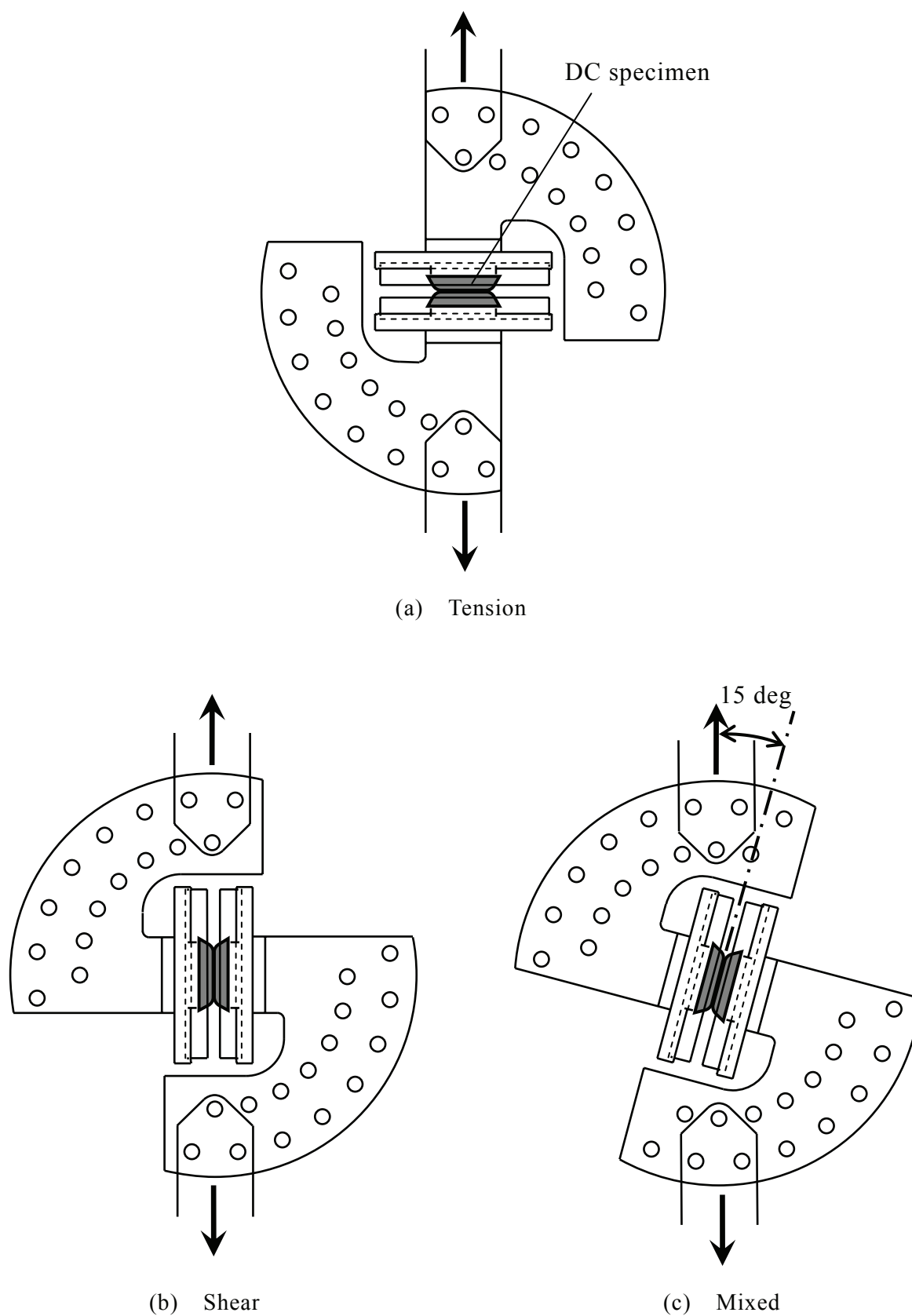


Fig.4.5 Schematic illustration of DC specimen and testing fixtures.

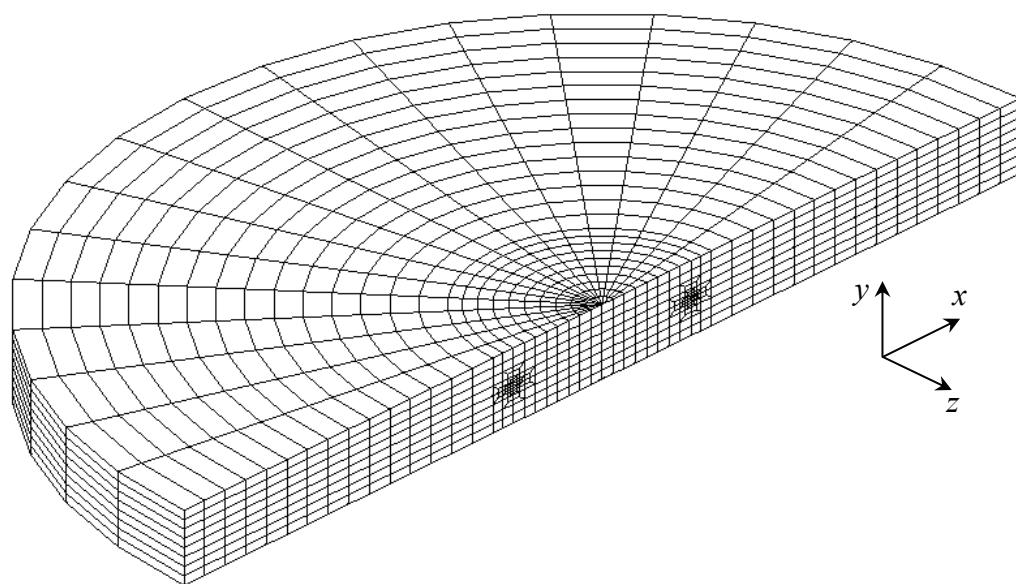
4.3 解析方法

4.3.1 目的

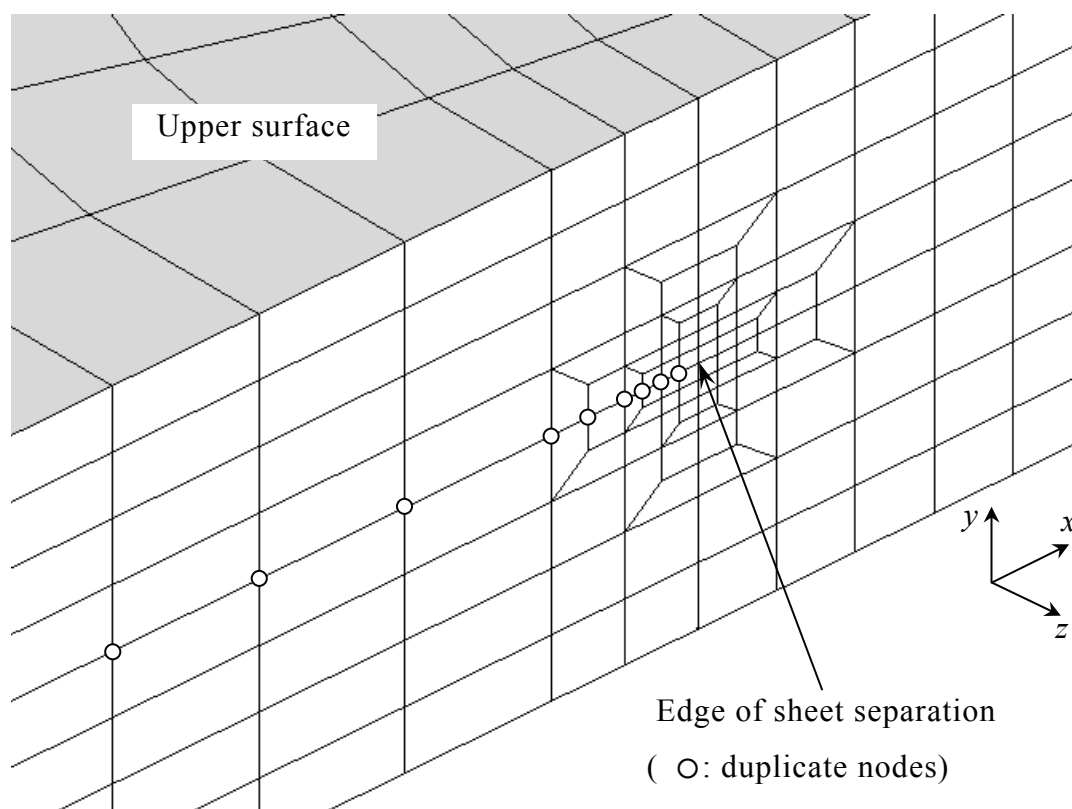
後述のように、DC 試験片のせん断疲労強度は高張力鋼板の方が軟鋼板よりも優れ、引張せん断試験片と異なる。これまでに実施された DC 試験片の FEM 解析[15]より、試験片外周が固定されるために平板部の面外荷重に対する剛性が高く、せん断荷重下の応力状態は純せん断に近くなることが明らかにされている。しかし、その結果は弾性解析に基づくものであり、鋼板材質と疲労強度の関連性は明らかにされていない。一方、前章までの検討で、破壊起点の局所引張強度を考慮した FEM 弾塑性解析によって、鋼板材質と継手強度の関連性を説明できることが明らかになっている。そこで本章では、DC 試験片に対して同様の手法を適用する。

4.3.2 解析モデル

図 4.6 と図 4.7 は、DC 試験片と引張せん断試験片の解析モデルを示す。解析対象は、引張せん断疲労試験の供試材である 270MPa 級と 590MPa 級であり、両材料で同じモデル形状および要素分割を用いる。両試験片ともに、対称性を考慮して、試験片の 1/2 を 8 節点 6 面体要素でモデル化する。実際の DC 試験片の疲労試験では、R 部は試験治具に固定されていないので負荷時に変形を生じるが、ここでは簡単のため直径 33mm の平板部のみを解析対象とし、平板部外周を固定した状態で近似する。疲労破壊起点となるシートセパレーション先端の近傍は、要素を約 80 μm に分割する。スポット溶接部は、半径 3.5mm の円板とする。これは、スポット溶接部の縦割り断面上において測定した、溶接中心からシートセパレーション先端までの距離に相当する。スポット溶接部以外の上下鋼板合わせ面には二重節点を定義し、その初期間隔と初期応力はゼロとする。また、負荷荷重は片振り引張であり、二重節点は開口することから、上下鋼板合わせ面間に接触は定義しない。本章では、シートセパレーション先端の応力・ひずみ状態に及ぼす試験片形状と鋼板材質の影響を定性的に比較することを目的として、前章の解析モデルよりも要素分割をやや粗くし、先端形状は開口量ゼロのき裂状とする。一方、引張せん断試験片の破線で示す領域は、DC 試験片と同一の要素分割であり、このようにモデル化することにより、両試験片で要素分割を揃えて、シートセパレーション先端の応力・ひずみを直接比較することができる。



(a) Overall view



(b) Magnified view around edge of sheet separation

Fig.4.6 Finite element model of DC specimen.

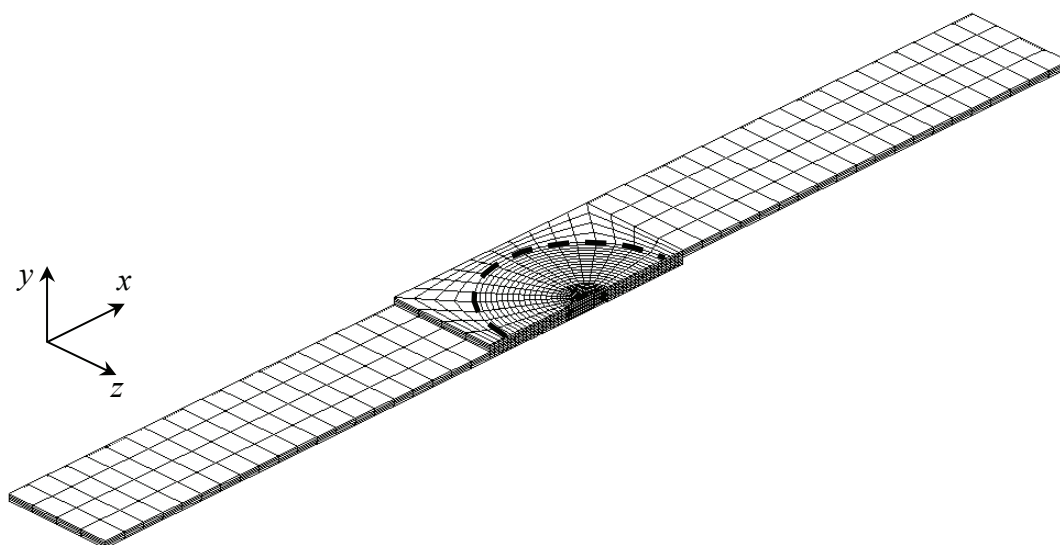


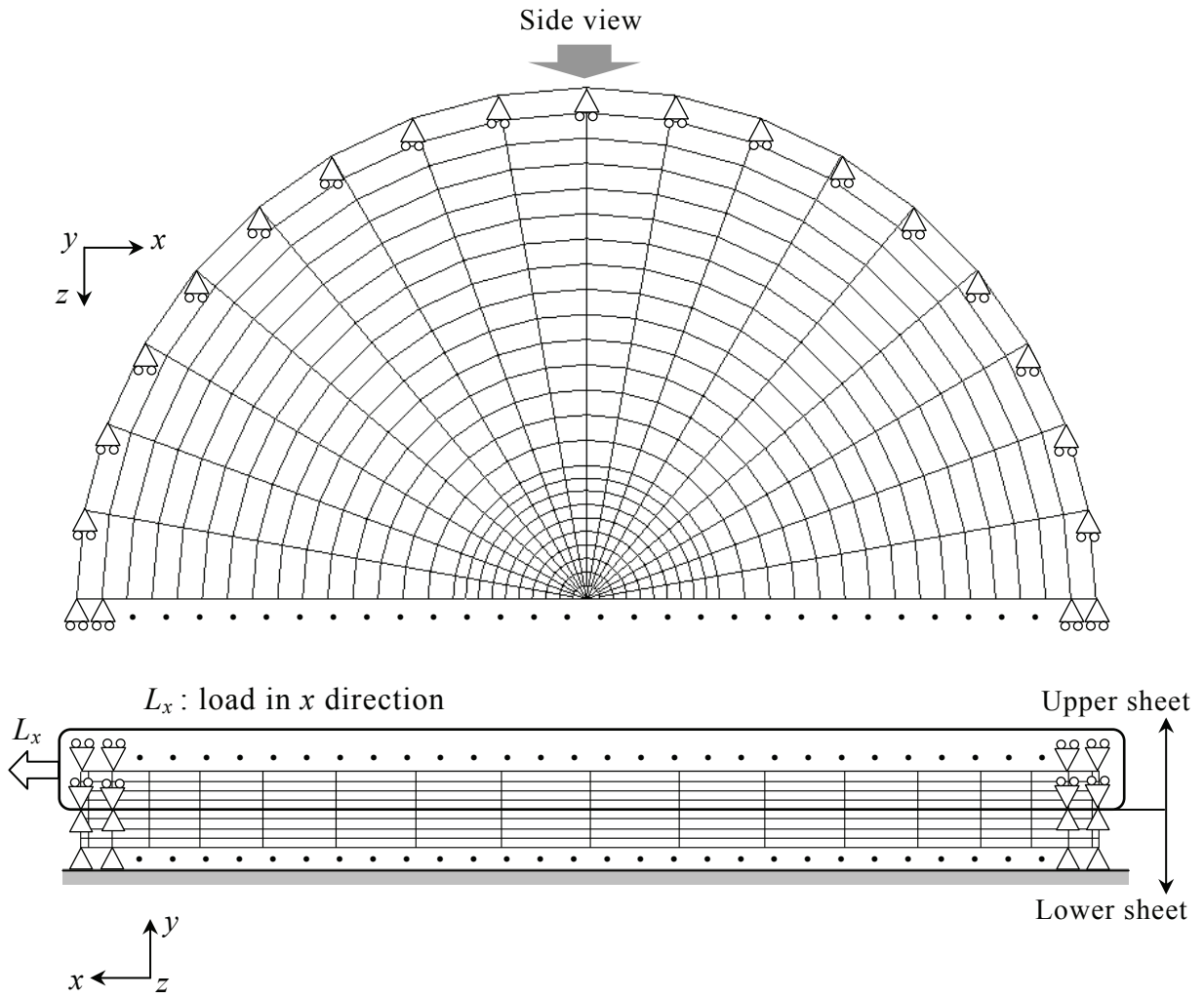
Fig.4.7 Finite element model of tensile-shear specimen (overall view).

図 4.8 は、解析モデルの境界条件を示す。DC 試験片では、下板側（節点の y 座標が小さい側）最外周の全節点の変形を拘束し、上板側（同、大きい側）最外周の全節点に x 方向への荷重 L_x を与える。引張せん断試験片では、一端を固定し、他端に x 方向への荷重 L_x を与える。両試験片ともに、負荷荷重を負荷位置の全節点数で除した値を、各節点への集中荷重として均等に与える。解析には汎用コード Abaqus を用い、微小変形理論に基づく弾塑性解析を実施する。

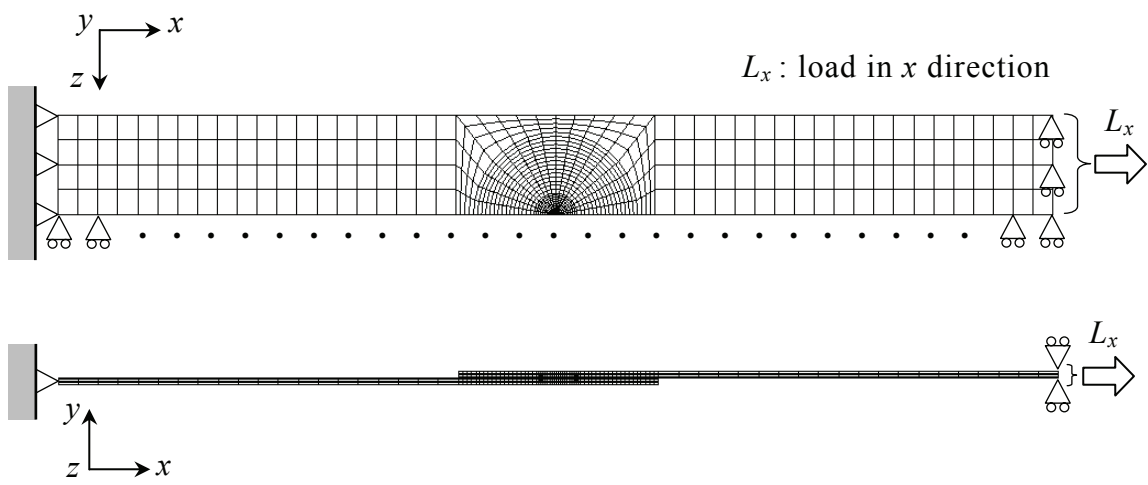
4.3.3 弾性係数と塑性構成関係

両材料ともに、弾性特性に関して線形等方であると仮定し、応力と工学ひずみに関するフックの法則における縦弾性係数は 205900 MPa、ポアソン比は 0.3 とする。

4.2.3 節で述べたように、疲労試験の荷重条件では、シートセパレーション先端以外は弾性変形に留まるため、HAZ の塑性構成関係（真応力-対数塑性ひずみ関係）を解析モデル全体に与える。また、前章と同様の理由から、疲労試験における繰返し軟化もしくは繰返し硬化、およびひずみ速度が引張強度に及ぼす影響は小さいと考え、単調・静的引張試験結果から推定した塑性構成関係を用い、Mises の降伏条件を適用する。具体的な真応力と塑性ひずみの値は、4.4.2 節で示す。



(a) DC specimen



(b) Tensile-shear specimen

Fig.4.8 Boundary condition for finite element analysis of spot welded joint.

4.4 結果および考察

4.4.1 スポット溶接継手の疲労試験

(1) DC 試験片における負荷モードと鋼板材質の影響

図 4.9 は、DC 試験片の荷重範囲 ΔL [N] と疲労寿命 N_f [cycles] の関係（以下、L-N 関係）を示す。いずれの材料でも、時間強度はせん断、複合、引張の順に低下し、引張はせん断の 1/5 程度である。また、複合の時間強度は、せん断と引張のほぼ中間である。これらの傾向は、自動車技術会における検討結果[12, 13]と同じである。試験機荷重を L とすると、複合における引張方向の荷重成分は $L \cdot \sin 15^\circ \approx 0.26L$ 、せん断方向の荷重成分は $L \cdot \cos 15^\circ \approx 0.97L$ であり、前者の方が小さいが、引張荷重に対する疲労強度はせん断よりも著しく低いことから、重畳する引張荷重が相対的に小さくても、その影響が疲労強度に大きく表れることを示唆している。

引張では各材料の疲労強度に大きな差はないが、せん断では高張力鋼板の疲労強度は 270MPa 級よりも優れ、 1×10^6 cycles の時間強度で比較すると 1.5~2 倍の差がある。したがって、引張せん断試験片の試験結果（疲労強度は軟鋼板と高張力鋼板で同等）と異なる。複合においても高張力鋼板の方が高強度であるが、これは、せん断における優位性が現れたためと考えられる。

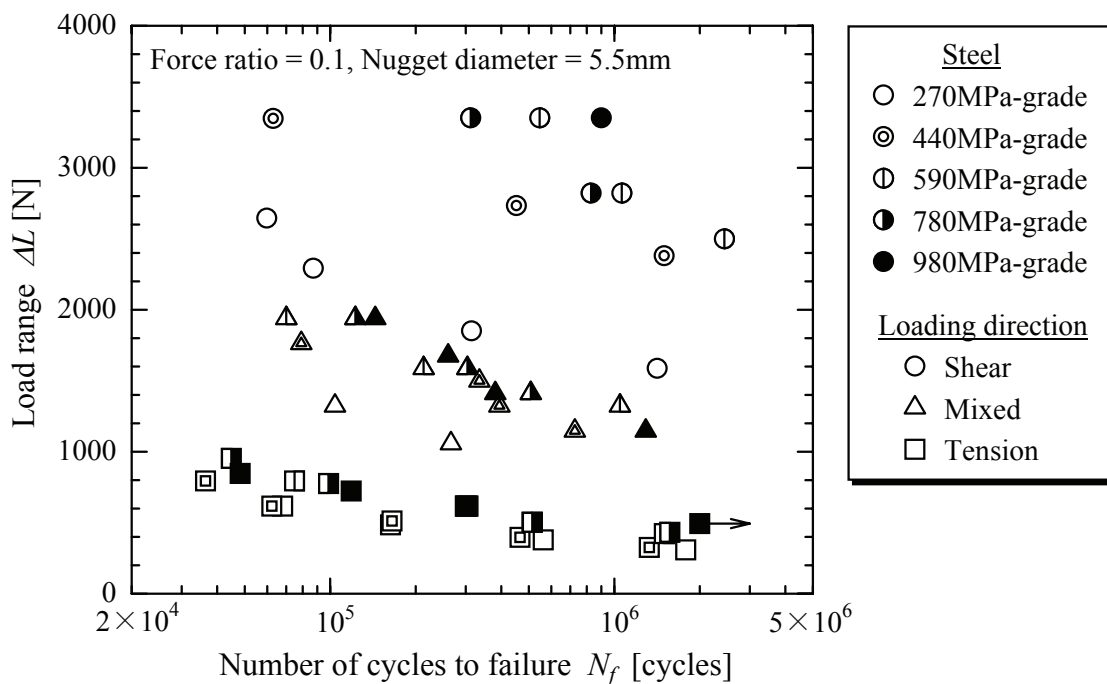


Fig.4.9 Relationship of DC specimens between load range and number of cycles to failure.

図 4.10 は、DC 試験片の疲労試験後の断面写真を示す。いずれの写真も、上下方向と試験機荷重軸方向を一致させている。いずれの負荷モードでも、疲労破壊起点はシートセパレーション先端の熱影響部であり、DC 試験片についてもシートセパレーション先端の応力・ひずみ状態に基づいて疲労強度を議論できると判断される。き裂進展方向は、板厚方向に対して 30 度~45 度傾斜しており、せん断の進展方向は、前章に示した引張せん断試験片のそれと近い。

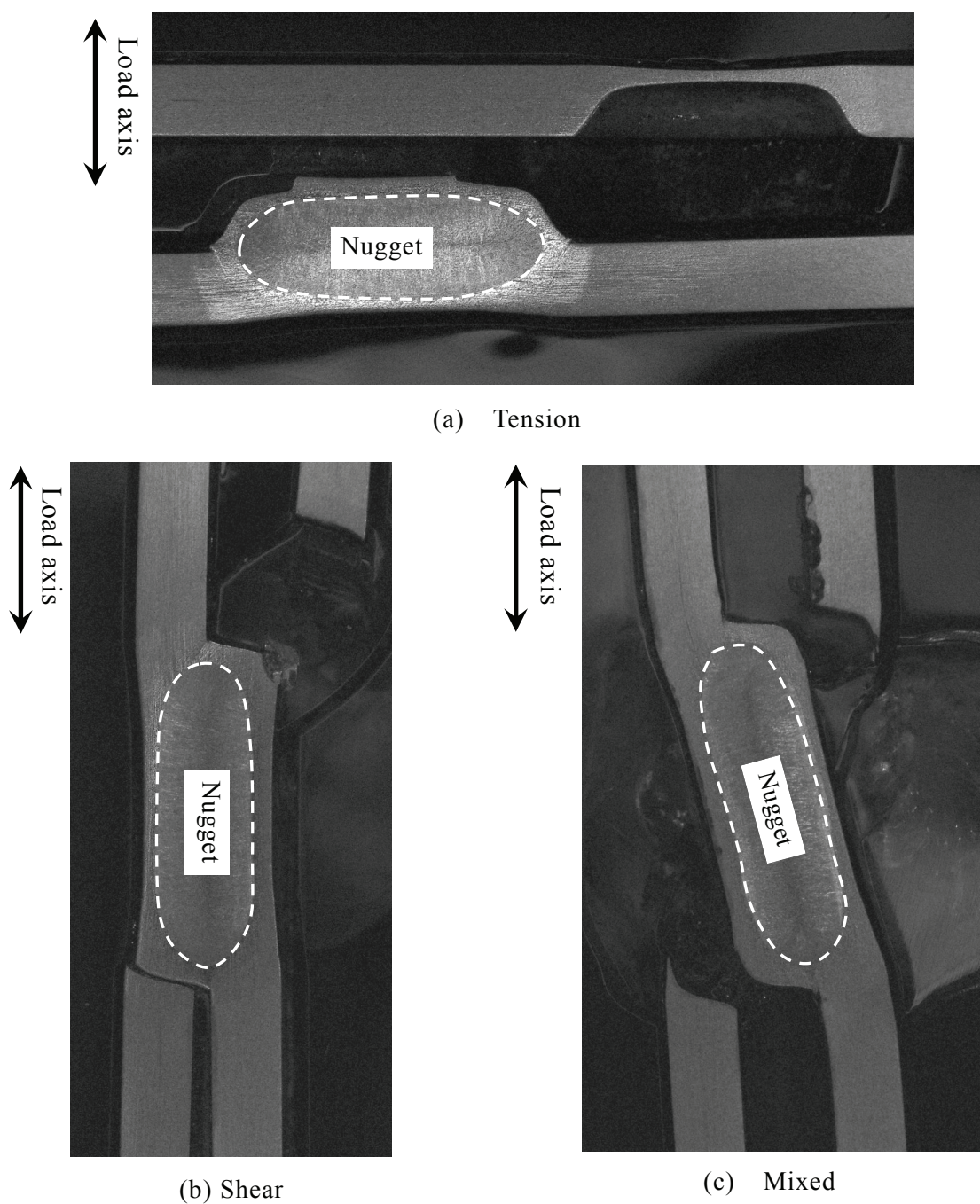


Fig.4.10 Cross section of DC specimen after fatigue test (980MPa-grade steel).

(2) DC 試験片と JIS 単純試験片の比較

図 4.11 は、270MPa 級と 590MPa 級について、DC 試験片（引張，せん断）と JIS 単純試験片の L-N 関係を比較したものである。DC 試験片の引張と十字引張試験片の疲労強度はほぼ等しく，これは両試験片の応力状態が近いことを示唆している。一方，DC 試験片のせん断と引張せん断試験片を比較すると，590MPa 級では前者の方が疲労強度は高いのに対して，270MPa 級では両者の疲労強度はほぼ等しい。

ここで，前章の 270MPa 級の引張せん断疲労強度は全寿命域にわたって 590MPa 級よりも優れているのに対して，本章の 270MPa 級では低寿命域において 590MPa 級よりも低強度，長寿命域においてほぼ同強度である。これは，4.2.1 節に述べたように，270MPa 級の鋼種が異なることによる。これまでも，極低炭素軟鋼板の引張せん断試験片の低寿命域における疲労強度は，低炭素軟鋼板や高張力鋼板よりも低いことが報告されている[16, 17].

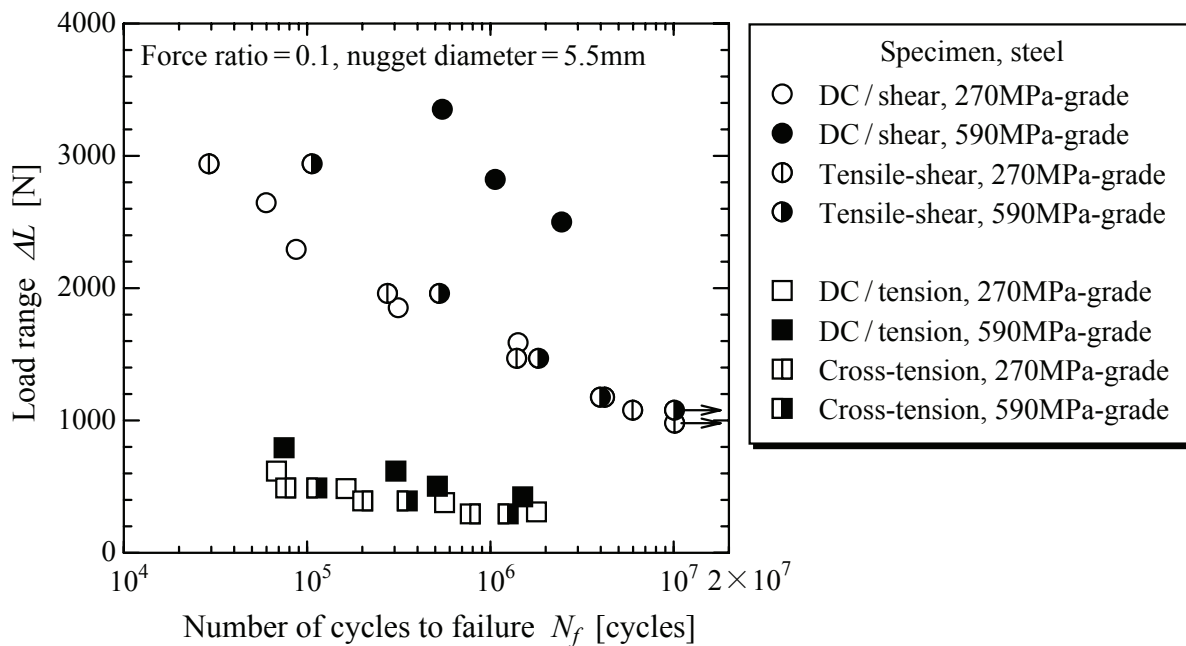


Fig.4.11 Comparison of L-N relationships between DC specimen and JIS specimen.

4.4.2 小型試験片の引張試験と疲労試験

(1) 引張試験

図 4.12 は HAZ 試験片の公称応力-公称ひずみ関係を、表 4.3 は機械的性質を、それぞれ示す。270MPa 級の引張強さ（296MPa）は母材のそれとほぼ等しく、前章に示した 270MPa 級（617MPa）よりも大幅に低い。これは、本章の 270MPa 級の炭素量が非常に低いため、マルテンサイト変態がほとんど生じないことによる。

図 4.13 は HAZ の真応力-対数塑性ひずみ関係を、表 4.4 は各プロット点の応力とひずみの値を、それぞれ示す。これらの応力-ひずみ関係を、各データの組を用いて多直線近似して FEM 解析に用いる。

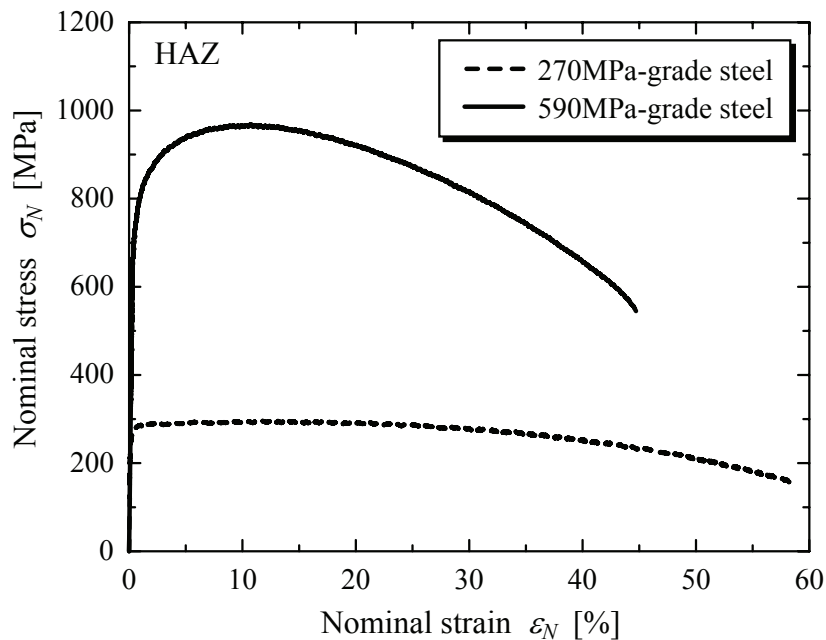


Fig.4.12 Nominal stress-nominal strain relationship of HAZ small tensile specimens.

Table 4.3 Mechanical property of HAZ specimens.

Steel	Tensile strength σ_B [MPa]	Elongation El [%]	Reduction of area RA [%]
270MPa-grade	296	58.4	95.8
590MPa-grade	968	44.7	71.6

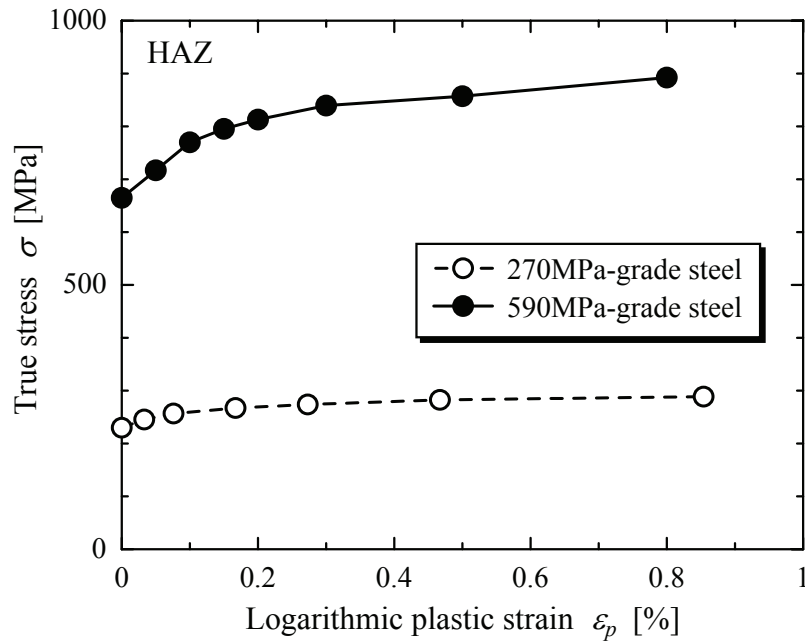


Fig.4.13 True stress-logarithmic plastic strain relationship of HAZ for finite element analysis.

Table 4.4 Logarithmic plastic strain and true stress for finite element analysis.

(a) 270MPa-grade steel

Logarithmic plastic strain ϵ_p [%]	True stress σ [MPa]
0.00	229.9
0.03	245.4
0.08	256.7
0.17	267.1
0.27	273.9
0.47	282.6
0.85	288.7

(b) 590MPa-grade steel

Logarithmic plastic strain ϵ_p [%]	True stress σ [MPa]
0.00	664.9
0.05	716.9
0.10	769.8
0.15	795.3
0.20	812.9
0.30	839.4
0.50	857.1
0.80	892.0

(2) 疲労試験

図 4.14 は、HAZ 試験片の S-N 関係を示す。縦軸は公称応力振幅[MPa]、横軸は破断繰返し数[cycles]である。両応力比ともに、590MPa 級の方が疲労強度が優れ、前章の試験結果（図 3.15）と異なる。これは、本章の 270MPa 級の静的強度が、前章のそれよりも大幅に低いためである。

図 4.14 の試験結果は、DC 試験片のせん断疲労強度の材料間優劣と対応するが、引張せん断試験片のそれとは対応しない。前章では、引張せん断試験片の疲労破壊形態が危険面上垂直応力から説明できることを明らかにした。先述のように、き裂進展方向は DC 試験片のせん断と引張せん断試験片で近いことから、危険面の方向もほぼ等しいと考えられる。したがって、590MPa 級における残留応力の危険面垂直方向成分、すなわち平均応力としての影響度は、両試験片で同等であると考えられる。それにもかかわらず、590MPa 級で引張せん断試験片の方が DC 試験片よりも低強度となるのは、前者の方が同一荷重下における危険面上垂直応力が大きいことを示唆している。

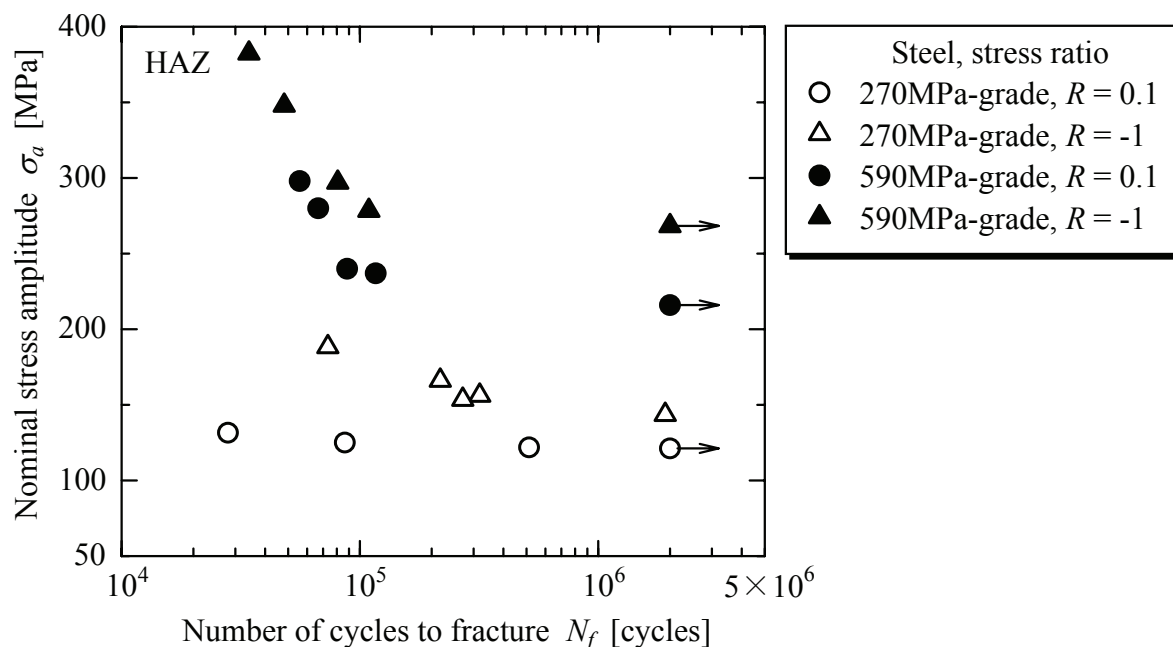


Fig.4.14 Relationship of HAZ small specimen between stress amplitude and number of cycles to fracture.

4.4.3 FEM 解析

本節では、引張せん断試験片の 1×10^6 cycles 時間強度における最大荷重に相当する 2000N を負荷条件とした解析結果を示す。

図 4.15 は、解析モデル対称面から見た変形図の例（590MPa 級）を示す。変形状態の比較を容易にするため、変形量を 10 倍に拡大して表示している。DC 試験片の方が、スポット溶接部の回転は小さい。これは、試験片全周が固定されるため、面外荷重に対する剛性が高いことによる。

図 4.16 は、解析モデル対称面上におけるシートセパレーション先端の負荷荷重方向垂直応力 σ_x [MPa]、開口（板厚）方向垂直応力 σ_y [MPa] およびせん断応力 τ_{xy} [MPa] を示す。両材料ともに、 σ_x と σ_y は DC 試験片の方が引張せん断試験片よりも小さく、前者はほぼ純せん断応力状態、後者は多軸応力状態にあることがわかる。また、引張せん断試験片では、 σ_x と σ_y は 590MPa 級の方が 270MPa 級よりも大きい。一方、 τ_{xy} は両試験片でほぼ等しく、試験片形状の影響は小さい。また、590MPa 級の τ_{xy} は 270MPa 級の約 2 倍である。

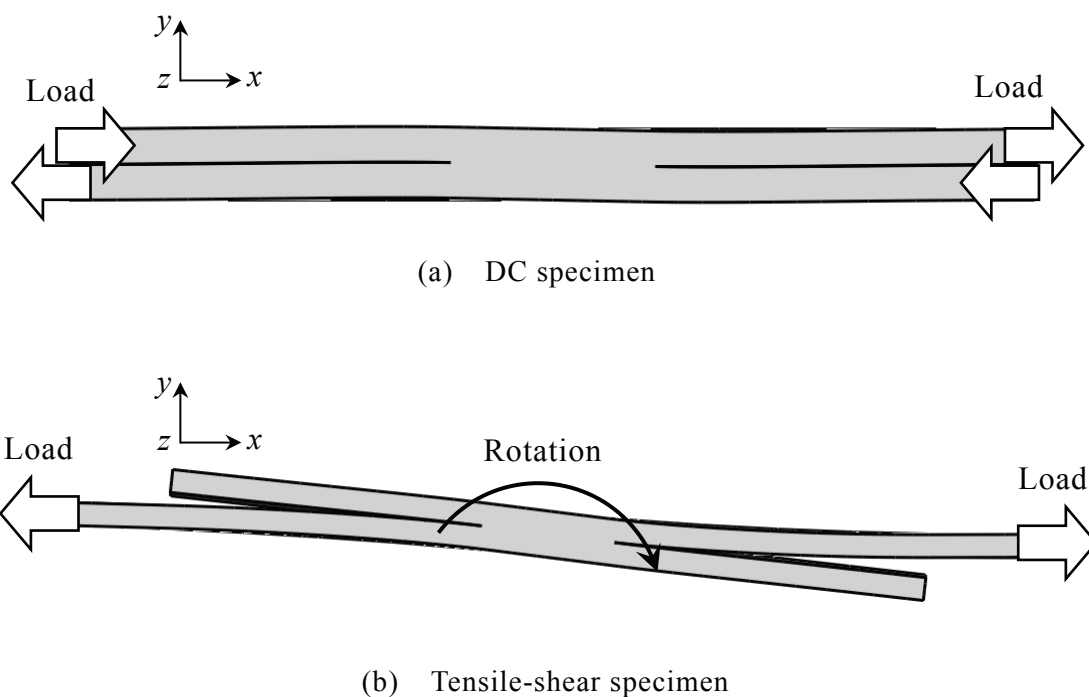
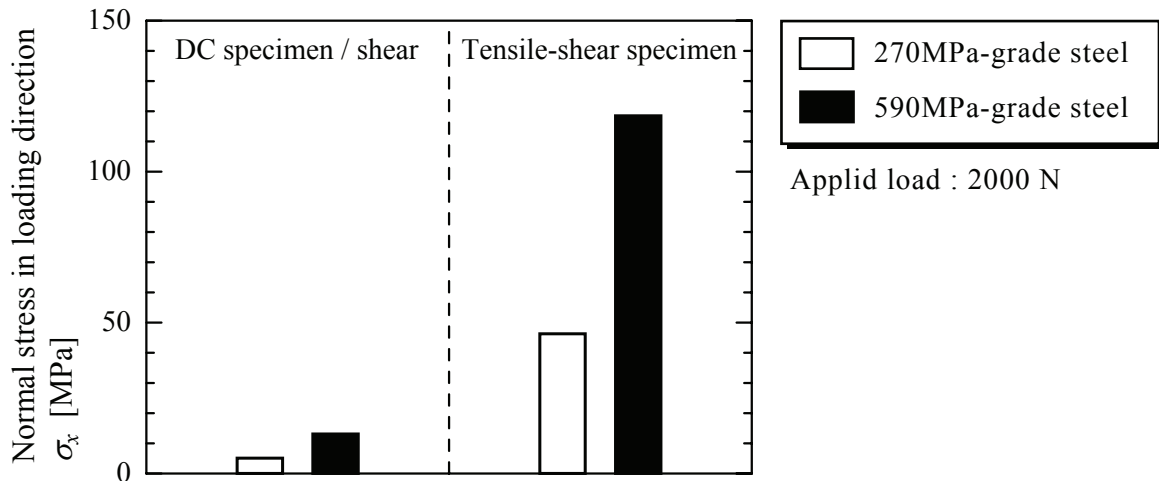
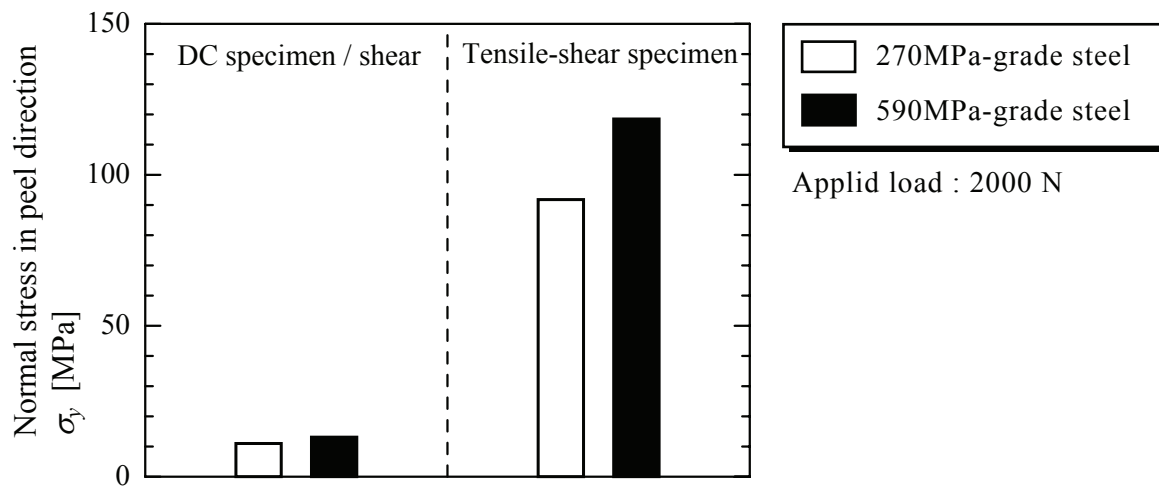


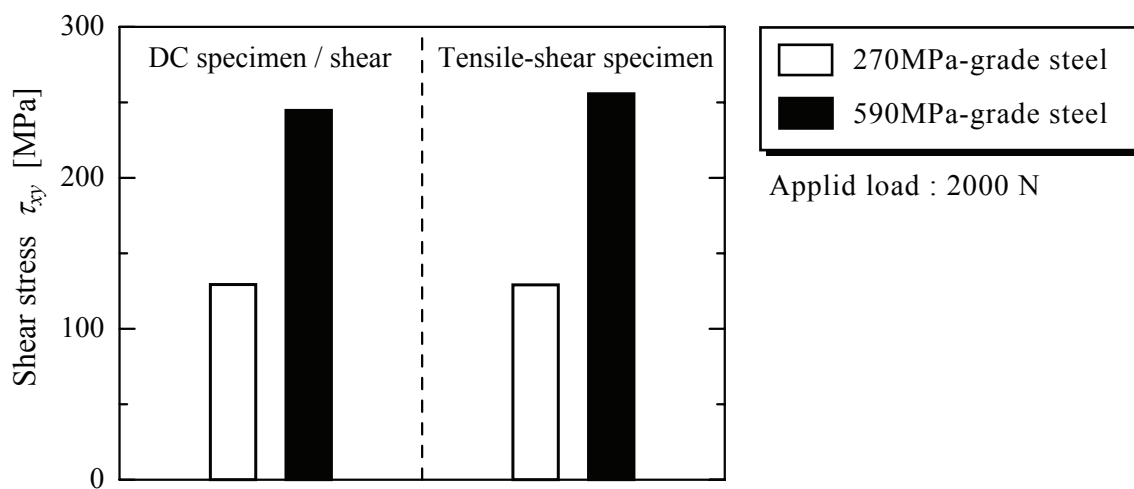
Fig.4.15 Comparison of deformation state between DC specimen and tensile-shear specimen (590MPa-grade steel).



(a) Normal stress in loading direction



(b) Normal stress in peel direction



(c) Shear stress

Fig.4.16 Stress at edge of sheet separation.

負荷荷重が等しいにもかかわらず、両材料で応力が大きく異なるのは、4.4.2 節に示した引張特性の差に起因する。表 4.5 は、シートセパレーション先端の相当塑性ひずみを示す。両試験片ともに、静的強度の低い 270MPa 級では 0.3~0.4%の塑性ひずみが生じるのに対して、590MPa 級では変形がほぼ弾性域内に留まる。したがって、応力の絶対値は 590MPa 級の方が大きくなる。引張せん断試験片では、垂直応力の差が疲労強度に強く影響し、それらの値が大きい 590MPa 級では危険面上垂直応力も大きくなって、疲労強度が 270MPa 級並にまで低下したと推察される。一方、せん断応力も 590MPa 級の方が大きい、垂直応力がほとんど生じない DC 試験片では、静的強度が高く塑性変形の生じない 590MPa 級の方が、疲労強度の観点から優位であったと推察される。

なお、図 4.11 に示したように、引張せん断試験片の高荷重域においては、590MPa 級の方が疲労強度は優れる。これに関して、例えば負荷荷重 3333N（図 4.11 の荷重範囲 3000N の最大荷重に相当）の条件で FEM 解析を実施した結果、シートセパレーション先端の相当塑性ひずみは 270MPa 級で 1.4%、590MPa 級で 0.14%であり、前者の塑性変形が過大なために低疲労強度になったと考えられる。また、270MPa 級では引張せん断試験片と DC 試験片のせん断とで疲労強度に大差が無いことに関して、表 4.5 に示したように、シートセパレーション先端の塑性ひずみは両試験片ともに 0.3%以上と比較的大きく、塑性疲労領域にあるために応力状態の差（垂直応力の有無）の影響が現れにくかったと考えられる。したがって、さらに低荷重域で塑性変形が小さくなると、DC 試験片の方が引張せん断試験片よりも長寿命になると予想される。

Table 4.5 Equivalent plastic strain at edge of sheet separation
(applied load : 2000N).

Steel / specimen		Equivalent plastic strain [%]
270MPa-grade	DC / shear	0.31
	Tensile-shear	0.36
590MPa-grade	DC / shear	0
	Tensile-shear	0.01

4.4.4 板厚低減の可能性

実車スポット溶接部の応力状態を良く模擬できる DC 試験片では、高張力鋼板のせん断疲労強度は軟鋼板よりも優れる。したがって、せん断変形が支配的な実車溶接部では、鋼板を高強度化することにより、軟鋼板に比して疲労強度を低下させずに板厚を低減でき、強度信頼性の確保と軽量化を両立できる可能性がある。そこで、純せん断応力状態の場合を対象に、板厚低減の可能性を定量的に考察する。

DC 試験片の疲労寿命は、板厚や負荷モードによらず、ナゲット外周に作用する最大主応力（公称構造応力 σ_{ns} と呼ばれる）でほぼ統一的に整理できることが明らかにされている[12, 13]。せん断モードの場合、 σ_{ns} [MPa] は次式で表される。

$$\sigma_{ns} = \frac{F}{\pi t d} \left[1 + 3 \frac{1 - \left(\frac{d}{D}\right)^2}{1 + \left(\frac{d}{D}\right)^2} \right] \quad (4.2)$$

ここで、 F はせん断荷重[N]、 t は板厚[mm]、 d はナゲット径[mm]、 D は DC 試験片の平板部直径[mm]である。上式は、DC 試験片の平板部を「中央に直径 d の剛体介在物が存在する直径 D の円板」とみなし、平板の弾性変形理論に基づいて導出されたものである。上式から、 σ_{ns} はせん断荷重に比例し、板厚に反比例することがわかる。図 4.11 に示したように、590MPa 級の 1×10^6 cycles 時間強度は 270MPa 級のその約 1.6 倍である。すなわち、同一荷重および同一ナゲット径の条件下では、590MPa 級の板厚を $1/1.6 = 0.625$ 倍に減じても、疲労寿命は 270MPa 級と同等になることになる。例えば、本章の 270MPa 級（板厚 1.2mm）に対して、590MPa 級では板厚を 0.75mm にまで低減できる可能性がある。

4.5 結言

本章では、対向カップ型（DC）試験片を用いて、スポット溶接部疲労強度と鋼板材質・応力状態の関連性を明らかにすることを目的として、強度クラス 590MPa 級以上の高張力鋼板を対象に、DC 試験片の作製を実現して各負荷モードの疲労試験を実施するとともに、単純試験片の疲労試験結果との比較、破壊起点の局所引張強度を考慮した FEM 弾塑性解析による応力・ひずみ状態の評価を行った。得られた主な結果を以下に示す。

- (1) DC 試験片の疲労強度は、せん断、複合（せん断+引張）、引張の順に低下する。引張の時間強度はせん断の約 1/5 であり、スポット溶接部は引張荷重に対して低強度である。
- (2) DC 試験片の引張疲労強度は、鋼板材質によらず概ね一定であり、十字引張試験片の試験結果と同様である。
- (3) DC 試験片のせん断疲労強度は、高張力鋼板の方が軟鋼板よりも大幅に優れ、引張せん断試験片の試験結果（高張力鋼板と軟鋼板の疲労強度はほぼ同等）と異なる。
- (4) 引張せん断試験片では、スポット溶接部が回転するため多軸応力状態となり、かつ、同一荷重下での垂直応力は高張力鋼板の方が軟鋼板よりも高く、高張力鋼板にとって厳しい応力状態となる。一方、DC 試験片では、スポット溶接部の回転が小さいため応力状態は純せん断に近く、同一荷重下で塑性変形の小さい高張力鋼板の方が疲労強度の観点から優位になると考えられる。
- (5) せん断応力が支配的な実車スポット溶接部では、高張力鋼板を適用することにより、軟鋼板に比して疲労強度を低下させずに板厚を低減（軽量化）できる可能性がある。

第4章の参考文献

- [1] 阿部博司, 片岡成典, 佐藤次彦, 単点引張りせん断スポット溶接継手の疲れ強さの統一的評価式, 溶接学会論文集, **4-3** (1986), pp.639-646.
- [2] 阿部博司, 横峯達也, 中岡豊人, 佐藤次彦, 2 段繰り返し荷重下における単点スポット溶接継手の疲れ寿命について - 軟鋼と高張力鋼の場合の比較 -, 溶接学会論文集, **11-2** (1993), pp.313-320.
- [3] Lindgen, C., Sperle, J. O., Johnson, M., Fatigue strength of Spot Welded Beams in High Strength Steels, *Welding in the World*, **37** (1996), pp.90-104.
- [4] 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, **17-4** (1999), pp.553-560.
- [5] Singh, S., Hahn, O., Du, F., Zhang, G., Lightweight Design Through Optimised Joining Technology, *Welding in the World*, **46** (2002), pp.10-18.
- [6] Rathbun, R. W., Matlock, D. K., Speer, J. G., Fatigue Behavior of Spot Welded High-Strength Sheet Steels, *Welding Journal*, **82-8** (2003), pp. 207s-218s.
- [7] Bonnen, J. J. F., Agrawal, H., Amaya, M. A., Lyengar, R. M., Kang, H. T., Khosrovaneh, A. K., Link, T. M., Shih, H. C., Walp, M., Yan, B., Fatigue of Advanced High Strength Steel Spot-Welds, *SAE paper* (2006), 2006-01-0978.
- [8] 東郷敬一郎, 安富 涼, 荒木弘安, 庄子和裕, 田中英敬, 薄田 茂, 島村佳伸, スポット溶接継手の疲労強度と疲労破壊機構に及ぼす鋼材強度レベルの影響, 材料, **55-12** (2006), pp.1095-1101.
- [9] Long, X., Khanna, S. K., Fatigue Properties and Failure Characterization of Spot Welded High Strength Steel Sheet, *International Journal of Fatigue*, **29** (2007), pp.879-886.
- [10] 奥野澄生, 大村慶次, 初田俊雄, 笠井靖夫, 車両構体におけるスポット溶接部の疲労強度評価, 日本機械学会論文集 (A 編), **52-477** (1986), pp.1403-1410.
- [11] 森 信行, 尼子龍幸, 箱形断面 T 字形結合部材のスポット溶接部の疲労強度, 日本機械学会論文集 (A 編), **52-480** (1986), pp.1801-1808.
- [12] Nakahara, Y., Takahashi, M., Kawamoto, A., Fujimoto, M., Tomioka, N., Method of Fatigue Life Estimation for Spot-Welded Structures, *SAE Paper* (2000), 2000-01-0779.
- [13] Seto, K., Kawamoto, A., Nakayama, E., Ishizu, H., Tsunoda, K., Kaneko, M., Fujita, N., Yoshida, Y., Tomioka, N., Takahashi, M., Fujimoto, M., A New Method of Stress

- Calculation in Spot Welded Joint and Its Application to Fatigue Life Prediction of Actual Vehicle, *SAE Paper* (2003), 2003-01-2089.
- [14] 山内信幸, 高隆夫, 高張力鋼板のスポット溶接性, *住友金属*, **33-4** (1981), pp.567-578.
- [15] Radaj, D., Giering, A., Spot-Welded Double-Cup Specimen, *Materialprüfung*, **37** (1995), pp.10-13.
- [16] 岡田 進, 佐藤 進, 阿部英夫, 池田東至朗, 極低炭素冷延鋼板のスポット溶接疲労強度, *CAMP-ISIJ*, **3** (1990), pp.1788-1791.
- [17] 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*, **385** (2006), pp.36-41.

第 5 章

結論

自動車車体の組立に多用される鋼板スポット溶接部は、部品間の荷重伝達を担うこと、応力集中を生じやすい形状構造であることに起因して、破壊起点となりやすいため、その強度評価は重要である。スポット溶接部は、多くの場合、熱影響部や溶接金属を起点として破壊するため、それらの局所的な強度とスポット溶接部の強度は強い関連を有すると考えられる。しかし、スポット溶接部の寸法は数 mm 程度と小さいことから、標準的寸法の試験片を採取できないため、局所強度はほとんど明らかにされていない。本研究では、小型試験片（全長 3mm 未満，試験部断面 0.3mm×0.3mm）の引張試験方法と高サイクル疲労試験方法を新たに考案して、スポット溶接部の局所強度を明らかにするとともに、その強度とスポット溶接部強度の関連性を、実験と解析の両面から検討した。

第 2 章では、小型試験片の引張試験方法を用いて、スポット溶接部の溶接金属と熱影響部の局所引張強度を評価した。また、スポット溶接引張せん断試験片（ナゲット径が大，小の 2 種類）の静的試験と、これを模擬した FEM 弾塑性解析（局所引張強度を使用）を実施し、変形挙動を検討した。FEM 解析においてひずみが集中する部位は、実験における破壊起点（母材と熱影響部の境界，シートセパレーション先端の熱影響部）と一致した。また、それぞれの相当塑性ひずみと、小型引張試験片の破断絞りから求めた真の破壊ひずみを比較することにより、破壊形態（プラグ破断，界面破断）と破壊時の変形量を精度良く予測できた。すなわち、スポット溶接部の静的強度が、局所引張強度とナゲット径によって決定されることを定量的に示した。

第 3 章では、小型試験片の高サイクル疲労試験方法を用いて、スポット溶接部の疲労破壊起点である熱影響部の局所疲労強度を評価した。また、スポット溶接引張せん断試験片の高サイクル疲労試験と、これを模擬した FEM 弾塑性解析を実施して、破壊形態と破壊起点の応力状態（残留応力を考慮）を検討した。疲労破壊起点は、主応力

軸方向が一定とならない非比例応力状態となり、垂直応力範囲が最大となる危険面の方向は、実際のき裂進展方向と一致した。また、引張せん断試験片の疲労限度に相当する荷重条件下における危険面上の垂直応力は、熱影響部の疲労限度線図の近くに位置した。すなわち、スポット溶接部の疲労強度が、熱影響部の疲労強度と残留応力によって決定されることを定量的に示した。

第4章では、前章までのアプローチを用いて、スポット溶接部疲労強度と鋼板材質・応力状態の関連性を検討した。まず、引張せん断試験片と形状の異なる特殊な試験片（対向カップ型試験片）を高張力鋼板に対して初めて作製し、疲労試験を実施した。その結果、高張力鋼板のせん断疲労強度は軟鋼板よりも優れ、引張せん断試験片（高張力鋼板の疲労強度は軟鋼板とほぼ同等）と異なることを明らかにした。次に、両試験片を対象に、局所引張強度を考慮した FEM 弾塑性解析を行い、応力・ひずみ状態を比較した。その結果、引張せん断試験片では、スポット溶接部が回転するために多軸応力状態となり、かつ、高張力鋼板は軟鋼板よりも同一荷重下での塑性変形が小さいために、垂直応力が大きく厳しい応力状態となるのに対して、対向カップ型試験片では、スポット溶接部の回転が小さいため応力状態は純せん断に近く、同一荷重下で塑性変形の小さい高張力鋼板の方が疲労強度上優位であると考えられた。すなわち、スポット溶接部の疲労強度に及ぼす鋼板材質と応力状態の影響を、局所強度に基づいて説明できることを示した。

本研究で得られた知見は、自動車車体スポット溶接部材の強度シミュレーションの高精度化などに活用されている。

本研究に関連する今後の展開としては、車体への適用が増えつつある新たな溶接工法（レーザー溶接など）への応用が挙げられる。小型試験方法と FEM 解析を組み合わせたアプローチにより、自動車車体接合部の強度信頼性評価に貢献できると考える。

付録

小型試験片の試験方法

ここでは，小型試験片の試験方法の詳細（試験片の形状設計，電子スペックル干渉法によるひずみ測定方法，試験装置クロスヘッド変位からのひずみ推定方法，疲労試験治具の構造）を述べる．また，自動車用鋼板の母材を対象に引張試験と疲労試験を実施し，その結果を標準的寸法の試験片と比較することにより，妥当性を検証する．

A.1 試験片の形状設計

A.1.1 前提

本研究では，鋼板を2枚重ねたスポット溶接部を検討対象とする．2章で述べたように，板厚方向の強度評価を実現するために，小型試験片の全長は鋼板板厚の2倍とする．自動車車体によく用いられる鋼板の板厚は1.2mm程度であることから，試験片全長は2.4mmを標準寸法とする．

試験片の加工方法としては，コストや精度に鑑み，一般的な精密加工法であるワイヤカット放電加工を用いる．この加工方法では，丸棒形状の試験片を作製することは困難であるため，小型試験片は板状とする．

A.1.2 引張試験片

板状の標準寸法引張試験片に関しては，その形状寸法が各種の規格[1, 2]に規定されている．例えば，JIS Z 2201「金属材料引張試験片」では，材料の板厚に応じて8種類の試験片がある．図A.1は，その一つであるJIS 5号引張試験片の形状寸法を示す．本試験片は，板厚6mm以下の材料に適用されるものであり，自動車用鋼板の引張試験に一般的に用いられる．同図に示すように，板状引張試験片は，標点部を含む平行部，つかみ部，および両者をつなぐ曲率部（以下，フィレット）から構成される．小型引張試験片の形状も，これに準じる．

板状試験片の固定には，つかみ部を挟んで摩擦力で保持する方法，つかみ部に穴を設けピンを通す方法，のいずれかが用いられることが多い[2]．しかし，小型引張試験

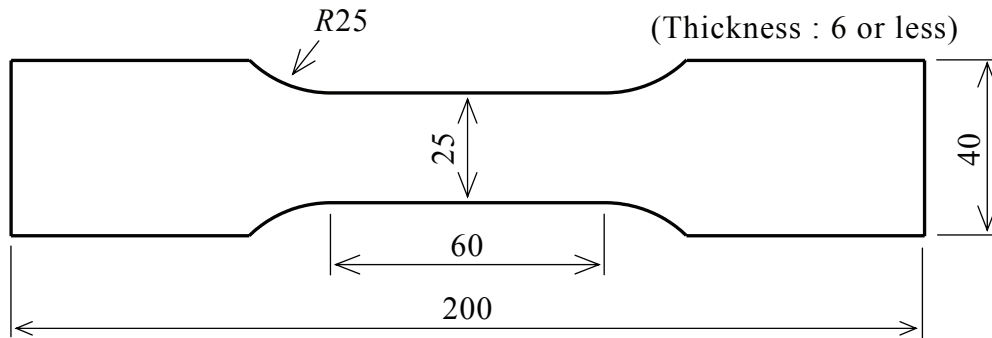


Fig.A.1 Shape and dimension of JIS No.5 tensile specimen (unit : mm).

片の場合，前者の方法では，固定時に平行部へ過大な曲げ・ねじり応力が負荷されて塑性変形を生じる可能性がある．また，試験片全長が小さく，つかみ部の面積を十分に確保できないため，後者の方法を適用することも困難である．そこで，これらの問題点を解決するために，つかみ部を試験治具に引っ掛ける方法を用いる．

図 A.2 は，以上の考え方に適合する小型引張試験片の形状寸法と負荷方法を模式的に示す．試験片つかみ部には，試験治具の突起に引っ掛けるための直線部（以下，肩部）を設け，平行部との間をフィレットでつなぐ．肩部は，試験片軸方向に対して垂直とする．この形状は，丸棒疲労試験片でしばしば用いられるボタンヘッド部に準じたものである．以降では，平行部の幅 W [mm]と長さ G [mm]，フィレットの曲率半径 R [mm]，肩部の幅 B [mm]および板厚 T [mm]を検討する．

まず， W と T について検討する．平行部の断面形状が長方形 ($W > T$) である場合， W/T が大きい，すなわち断面が扁平であるほど，破断伸びや破断絞りは低下する[3]．したがって，断面形状は正方形に近いことが望ましいため， $W = T$ を標準形状とする．図 A.3 は， W [mm]もしくは T [mm]と本研究の試験装置で負荷できる最大応力 σ_{\max} [MPa]の関係を示す． σ_{\max} は，試験機荷重容量 (250N) を W^2 [mm²]もしくは T^2 [mm²]で除した値である．現在実用化されている自動車用鋼板の強度クラスは，270MPa～1500MPaと広範囲にわたる[4]．また，そのスポット溶接部のビッカース硬度は最大で 500 程度であり[5]，JIS 硬さ換算表 (SAE J 1417) から引張強さは最大で 1700MPa 程度と推定される．図 A.3 より，1700MPa の引張応力を負荷するためには， W および T は 0.38mm 以下とする必要がある．しかし，断面寸法を過度に小さくすると，硬度と組織が急峻に変化する熱影響部では，試験片採取位置のわずかな違いで試験結果が大きく変化することが予想されるため，上記の制限の範囲内で，できるだけ大きくすることが望ましい．そこで， W および T は，0.3mm を標準寸法とする．

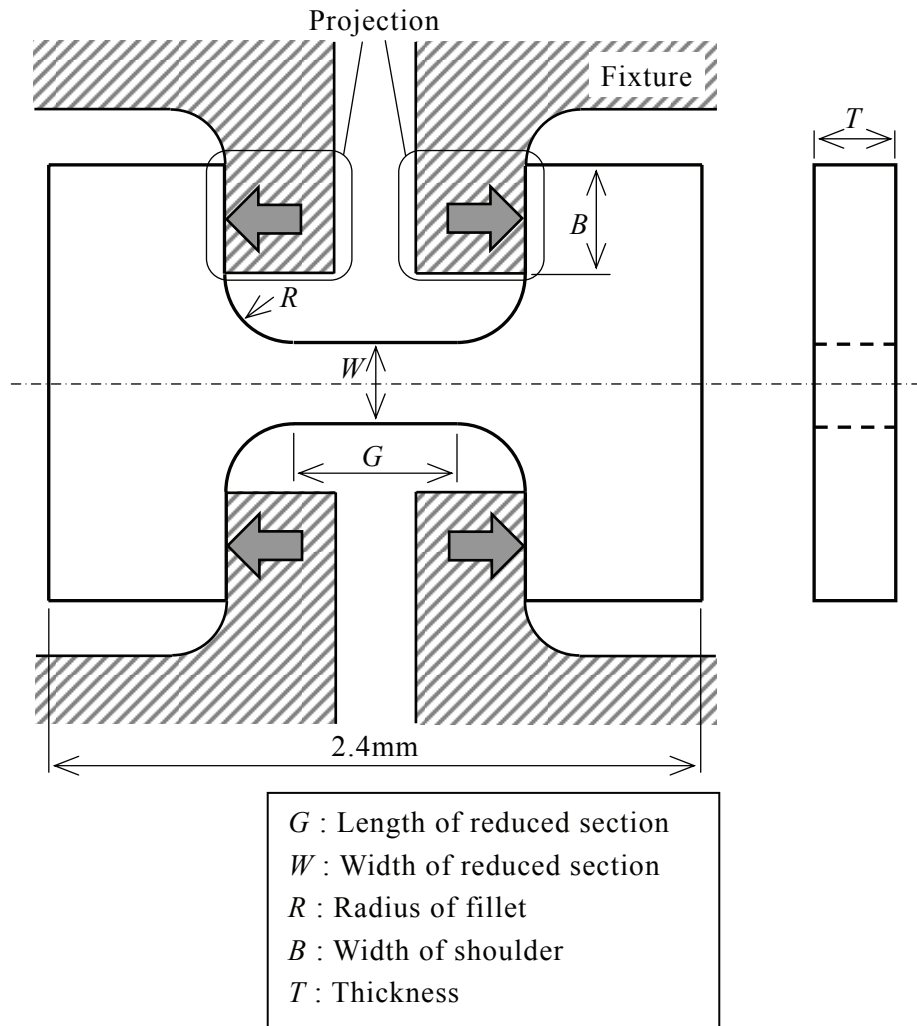


Fig.A.2 Schematic illustration of shape and dimension of small tensile specimen and testing fixtures.

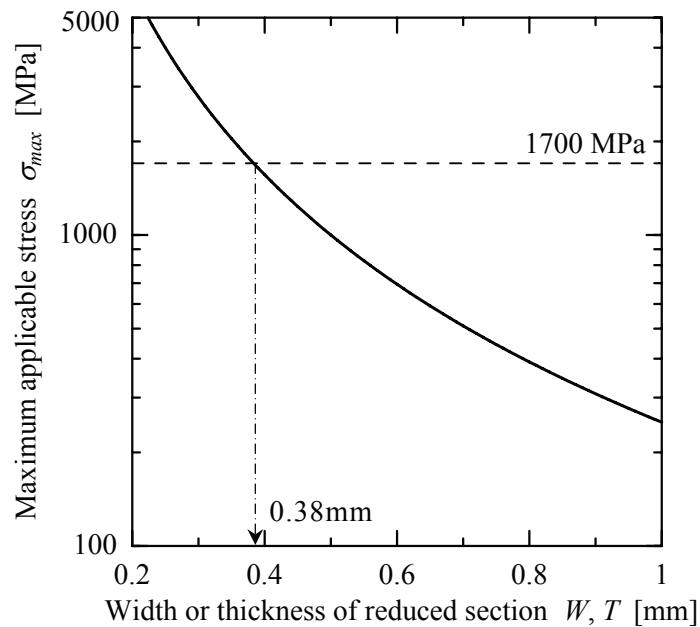


Fig.A.3 Relationship between maximum applicable stress and width or thickness of reduced section of small tensile specimen.

次に、 G について検討する。JIS Z 2201 では、標点距離 L と平行部断面積 A の平方根の比 L/\sqrt{A} を一定値以上とするように規定している。この目的は、破断伸びが L の影響を受けることを考慮し、この影響を低減して異なる寸法の試験片間で破断伸びを定量的に比較できるようにすることであり、JIS 5号引張試験片の場合、 L/\sqrt{A} は4以上である。また、フィレットが標点内の変形に及ぼす影響を低減するため、 G は L の1.2倍程度としている。以上の規定に従うと、 $W=T=0.3\text{mm}$ の場合、 G を 1.5mm 程度とする必要がある。しかし、小型試験片の全長は 2.4mm を標準寸法としており、後述のようにフィレット曲率半径 R は 0.25mm を標準寸法とするため、つかみ部の軸方向長さは 0.2mm 程度しか確保できず、引張試験中につかみ部が曲げ塑性変形もしくは破壊を生じる可能性がある。ここで、スポット溶接継手の FEM 解析に用いるのは引張強さ（一様伸び）までの応力-ひずみ関係であり、これは試験片形状の影響をほとんど受けない[3]。そこで、JIS 5号引張試験片の平行部長さ（ 60mm ）と幅（ 25mm ）の比に準じて、 G は $\sqrt{A} = W = T$ の2倍程度を標準寸法とする。

次に、 R について検討する。フィレットにおける応力集中を低減するために、 R は過度に小さくしないことが望ましい。JIS Z 2201 では、フィレットの曲率半径をその他の部位の寸法と関連付けて定量的に規定していないが、JIS 5号引張試験片では、板厚 3mm 以下の鋼板の場合に曲率半径を 20mm 以上とすることを規定しているため、その平行部幅（ 25mm ）に対する比に準じて、 R は 0.25mm を標準寸法とする。

最後に、 B について検討する。試験片つかみ部は、引張負荷に対して片持ちはりと同様の変形を生じる。したがって、フィレットにおける応力集中を低減するためには、 B を小さくすることが望ましい[6]。しかし、過度に小さくすると、試験治具突起との接触部が塑性変形を生じ、引張試験を正常に実施できない可能性があるため、 B は W および T 程度を標準寸法とする。

2章～4章で用いた小型引張試験片の形状寸法は、以上の考え方に基づいて決定したものである。

A.1.3 疲労試験片

3章で述べたように、小型引張試験片を対象に片振り引張の疲労試験を実施したところ、フィレットで疲労破壊した。そこで、小型疲労試験片は、小型引張試験片の平行部に曲率を付与した砂時計形状とし、中央部で破壊するようにする。図 A.4 は、小型

疲労試験片の形状寸法を模式的に示す．小型引張試験片と同様に，肩部は軸方向に対して垂直とする．決定すべき寸法は，中央部の幅 W_C [mm] と曲率半径 R_C [mm]，フィレットの間隔 W_F [mm] と曲率半径 R_F [mm]，肩部の幅 B [mm] および板厚 T [mm] である． W_C ， R_F ， B および T は，小型引張試験片に準じて，それぞれ 0.3mm，0.25mm，0.3mm および 0.3mm を標準寸法とする．図 A.4 のように，2 つの隣接した曲率部を有する板が肩部に引張負荷を受ける場合の応力集中係数は明らかではないため，FEM 弾性応力解析を実施して，中央の方が最大主応力が大きくなる形状寸法を試行錯誤的に決定する．ただし， R_C を過度に小さく（応力集中係数を大きく）すると，曲げ負荷と同様に中央断面内における応力分布が大きくなり望ましくないため，応力集中係数ができるだけ小さくなるように配慮する．

3 章と 4 章に示した小型疲労試験片の形状寸法は，以上の考え方に基づいて決定したものである．

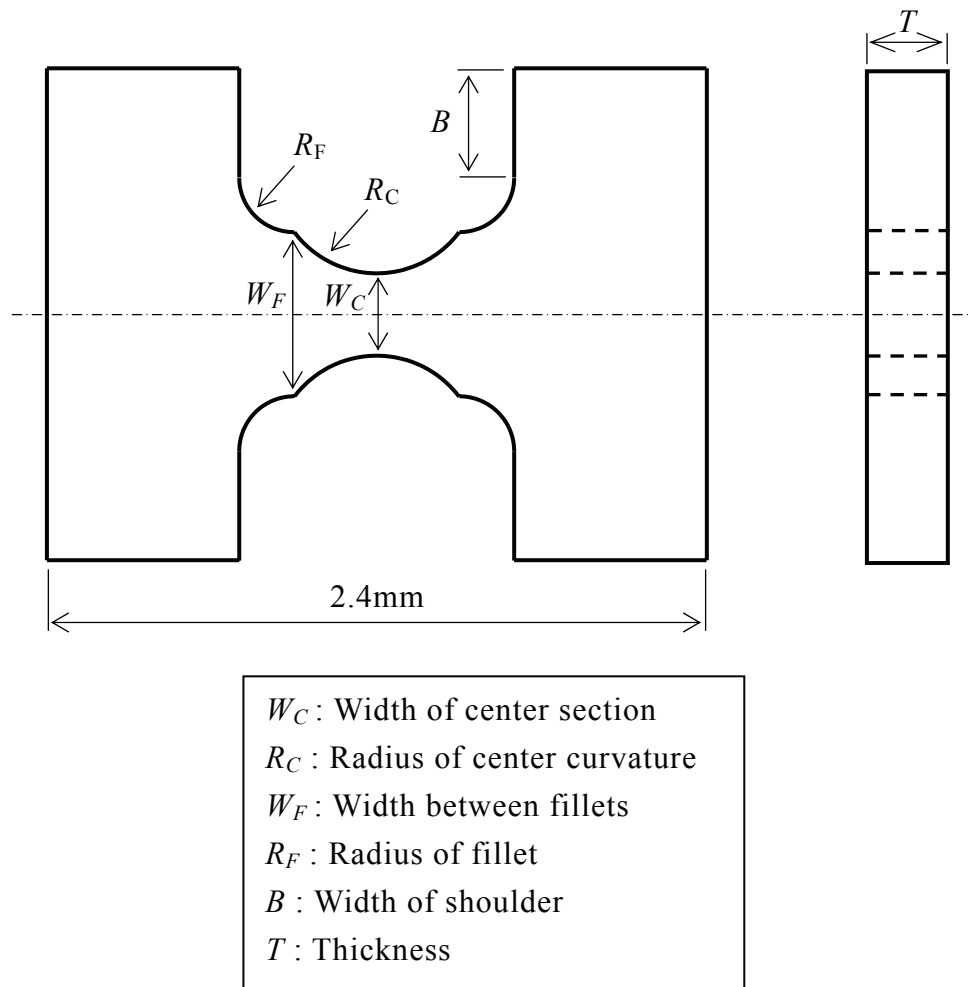


Fig.A.4 Schematic illustration of shape and dimension of small fatigue specimen.

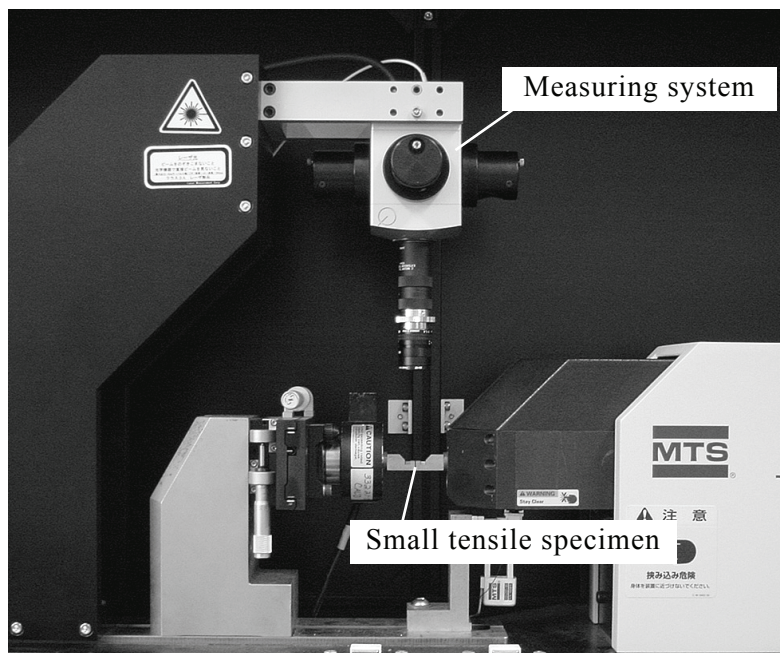
A.2 ひずみの測定方法と推定方法

A.2.1 電子スペックル干渉法によるひずみ測定方法

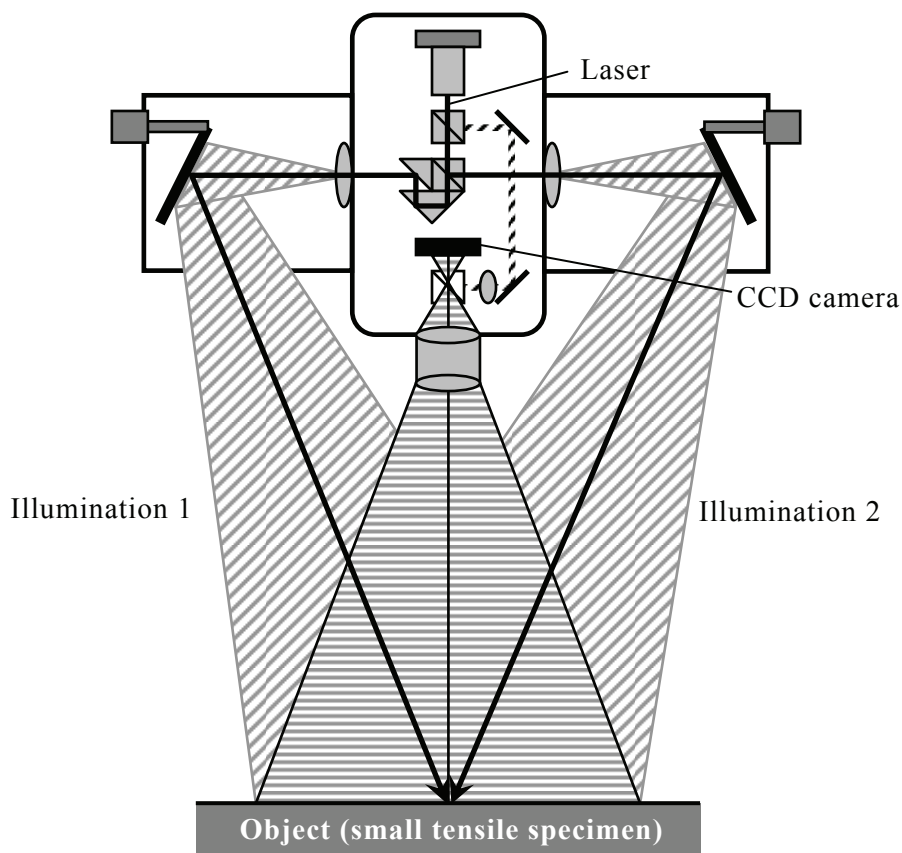
試験装置クロスヘッド変位は、試験片平行部以外の変形量を含む。したがって、応力-ひずみ関係を得るためには、試験片平行部の変形量を直接測定する必要がある。しかし、平行部の寸法は小さいため、これに適用できる接触式計測法（ひずみゲージ、押し当て式伸び計など）は見当たらないことから、非接触式計測法を用いる。スポット溶接継手の疲労試験を模擬した FEM 解析では、破壊起点に生じる応力は降伏応力近傍であるため、この変形領域の応力-ひずみ関係を精度良く求めることが必要であり、小型引張試験片の場合は、サブミクロンの変位測定精度が要求される。非接触式変位計測法には、モアレ干渉法[7, 8]、画像相関法[9, 10]、電子スペックル干渉法[11, 12]などがあるが、上述の測定精度を満足すること、試験結果へ影響を及ぼす可能性のある表面処理やマーキングを施す必要の無いこと、などの観点から、電子スペックル干渉法（electronic speckle pattern interferometry ; ESPI）を採用する。

電子スペックル干渉法による測定には、Dantech-Emmeyer 社製 2D-ESPI を用いる。図 A.5 は、測定装置を試験装置に取り付けた状態の外観写真と、測定装置構造の模式図を示す。本測定装置は、レーザ発振源と CCD カメラを具備しており、これを試験片の真上に設置して、レーザを平行部に照射する。レーザは表面の自然な凹凸（表面粗さ）によって散乱・干渉し、スペックル像が得られる。測定視野は 512×512 画素に分割され、各画素における面内 2 次元変位分布を測定できる。

図 A.6 は、試験片軸方向の変位分布から公称ひずみを求める手順を示す。なお、図中に示すのは、3 章と 4 章に示した小型引張試験片に対して、弾性応力を負荷した場合の測定例である。まず、試験片平行部の変位分布を抽出する。変位量が微小な場合は、ばらつきがやや大きいため、その平準化を目的に、試験片軸方向に垂直な方向の全測定点における変位を平均する。次に、試験片平行部内の標点距離 L_0 (図の例では、 0.3mm) を決めて、その間隔増加量 δ_{GL} を求める。公称ひずみ ε_N は、 δ_{GL}/L_0 として計算される。なお、実際の引張試験では、試験装置クロスヘッドを一定量だけ増加させて保持し、スペックル像を取得することを繰り返す。試験終了後に、得られた変位分布から公称ひずみを、そのときの保持荷重から公称応力をそれぞれ求める。



(a) Side view of measuring system and testing machine



(b) Schematic illustration of measuring system

Fig.A.5 Displacement measuring system by electronic speckle pattern interferometry.

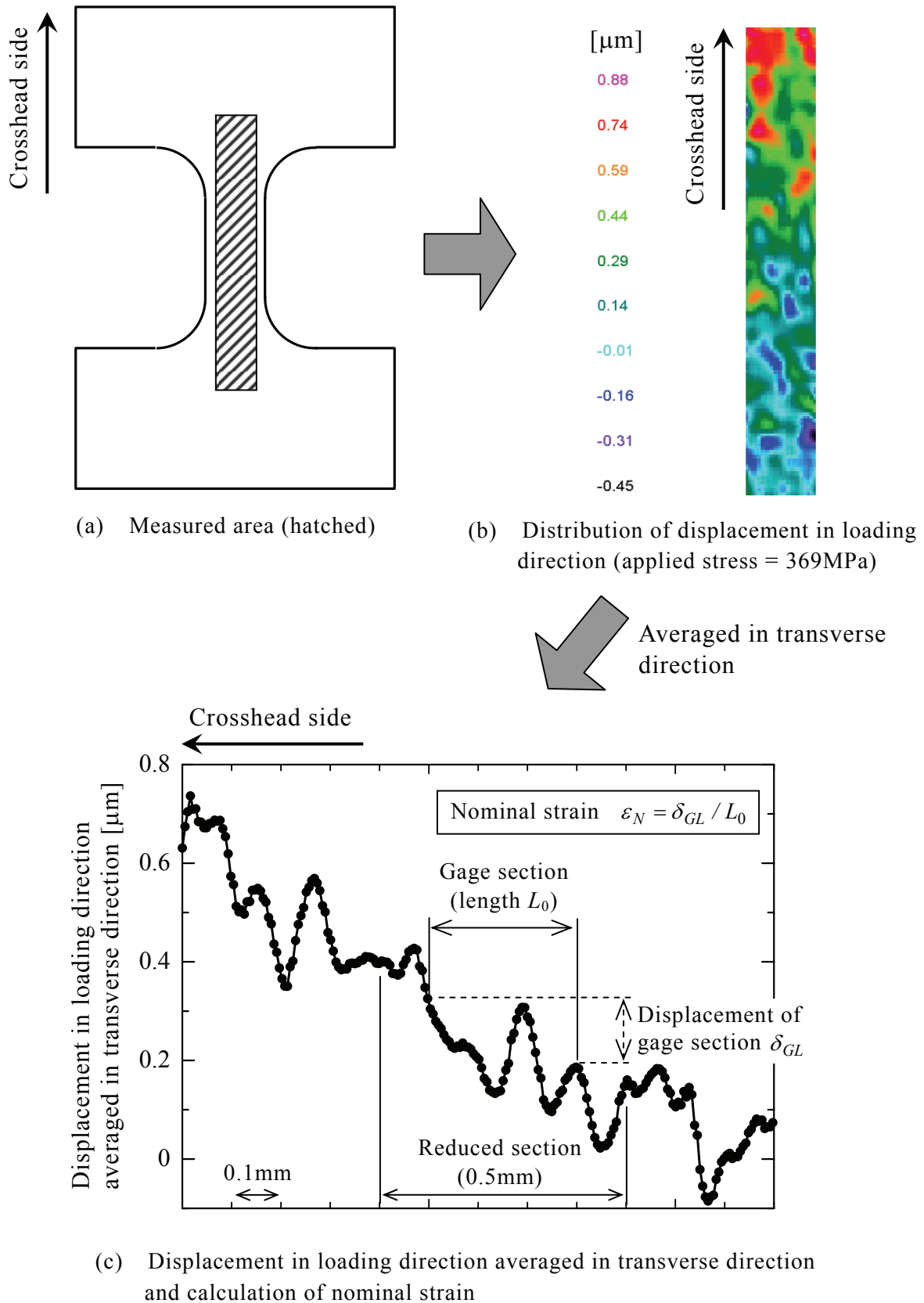


Fig.A.6 Evaluation procedure on nominal strain from displacement distribution.

A.2.2 試験装置クロスヘッド変位からのひずみ推定方法

電子スペックル干渉法は、表面が巨視的に平坦であることを必要とするため、試験片が一樣伸びを超えてネッキングを生じた後の変形を測定できない。また、スペックル像からひずみを算出するには、データ処理に多くの時間と労力を要する。そこで、試験装置クロスヘッド変位量から、破断までのひずみを簡便かつ精度良く推定できる方法を提案する。図 A.7 は、その推定手順を示す。

- (1) 変形初期において、試験荷重 F [N]と試験装置クロスヘッド変位量 $\delta_{crosshead}$ [mm]の関係は非線形となる。この理由としては、試験片肩部と試験治具突起との接触状態が荷重とともに変化することが考えられる。さらに変形が進行すると、 $F - \delta_{crosshead}$ 関係にはほぼ線形とみなせる領域が現れる。この線形領域を最小自乗近似して横軸との交点を求め、これが原点を通るように $F - \delta_{crosshead}$ 関係の全体を平行移動する。平行移動した後の変位を、 $\delta_{crosshead}^{translated}$ [mm]とする。
- (2) $F - \delta_{crosshead}^{translated}$ 関係の線形領域では、試験片平行部の変形が弾性域にあると考え、その変形量 δ_{GL} [mm]を次式で計算する。

$$\delta_{GL} = \frac{FG_0}{205900 A_0} \quad (A.1)$$

ここで、 G_0 は初期の平行部長さ[mm]、 A_0 は初期の平行部断面積[mm²]である。多結晶の鉄鋼材料では、組織や強度が縦弾性係数の絶対値に及ぼす影響は比較的小さい[13]と考え、一般的な低炭素鋼のデータ[13]に基づいて、縦弾性係数を 205900MPa と仮定する。

- (3) $\delta_{crosshead}^{translated}$ から δ_{GL} を差し引き、試験片平行部以外の変形量 $\delta_{machine}$ [mm]を求める。 $\delta_{machine}$ と F はほぼ線形関係を示すことを確認しており、これを最小自乗近似して、比例定数 k [N/mm]を得る。

$$F = k\delta_{machine} \quad (A.2)$$

試験片平行部以外は塑性変形を生じないと考えられることから、引張試験中は式 (A.2)が常に成り立つと仮定して、平行部が塑性変形域にあるときの δ_{GL} を次式で求める。

$$\delta_{GL} = \delta_{crosshead}^{translated} - \frac{F}{k} \quad (A.3)$$

δ_{GL} を G_0 で除すことにより、試験片平行部の公称ひずみの推定値を得る。

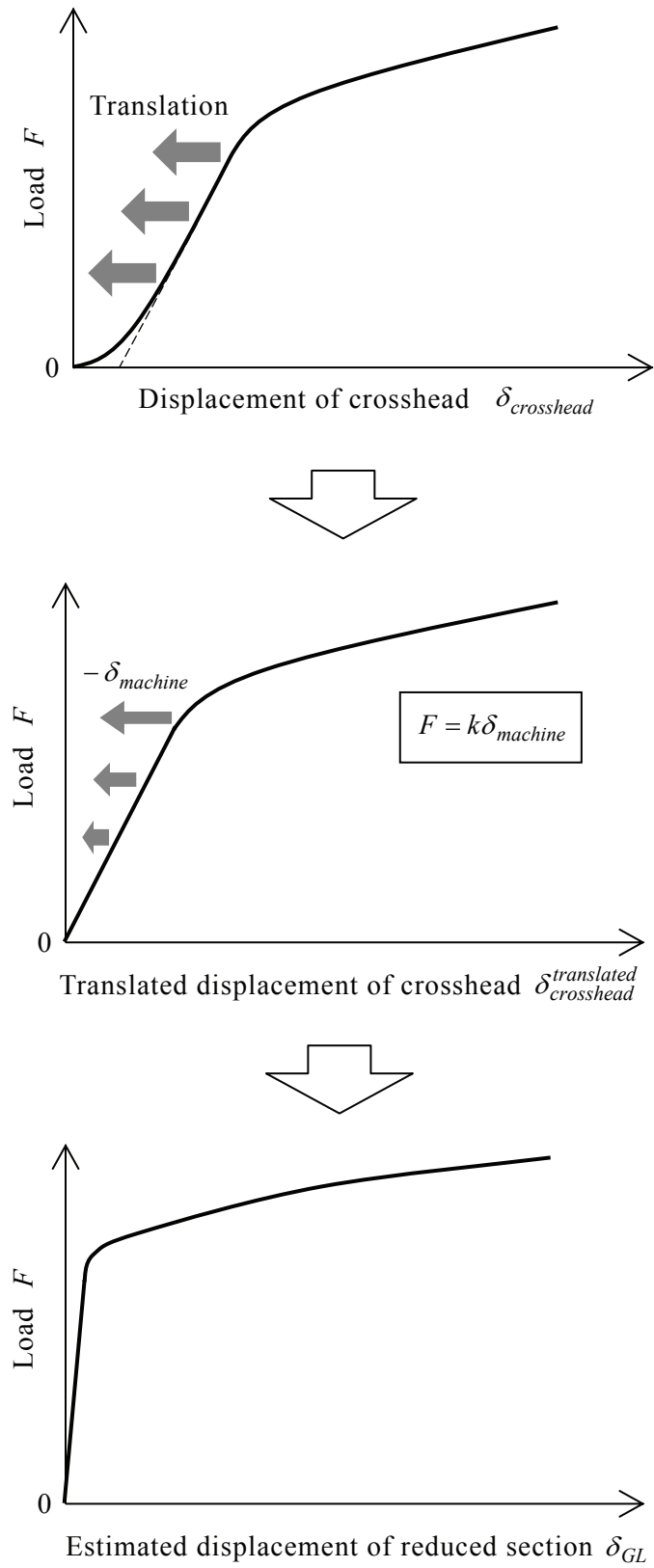


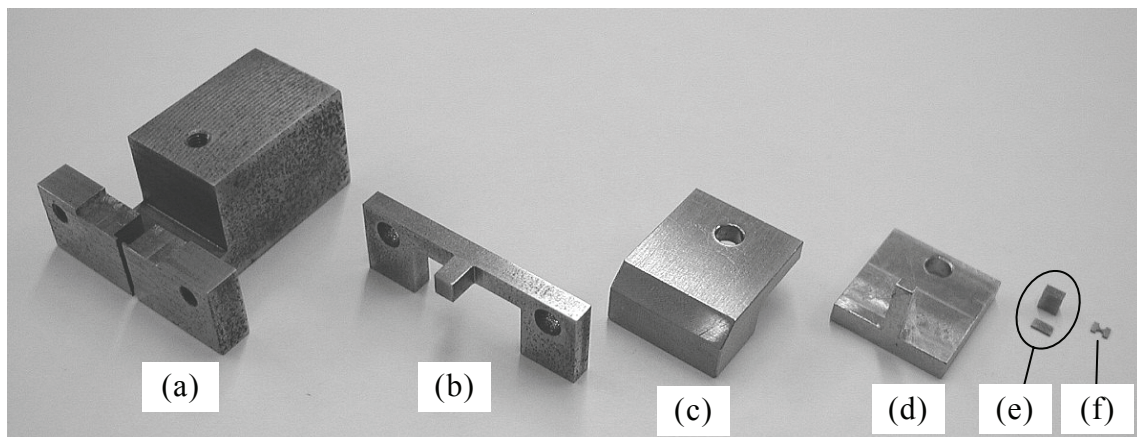
Fig.A.7 Estimation procedure on displacement of reduced section from that of crosshead.

A.3 疲労試験治具

3章で述べたように、小型疲労試験片は、肩部を引っ掛けることに加えて、試験片つかみ部を背後から支持して固定する。また、試験治具には、圧縮荷重による座屈を防止するための工夫を施している。図 A.8 は、疲労試験治具の構成部品を示す。引張荷重を負荷するための突起を有する部品、圧縮荷重を負荷するための部品、圧縮負荷時の座屈を防止するための部品、試験片ステージ、2種類のスペーサーから成る。

図 A.9 は、試験治具の組み立てと試験片固定の手順を示す。

- (1) ステージを、治具の下面側からボルトで固定する。
- (2) 試験片をステージに載せ、弾性応力（20～30MPa）の範囲内で引張荷重を負荷した状態で保持する。次に、圧縮負荷部品を取り付け、ボルトを締め込んで試験片つかみ部を背後から固定する。ここで、圧縮負荷部品と試験片との間には、試験片と同一の板厚を有するスペーサー1を挿入する。2本のボルトを締め込む程度を一致させることは難しいため、圧縮負荷部品で試験片を直接固定すると、両者が局部的に接触（片当たり）し、圧縮荷重を負荷した際に面内曲げが生じて座屈する可能性がある。これに対して、スペーサーを用いれば、片当たりが生じても、その影響を軽減して試験片を均等に支持できると考えられる。



- (a) Part with projections for tensile loading
- (b) Part for compressive loading
- (c) Part for prevention of buckling
- (d) Stage
- (e) Spacer (2 types)
- (f) Small fatigue specimen

Fig.A.8 Appearance of all parts of testing fixtures for small fatigue specimen.

- (3) スペーサー2 を，試験片つかみ部とスペーサー1 の上側に挿入する．スペーサー2 の高さは，試験治具突起の上面からわずかに突出するようにしている．
- (4) 座屈防止部品を治具の上面側からボルト固定して，試験片つかみ部とスペーサー1 を，スペーサー2 とステージで挟持する．これにより，試験中に試験片つかみ部とスペーサー1 が応力軸垂直方向にずれることを防止し，試験片座屈を回避する．

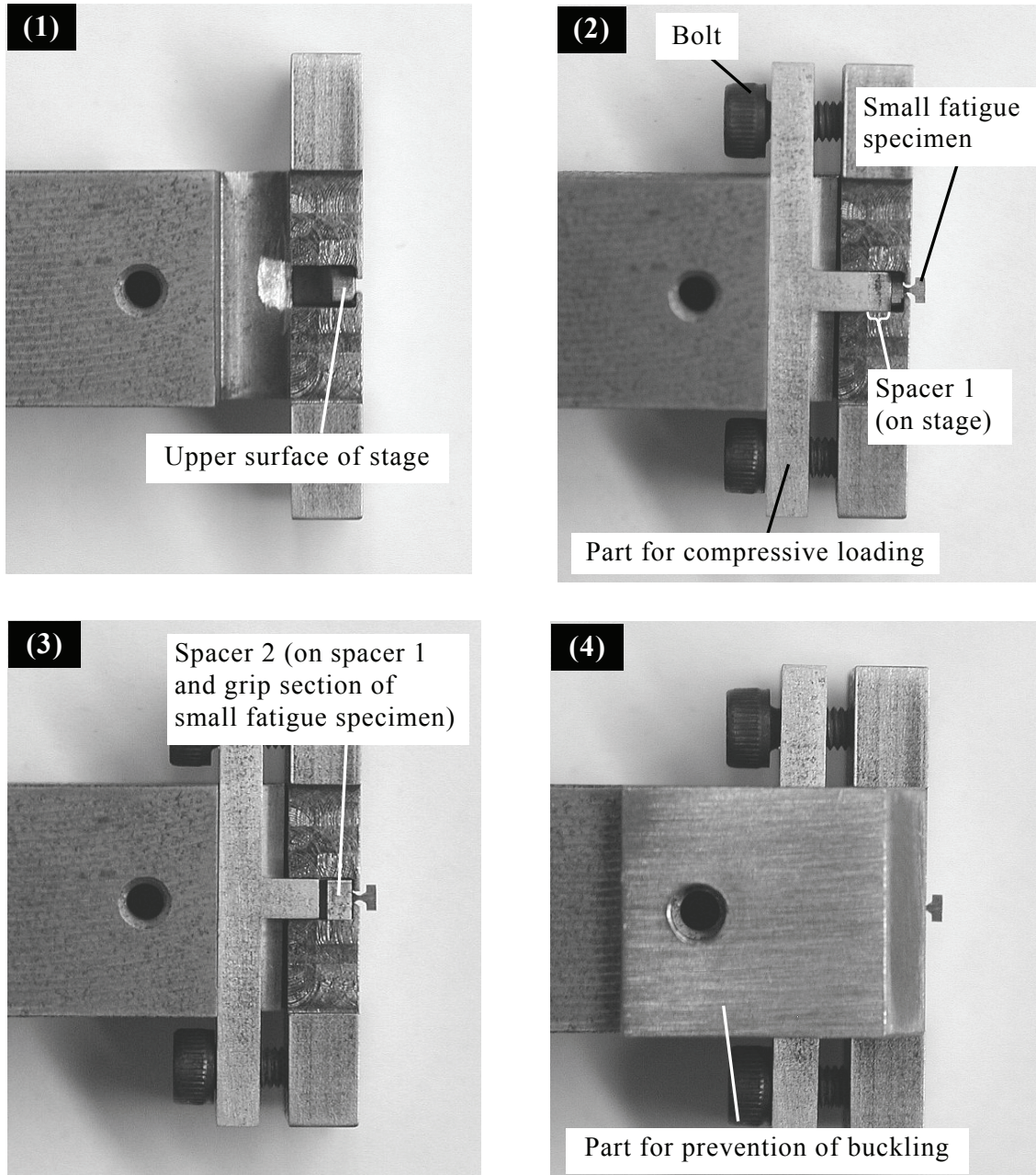


Fig.A.9 Setup procedure on testing fixtures and small fatigue specimen. (1) Attaching a stage from lower surface of fixture. (2) Fixing small fatigue specimen with spacer 1 by part for compressive loading. (3) Putting spacer 2 on small fatigue specimen and spacer 1. (4) Putting part for prevention of buckling.

A.4 標準寸法試験片との比較による試験結果の妥当性検証

A.4.1 試験方法

(1) 引張試験

供試材は、強度クラス 590MPa 級の冷延高張力鋼板であり、板厚は 1.4mm である。表 A.1 は、その化学成分を示す。この鋼板から、3 章と 4 章に示した小型引張試験片を、試験片軸方向と鋼板板厚方向が直交するように、板厚の中心から採取する。また、図 A.1 に示した JIS 5 号引張試験片も採取する。その板厚は、鋼板と同じ 1.4mm である。

Table A.1 Chemical compositions of steel for tensile test [mass%].

Steel	C	Si	Mn	P	S
590MPa-grade	0.12	1.03	1.44	0.019	0.003

小型試験片の引張試験は、室温・大気中で実施する。試験装置クロスヘッドの移動速度を 0.001mm/s 一定として、0.002mm (2 秒間) 引っ張って保持し、スペックル像を取得することを繰り返す。変位分布から公称ひずみを算出するための初期標点距離は、0.3mm (平行部中央を原点として、軸方向に±0.15mm の範囲) とする。

JIS 5 号試験片の引張試験には、インストロン社製試験機 (荷重容量 150kN) を用い、試験装置クロスヘッドの移動速度 5mm/min 一定として、室温・大気中で実施する。初期標点距離を 50mm とし、押し当て式伸び計でその間隔増加量を測定し、公称ひずみを算出する。

(2) 疲労試験

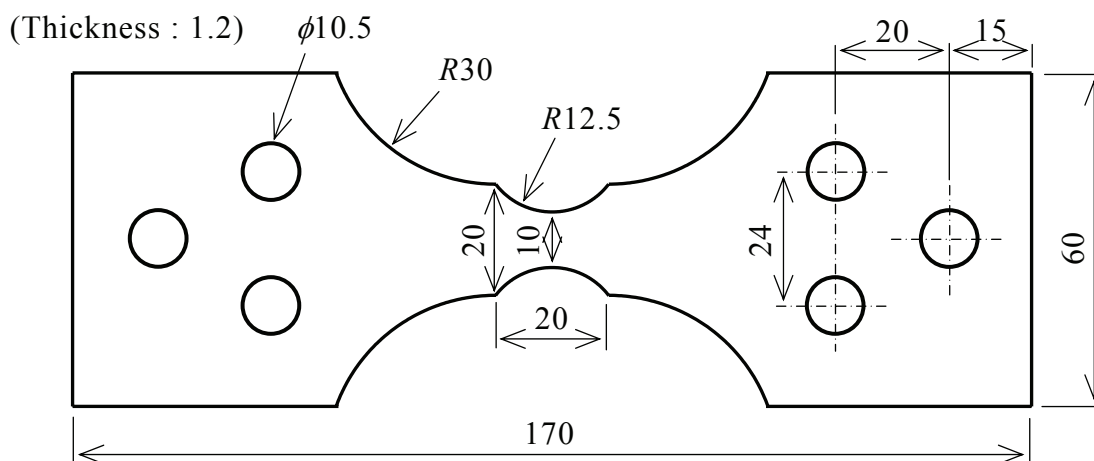
供試材は、強度クラス 270MPa 級の冷延低炭素軟鋼板と、同 780MPa 級の冷延高張力鋼板であり、板厚は 1.2mm である。表 A.2 は化学成分を、表 A.3 は JIS 5 号引張試験片を用いて測定した機械的性質を、それぞれ示す。これらの鋼板から、3 章と 4 章に示した小型疲労試験片を、試験片軸方向と鋼板板厚方向が直交するように、板厚の中心から採取する。また、図 A.10 に示す標準寸法試験片も採取する。標準寸法試験片の中央部の形状は小型疲労試験片のそれと相似であり、板厚は鋼板と同じ 1.2mm である。つかみ部にはキリ穴を設け、これにピンを通して荷重を負荷する。

Table A.2 Chemical compositions of steels for fatigue test [mass%].

Steel	C	Si	Mn	P	S
270MPa-grade	0.049	0.01	0.21	0.013	0.007
780MPa-grade	0.087	0.78	2.49	0.013	< 0.001

Table A.3 Mechanical property of steels for fatigue test (JIS No.5 tensile specimen).

Steel	Tensile strength σ_B [MPa]	0.2% proof stress $\sigma_{0.2}$ [MPa]	Elongation El [%]
270MPa-grade	343	222	42
780MPa-grade	806	405	26



小型試験片の疲労試験は、荷重制御で室温・大気中にて実施する。標準寸法試験片の疲労試験は、電気油圧サーボ試験機を用いて、荷重制御で室温・大気中にて実施する。両試験片ともに、応力波形は、正弦波、周波数 10Hz、最小最大応力比 $R=0.1$ （部分片振り引張）とする。小型試験片用試験装置の性能の制限により、周波数を低く設定するため、鉄鋼材料の疲労限度として定義されることが一般的である 1×10^7 cycles 時間強度を求めるには多くの時間（約 12 日間）を要する。そこで、疲労限度の比較を目的とせず、試験片が疲労破壊しない場合に試験を打ち切る繰返し数は 2×10^6 cycles とする。

A.4.2 試験結果および考察

(1) 引張試験

図 A.11 は、小型引張試験片の試験後の外観写真を示す。試験片は、正常に平行部内で破断した。図 A.12 は、引張強さ（一様伸び）までの公称応力－公称ひずみ関係を示す。電子スペックル干渉法による測定結果とひずみ推定結果は近く、JIS 5 号引張試験片の試験結果と良く一致している。したがって、ひずみは精度良く推定できていると判断される。なお、供試材の結晶粒径は $10\sim 20\mu\text{m}$ 程度であり、小型引張試験片の断面内には多数（数百個）の結晶粒が含まれることから、ほぼバルク材であるために、JIS 5 号試験片と同等の引張特性を示したと考えられる。

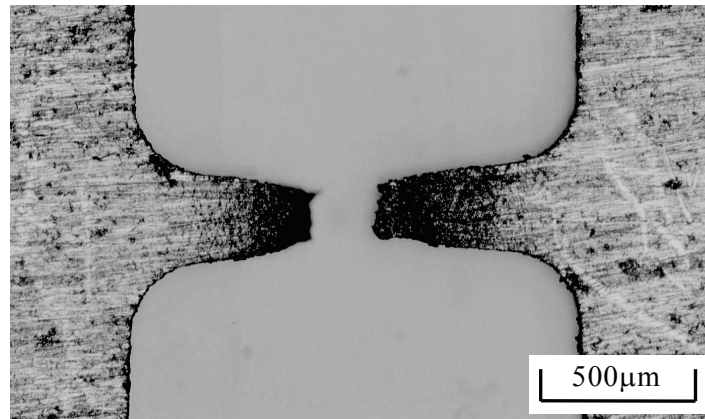


Fig.A.11 Appearance of small tensile specimen after rupture.

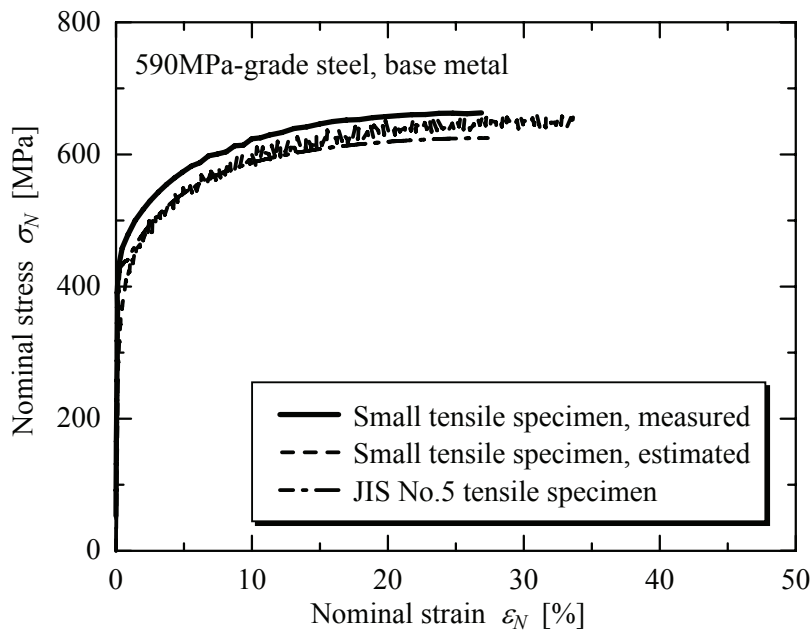


Fig.A.12 Comparison of nominal stress-nominal strain relationship between small tensile specimen and JIS No.5 tensile specimen.

(2) 疲労試験

図 A.13 は、小型疲労試験片の試験後の外観写真を示す。全ての試験片は、正常に中央部で破断した。図 A.14 は、S-N 関係を示す。図の縦軸は公称応力振幅[MPa]、横軸は破断繰返し数[cycles]である。270MPa 級鋼板では、小型疲労試験片の方が高疲労強度であるが、その差は比較的小さい。また、780MPa 級鋼板では、両試験片の疲労強度はほぼ同等である。一般に、試験片寸法は疲労強度に影響を及ぼすことが知られており、その要因は、以下の二つに大別される[14]。

(I) 寸法の違いによって、応力勾配が異なる。

(II) 危険にさらされる部分の強度や材質のばらつきが寸法によって異なる。

(I)に関して、負荷形式は軸力であり、かつ、試験片の応力集中係数は小さくほぼ平滑材とみなせることから、応力勾配の影響は小さいと考えられる[15]。(II)に関して、寸法が大きいほど材質ばらつきの幅は大きく、疲労強度はその最弱値で決まるとされ[15]、この考え方に基づくと、標準寸法試験片の方が疲労強度は低下することになる。しかし、ビッカース硬度が 400（推定引張強さ約 1300MPa）までの材料では、欠陥や介在物などの材質ばらつきの影響は比較的小さいことが報告されており[16]、本章の供試材の静的強度はこの範囲内にあるため、試験片寸法の影響が現れにくかったと推察される。以上のことから、両試験片の疲労強度に大差が無いことは、妥当な結果であると考えられる。換言すれば、小型疲労試験片を用いて、材料の疲労強度を正當に評価できると判断される。

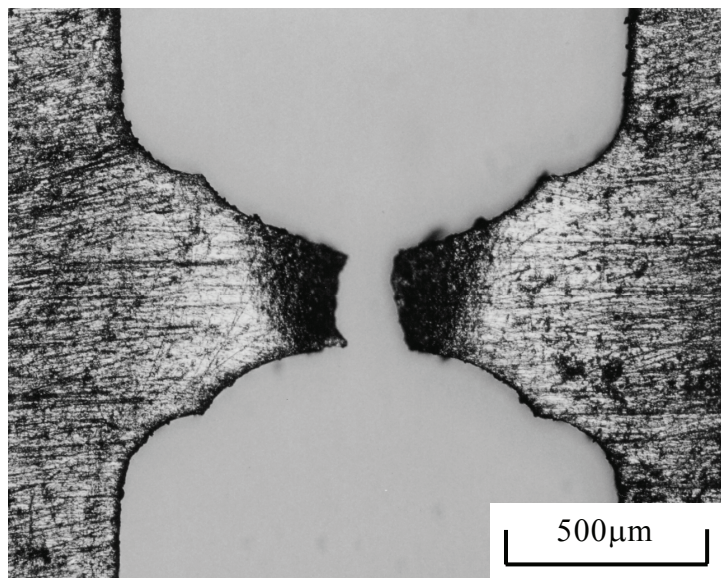


Fig.A.13 Appearance of small fatigue specimen after rupture (780MPa-grade steel).

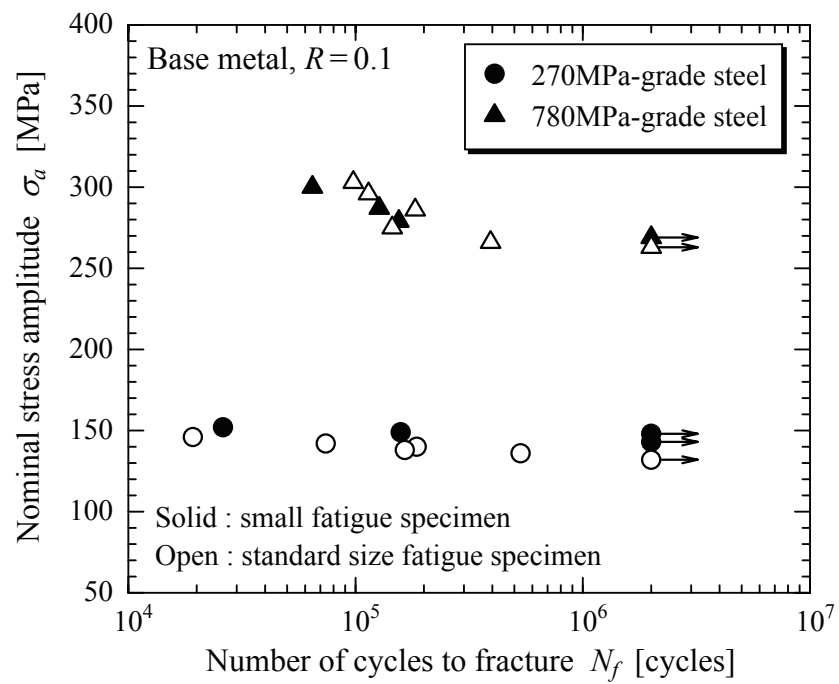


Fig.A.14 Comparison of S-N relationship between small fatigue specimen and standard size fatigue specimen.

付録の参考文献

- [1] JIS Z 2201, 金属材料引張試験片, 日本工業規格.
- [2] ASTM E 8M, Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials [Metric], *The American Society for Testing and Materials*.
- [3] 日本材料学会編, 機械材料学 (1991).
- [4] 内原正人, 自動車用薄鋼板の高能率溶接技術, 溶接学会誌, **77-8** (2008), pp.722-730.
- [5] 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, **385** (2006), pp.36-41.
- [6] 西田正孝, 応力集中 増補版 (1973), 森北出版.
- [7] 鯉淵興二, 電子部品の熱疲労強度に関する計測, 実験, シミュレーション技術, 日本機械学会論文集 (A 編), **66-652** (2000), pp.2100-2105.
- [8] Khanna, S. K., He, C., Agrawal, H. N., Residual Stress Measurement in Spot Welds and the Effect of Fatigue Loading on Redistribution of Stresses Using High Sensitivity Moiré Interferometry, *Transactions of ASME*, **123** (2001), pp.132-138.
- [9] 阪上隆英, 西村 隆, 山口直希, 久保司郎, デジタル画像相関法に基づく赤外線応力計測のための新しい位置補正技術の開発, 日本機械学会論文集 (A 編), **72-724** (2006), pp.1853-1859.
- [10] 宍戸信之, 池田 徹, 宮崎則幸, 中村健太郎, 宮崎政志, 猿渡達郎, デジタル画像相関法を用いた電子実装部の熱ひずみ分布計測, 材料, **57-1** (2008), pp.83-89.
- [11] Akiniwa, Y., Harada, S., Fukushima, Y., Dynamic Measurement of Crack Closure Behaviour of Small Fatigue Cracks by An Interferometric Strain/Displacement Gauge with a Laser Diode, *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, **14-2/3** (1991), pp.317-328.
- [12] Sharpe, W. N., Jr., Fowler, R. O., A Novel Miniature Tension Test Machine, *ASTM STP 1204* (1993), pp.386-401.
- [13] 日本機械学会編, 金属材料の弾性係数 (1980).
- [14] 日本材料学会編, 疲労設計便覧 (1995), 養賢堂.
- [15] 日本機械学会編, 金属材料疲労強度の設計資料 I (改訂第 2 版) (1982).
- [16] 村上敬宜, 宇宿尚史, 介在物寸法の統計的評価とそれに基づく高硬さ鋼の疲労限度の予測, 日本機械学会論文集 (A 編), **55-510** (1989), pp.213-221.

関連発表論文および講演

投稿論文

- (1) 中山英介, 宮原光雄, 岡村一男, 富士本博紀, 福井清之, 超小型試験片による自動車用薄板スポット溶接継手の疲労強度予測, 材料, **53-10** (2004), pp.1136-1142.
- (2) 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, **36-1** (2005), pp.205-210.
- (3) 加藤孝憲, 菅田 淳, 牧田太郎, 元屋敷靖子, 山本三幸, 中山英介, 白色層を起点とした鉄道車輪鋼の転がり接触下における疲労損傷評価, 材料, **56-12** (2007), pp.1150-1155.
- (4) 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), **75-753** (2009), pp.644-651.
- (5) 加藤孝憲, 菅田 淳, 中山英介, 鉄道車輪鋼のフラットはく離特性に及ぼす白色層形状・材料強度の影響, 材料, **58-8** (2009), pp.709-714.
- (6) Nakayama, E., Fukumoto, M., Miyahara, M., Okamura, K., Fujimoto, H., Fukui, K. and Kitamura, T., Evaluation of Local Fatigue Strength in Spot Weld by Small Specimen, *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Accepted.

解説

- (1) 中山英介, 宮原光雄, 岡村一男, 富士本博紀, 福井清之, 超小型試験片による材料強度特性評価 自動車用薄板スポット溶接部の局部的強度特性の解明と継手強度予測への適用, 検査技術, **10-7** (2005), pp.46-52.
- (2) 中山英介, 超小型試験片による局所材料強度特性評価 ー スポット溶接継手の強度予測への応用ー, 溶接学会誌, **75-6** (2006), pp.461-465.
- (3) 中山英介, 超小型試験片による局所強度特性評価, 検査技術, **14-1** (2009), pp.38-44.
- (4) 中山英介, 高張力鋼の能力引き出す 超小型試験片で試験, 日経 Automotive Technology, 2010.1, pp.104-109.

国際学会発表

- (1) Nakayama, E., Okamura, K., Miyahara, M., Yoshida, M., Fukui, K. and Fujimoto, H., Prediction of Strength of Spot-Welded Joints by Measurements of Local Mechanical Properties, International Body Engineering Conference (IBEC) 2003.
(2003.10, Chiba, JAPAN)
- (2) Seto, K., Kawamoto, A., Nakayama, E., Ishizu, H., Tsunoda, K., Kaneko, M., Fujita, N., Yoshida, Y., Tomioka, N., Takahashi, M. and Fujimoto, M., A New Method of Stress Calculation in Spot Welded Joint and Its Application to Fatigue Life Prediction of Actual Vehicle, International Body Engineering Conference (IBEC) 2003.
(2003.10, Chiba, JAPAN)
- (3) Nakayama, E., Fukumoto, M., Miyahara, M., Okamura, K., Fujimoto, H. and Fukui, K., Fatigue Strength Prediction of Spot-Welded Joints Using Small Specimen Testing, 16th European Conference of Fracture (ECF16).
(2006.7, Alexandroupolis, GREECE)
- (4) Kato, T., Sugeta, A., Makita, T., Motoyashiki, Y., Yamamoto, M. and Nakayama, E., Evaluation of Rolling Contact Fatigue Property at Martensite White Layer in Railway Wheel Steels, 15th International Wheelset Congress.
(2007.9, Prague, CZECH REPUBLIC)
- (5) Fujimoto, H., Nakayama, E. and Nishibata, H., Strength of Laser Welded Joints in High Strength Steel Sheets for Automotive Applications, 8th International Welding Symposium (8WS).
(2008.11, Kyoto, JAPAN)
- (6) Nakayama, E., Miyahara, M., Fujimoto, H., Hirose, Y., Fukui, K. and Kitamura, T., Strength Evaluation of Spot Weld in Fatigue Using Double-Cup Specimen, 12th International Conference on Fracture (ICF12).
(2009.7, Ottawa, CANADA)
- (7) Kato, T., Sugeta, A. and Nakayama, E., Investigation of Influence Factors on Spalling Property in Railway Wheel Steels, 8th International Conference on Contact Mechanics and Wear of Rail/Wheel Systems (CM2009).
(2009.9, Firenze, ITALY)

国内学会発表

- (1) 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 2002 年秋季大会学術講演会.
(2002 年 9 月, 京都, 同志社大学)
- (2) 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 2002 年秋季大会学術講演会.
(2002 年 9 月, 京都, 同志社大学)
- (3) 中山英介, 宮原光雄, 富士本博紀, 福井清之, 超小型試験片を用いた自動車用薄板スポット溶接継手の疲労強度に関する検討, 日本機械学会 M&M2004 材料力学カンファレンス.
(2004 年 7 月, 秋田, 秋田大学)
- (4) 菅田 淳, 元屋敷靖子, 牧田太郎, 山本三幸, 加藤孝憲, 中山英介, マルテンサイト白色層を有する鉄道用車輪の接触応力場解析と転動疲労損傷評価, 日本材料学会第 49 回材料研究連合講演会.
(2005 年 9 月, 京都, 京都大学)
- (5) 菅田 淳, 元屋敷靖子, 牧田太郎, 山本三幸, 加藤孝憲, 中山英介, マルテンサイト白色層を有する鉄道用車輪の接触応力場解析と転動疲労損傷評価, 日本材料学会第 10 回機械, 構造物の強度設計・安全性評価に関するシンポジウム.
(2006 年 2 月, 京都, 日本材料学会)
- (6) 牧田太郎, 菅田 淳, 加藤孝憲, 中山英介, 堂原教義, 鉄道車両用車輪のフラットはく離に関する研究 (小型試験片を用いた転がりすべり疲労試験), 日本機械学会 2006 年度年次大会.
(2006 年 2 月, 熊本, 熊本大学)
- (7) 大村朋彦, 宮原光雄, 中山英介, 小林憲司, 工藤赳夫, ステンレス鋼の水素脆化感受性に及ぼす水素吸収の影響, 日本鉄鋼協会第 152 回秋季講演大会.
(2006 年 9 月, 新潟, 新潟大学)
- (8) 加藤孝憲, 菅田 淳, 牧田太郎, 元屋敷靖子, 山本三幸, 中山英介, マルテンサイト白色層を起点とした鉄道車輪鋼の転がり接触下における疲労損傷評価, 日本材料学会第 28 回疲労シンポジウム.

(2006年10月, 愛知, 名古屋市中小企業振興会館)

- (9) 中山英介, 宮原光雄, 富士本博紀, 広瀬洋三, 福井清之, 対向カップ型試験片を用いた自動車用薄板スポット溶接部の疲労特性評価, 日本機械学会 M&M2007 材料力学カンファレンス.

(2007年10月, 東京, 東京大学)

- (10) 中村 潤, 宮原光雄, 中山英介, 大村朋彦, 仙波潤之, 微小試験片によるステンレス鋼高圧水素ガス曝露材の強度特性評価, 日本機械学会 M&M2007 材料力学カンファレンス.

(2007年10月, 東京, 東京大学)

- (11) 中村 潤, 宮原光雄, 大村朋彦, 仙波潤之, 中山英介, 脇田昌幸, 高圧水素ガス環境におけるステンレス鋼の疲労特性と劣化機構, 日本鉄鋼協会第156回秋季講演大会.

(2008年9月, 熊本, 熊本大学)

- (12) 加藤孝憲, 菅田 淳, 中山英介, 鉄道車輪鋼のフラットはく離特性に及ぼす白色層形状・材料強度の影響, 日本材料学会第29回疲労シンポジウム.

(2008年11月, 京都, 京大会館)

- (13) 高須賀幹, 西谷成史, 松本 斉, 中山英介, 斎藤 勇, 瀧谷善弘, 小型試験片を用いた中炭素非調質鋼の軟窒化拡散層の疲労強度評価, 日本鉄鋼協会第158回秋季講演大会.

(2009年9月, 京都, 京都大学)

- (14) 上田秀樹, 富士本博紀, 中山英介, 田中泰明, 岡田 徹, スポット溶接破断を考慮した衝突性能解析技術の開発, 自動車技術会2009年秋季大会学術講演会.

(2009年10月, 宮城, 仙台国際センター)

謝辞

本論文をまとめるにあたり，京都大学大学院工学研究科 北村隆行 教授より，懇切なる御指導を賜りました。先生には，浅学菲才の著者を温かく，辛抱強く見守っていただきました。また，いただいた多くの貴重な御助言は，今後の研究の基盤となるものです。ここに謹んで心より御礼を申し上げます。

本論文を完成するにあたり，京都大学大学院工学研究科 宮崎則幸 教授ならびに琵琶志朗 教授より，多くの有益な御助言をいただきました。心より御礼を申し上げます。

本論文は，著者が住友金属工業株式会社 総合技術研究所において実施した研究内容を，京都大学大学院工学研究科博士後期課程に入学後とりまとめたものです。この間，直接の上司として，入所以来の長きにわたり御指導をいただきました宮原光雄 博士（現 同社 交通産機品カンパニー 製鋼所）に，心より御礼を申し上げます。また，本研究の遂行と取りまとめの機会を与えていただきました，総合技術研究所所長 三宅貴久 常務，前総合技術研究所所長 外山和男氏（現 新日鐵住金ステンレス株式会社 専務執行役員）に，心より御礼を申し上げます。

溶接継手および残留応力の数値解析に関して，多大なる御指導，御協力をいただいた，住友金属工業株式会社 総合技術研究所 岡村一男 博士，福本 学氏，吉田経尊氏に，心より御礼を申し上げます。

溶接継手の強度試験に関して，多大なる御指導，御協力をいただいた，住友金属工業株式会社 鋼板・建材カンパニー 福井清之 博士，同社 総合技術研究所 廣瀬洋三氏，内原正人 博士，富士本博紀氏に，心より御礼を申し上げます。

実験遂行にあたり，多大なる御協力をいただいた，住友金属工業株式会社 総合技術研究所 淀江 勲氏，山田 浩氏，竹内恭平氏，小川恵司氏，今村高志氏に，心より御礼を申し上げます。

以上の方々をはじめとする住友金属工業株式会社 関係各位に，心より御礼を申し上げます。

最後に，著者を終始支えてくれた両親と妻 倫子に，心から感謝します。