

# 博 士 論 文

( 2020 年 11 月 13 日 提出)

論文題目 高強度鋼板抵抗スポット溶接継手の疲労強度向上を目的とした  
テンパー通電時の入熱量制御因子に関する研究

指導教員 西川 出



大学院 工学研究科  
博士後期課程 電気電子・機械工学 専攻

申請者氏名 佐藤 彰



大阪工業大学大学院

# 目次

第 1 章 緒論	1
1.1 本研究の背景	1
1.2 高強度鋼板抵抗スポット溶接継手における疲労強度の影響因子	2
1.3 残留応力を制御した抵抗スポット溶接継手の疲労強度向上	3
1.3.1 継手の塑性加工	4
1.3.2 テンパー通電法	5
(a) テンパー通電法による疲労強度の改善	7
(b) 疲労強度の改善に及ぼす残留応力の影響	8
(c) 疲労強度を向上可能な施工条件予測手法	9
1.4 本研究の目的	10
1.5 本論文の構成	10
第 2 章 テンパー通電による溶接部特性の変化が疲労強度特性に及ぼす影響	12
2.1 緒言	12
2.2 実験条件	13
2.2.1 溶接条件	13
2.2.2 温度履歴計測	14
2.2.3 硬さ試験	17
2.3 テンパー通電法を施した継手の硬さ分布の把握	17
2.3.1 継手温度と硬さ分布の関係	18
2.4 テンパー通電法を考慮した抵抗スポット溶接の数値解析手法の構築	19
2.4.1 テンパー通電シミュレーション手法の概要	21
(a) 電気-温度-材料組織解析手法	22
(b) 接触抵抗の取り扱い	23
(c) 電気-温度-材料組織解析と力学解析の連成解析手法	28
2.4.2 高強度鋼板抵抗スポット溶接を想定した数値解析モデル	28
(a) 抵抗スポット溶接を想定した数値解析モデル	28

(b)	数値解析に用いた高強度鋼板の材料特性	30
2.4.3	精度検証	37
(a)	光ファイバー温度計を用いた温度履歴計測	37
(b)	硬さ分布に関する精度検証	38
(c)	残留応力分布に関する精度検証	40
2.5	テンパー通電による残留応力分布の変化	42
2.5.1	焼戻しマルテンサイトの発生が残留応力に及ぼす影響	42
2.5.2	最高到達温度と残留応力の関係	44
2.6	テンパー通電を施した継手の疲労寿命	46
2.6.1	テンパー通電条件と疲労強度の関係	48
2.7	鋼板強度が疲労寿命に及ぼす影響	49
2.7.1	テンパー通電後の硬さ分布と残留応力の鋼板強度依存性	49
2.7.2	硬さ分布と疲労寿命の関係の鋼板強度依存性	55
2.8	硬さが疲労き裂起点の応力に及ぼす影響	59
2.8.1	疲労き裂の発生・進展寿命	59
(a)	疲労き裂観察条件	59
(b)	疲労き裂観察結果	60
2.8.2	テンパー通電後の残留応力を考慮した継手強度解析手法の構築	63
(a)	継手強度解析の概要	64
(b)	解析モデルおよび境界条件	65
(c)	機械的性質および塑性構成関係	65
(d)	継手強度解析における残留応力入力手法の構築	67
(e)	残留応力の入力結果	69
2.8.3	疲労負荷中の継手内部の応力分布に及ぼす硬さの影響	71
(a)	解析条件	71
(b)	解析結果	74
2.8.4	き裂先端形状に及ぼすテンパー通電の影響	77
2.9	残留応力が疲労き裂起点の応力に及ぼす影響	82
2.9.1	疲労き裂の観察	83
(a)	疲労き裂の発生寿命および進展寿命の観察	83

(b) 疲労き裂の進展方向	85
2.9.2 残留応力が疲労き裂起点の応力幅に及ぼす影響	86
2.9.3 垂直応力範囲を用いた疲労き裂進展方向の予測	89
2.10 結言	91
<b>第3章 テンパー通電による疲労強度向上の主因子の明確化</b>	<b>94</b>
3.1 緒言	94
3.2 プレス加工による残留応力の制御	95
3.2.1 プレス荷重と硬さ分布の関係	95
3.2.2 プレス荷重と疲労寿命の関係	96
3.2.3 プレス加工後の残留応力が疲労強度に及ぼす影響	100
(a) 数値解析による残留応力の算出	100
(b) 残留応力が疲労強度に及ぼす影響に関する考察	102
3.3 プレス加工による硬さと残留応力の制御	104
3.4 結言	105
<b>第4章 電極の冷却効果が最適焼戻し条件に及ぼす影響</b>	<b>107</b>
4.1 緒言	107
4.2 最適焼戻し状態が得られる $Q$ 値とテンパー通電時間の関係	108
4.2.1 $Q$ 値を一定としテンパー通電時間を変更した場合の硬さ分布の変化	108
4.2.2 テンパー通電時間に応じた最適焼戻し条件の取得	109
4.2.3 テンパー通電時間の違いが疲労強度に及ぼす影響	112
(a) テンパー通電時間を変更した場合の硬さ・残留応力分布	113
(b) 疲労寿命の取得	117
4.3 電極の冷却効果が $Q$ 値とテンパー通電時間の関係に及ぼす影響	117
4.3.1 テンパー通電シミュレーション条件	118
4.3.2 電極の熱伝導率の変更による最適焼戻し条件の変化	118
4.4 最適焼戻し状態を得るための発熱量が $Q$ 値とテンパー通電時間の関係に及ぼす影響の検討	120
4.5 結言	121



第 5 章 最適焼戻し条件を決定づける材料特性 .....	123
5.1 緒言 .....	123
5.2 抵抗発熱量を用いた入熱量の整理 .....	124
5.2.1 溶接条件を変更した場合の最適焼戻し条件 .....	124
5.2.2 入熱量による整理 .....	126
(a) 電極-鋼板間の接触面積の取得 .....	127
(b) 継手の最小厚さの取得 .....	129
(c) 継手の電気抵抗値の算出 .....	131
(d) 入熱量による最適焼戻し条件の再整理 .....	132
5.3 電極冷却効果の予測因子 .....	134
5.3.1 熱流束の算出 .....	135
5.3.2 熱伝達率の算出 .....	136
5.3.3 加圧力, 鋼板強度, 板枚数を変更した条件への適用 .....	139
5.4 発熱量の予測因子 .....	140
5.4.1 加熱部体積の取得 .....	141
5.4.2 発熱量の算出 .....	147
5.4.3 発熱比による統一的表記 .....	148
5.5 結言 .....	148
 第 6 章 結論 .....	 150
 謝辞 .....	 156
 参考文献 .....	 157

## 第1章 緒論

### 1.1 本研究の背景

国内の乗用車保有台数は2014年度で6000万台を超えており、普及台数の拡大とともに排気ガスが環境に与える影響が問題視されたことで、昭和50年代頃から徐々に排気ガス規制は厳しくなってきた<sup>1,2)</sup>。現在では国内のCO<sub>2</sub>排出量のうち約2割を運輸部門が占め、自動車は運輸部門の約9割を占めている<sup>3)</sup>ことから自動車のCO<sub>2</sub>排出量削減が重要視されている。国土交通省ではCO<sub>2</sub>排出量を2020年までに1990年比で25%削減、さらに2050年までに80%削減するという目標を掲げており<sup>4)</sup>自動車の低燃費化のニーズが高まっている。近年では東南アジア各国においても自動車の保有台数増加に伴う自動車事故による死亡者数が急速に増加している<sup>5)</sup>ほか、車両相互の事故が事故件数全体の39%を占めていることから<sup>6)</sup>、乗員保護のため衝突安全性の向上が求められている<sup>7)</sup>。

近年燃費対策としては、車両重量の中で特に大きな割合を占めている車体の軽量化が進められている。しかし軽量化に対する方策としては、構造材の板厚の低減や補強材の削減が有効であると考えられるものの、これらの方策では衝突時の車体の安全性を担保することが困難である。つまり低燃費化に向けた軽量化と衝突安全性向上は相反する課題である。この課題に対して近年、車体に用いられる材料の改善というアプローチが検討されてきた。車体構造材において最も主要な材料である鋼においては、従来鋼と比較して静的強度の高い高強度鋼が開発され、同強度の構造体において板厚の低減、すなわち軽量化を可能とした。現在は、引張強さが590 MPa以下の高強度鋼板が車体構造部材として広く用いられているが、引張強さが980 MPa以上の鋼板の開発・適用も進められている<sup>8-10)</sup>。

さて、現在の自動車車体はプレスした鋼板を溶接することで製造しており、その溶接には一般的に抵抗スポット溶接が用いられている。抵抗スポット溶接法は鋼板を2つの電極で挟み込み電流を流すことにより発生する抵抗発熱で溶接する方法であり、メリットとして鋼板間に間隙があっても溶接できることや溶接に要する時間が短いことなどが挙げられ、現在では1つの車体に対して3000~6000点もの抵抗スポット溶接が行われている<sup>11)</sup>。しかし高強度鋼板に抵抗スポット溶接を施した場合、継手

の静的強度，特に引張せん断強さは母材強度に比例して向上する<sup>12-16)</sup>一方で疲労強度は Fig. 1.1 に示すように軟鋼板の継手の疲労強度と同程度になることが報告されており<sup>17-25)</sup>，高強度鋼板の使用拡大における課題となっている．自動車用鋼板のさらなる高強度化のために，抵抗スポット溶接部における疲労強度を十分に確保することが必要である．

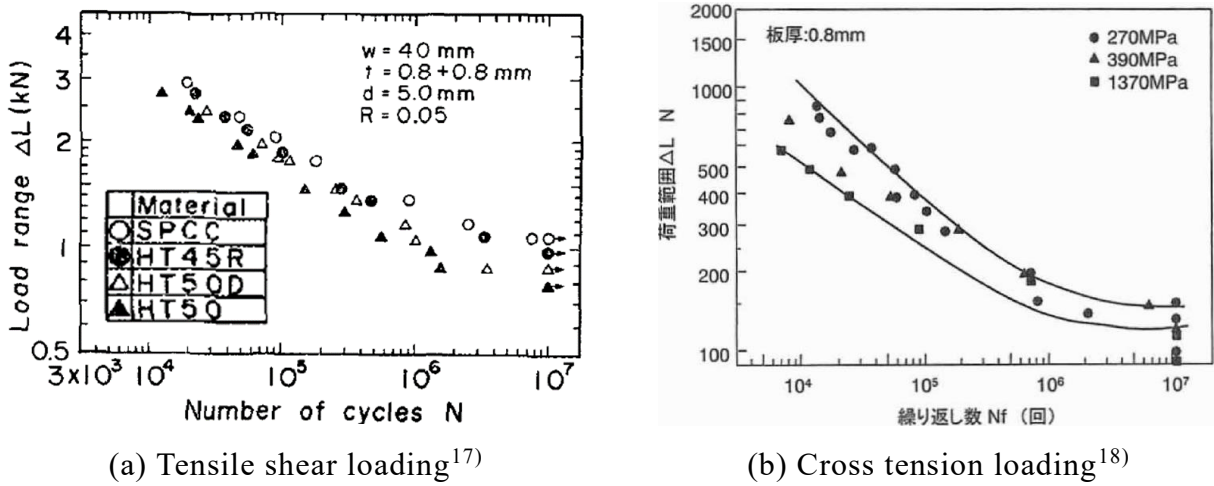


Fig. 1.1 Fatigue strength of resistance spot welded joints of steel sheets.

## 1.2 高強度鋼板抵抗スポット溶接継手における疲労強度の影響因子

抵抗スポット溶接継手は Fig. 1.2 に示すような断面構造を有している．継手の中央は通電により基石状に溶融・凝固しており，この溶接金属はナゲットと呼ばれる．その外側には熱影響部（HAZ: Heat Affected Zone），母材が分布する．鋼板の界面ではナゲットの外側にコロナボンドと呼ばれる，電極加圧力と入熱によって圧接された領域が分布している．さらにコロナボンドの外側，鋼板が接合されていない領域はシートセパレーションと呼ばれ，その先端部は一般的に鋭い切欠き形状となっている．

次に継手内部における硬さ分布を Fig. 1.3<sup>26)</sup>に示す．高強度鋼板を用いた継手ではナゲットと HAZ 部の組織の大部分がマルテンサイト変態するため，母材と比較して著しく硬化する．そしてその硬度は鋼板強度によって大きく異なる．また温度分布も急峻であるため直径数 mm のナゲット内部においても中心部と端部，また継手の表面部と内部とで残留応力の値が異なるといったような，局所的に非常に急峻な残留応力分布が存在すると言われている<sup>27)</sup>．一般的に降伏応力が高い材料においては発生

する残留応力も大きくなることから、高強度鋼板抵抗スポット溶接継手においては高い引張もしくは圧縮の残留応力が発生するものと予想される。

そして疲労き裂はシートセパレーション先端部やナゲット端部といった応力集中部に多く発生し<sup>28,29)</sup>、ナゲット内部もしくはHAZ部を進展する。疲労破壊に至る全寿命は一般的に疲労き裂が発生するまでの期間を表す発生寿命と、き裂発生から破断までの疲労き裂が進展した期間を表す進展寿命によって表される。つまり疲労き裂の起点や進展経路における複雑な溶接部特性が影響した結果として疲労強度が決定づけられているものと考えられ、その影響因子<sup>20,30,31)</sup>や破壊現象の詳細な解明<sup>24,32-39)</sup>、強度向上手法の提案が行われてきた。その中でも疲労強度向上に向けては残留応力を制御した手法が多く試みられている。

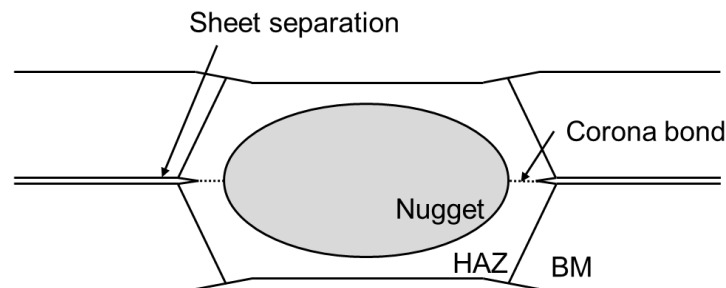


Fig. 1.2 Schematic of resistance spot welding joint.

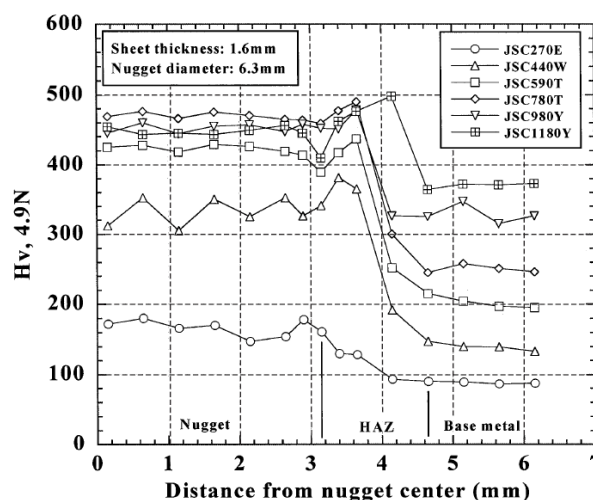


Fig. 1.3 Cross sectional Vickers hardness distribution<sup>26)</sup>.

### 1.3 残留応力を制御した抵抗スポット溶接継手の疲労強度向上

抵抗スポット溶接継手の疲労強度向上のため残留応力を制御した 2 つの手法を取

り上げ、残留応力の変化とそれに伴う疲労強度および疲労き裂の発生・進展挙動の変化について述べる。

### 1.3.1 継手の塑性加工

青山ら<sup>40)</sup>は Fig. 1.4 に示すようなパンチによるプレス加工を施すことで継手に圧縮残留応力を付与した。この塑性加工により、Fig. 1.5 のように疲労強度が大きく向上したことを示しており、シートセパレーション先端部には圧縮残留応力も確認された。

また同様のプレス加工について、佐藤ら<sup>41)</sup>は疲労き裂進展挙動の変化を観察している。Fig. 1.6 はシートセパレーション先端部から板表面にかけて進展した疲労き裂の荷重繰返し数との関係を図示したものである。Fig. 1.6 から荷重繰返し数は as weld で小さく、プレス加工で大きくなっている。これはプレス加工により疲労き裂の進展速度が小さくなったことを示しており、一般的な知見<sup>42)</sup>と同様に圧縮残留応力が疲労き裂の進展速度を低下させることが明らかにされた。

このようにプレス加工法は、後処理手法ではあるものの残留応力制御により疲労強度向上が可能であることを示した。

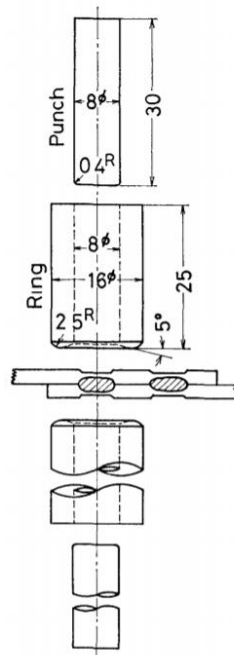
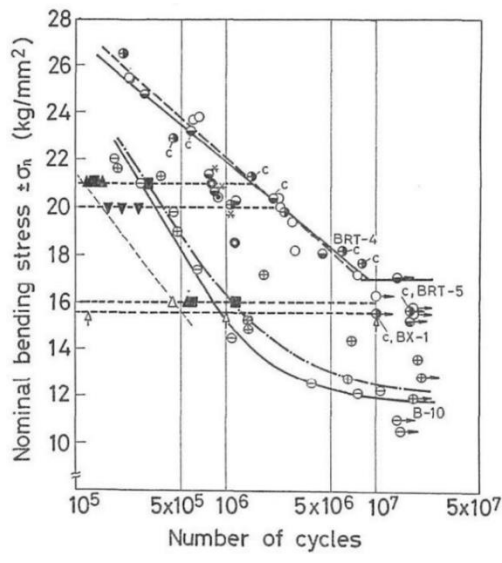


Fig. 1.4 Schematic illustration of cold working method<sup>40)</sup>.



Fatigue test	
○	Welding condition A
⊙	Welding condition B
} As welded	
⊖	Welding condition A
⊗	Welding condition B
} Cold worked with ring and punch	
○	Plain specimen
⊙	Cold worked with punch only
⊖	Cold worked with ring only
*	Fracture happened beside nugget (Cold worked specimen)
C	Non-propagating crack was found
↑	Residual stress measurement by X-rays

Fig. 1.5 S-N curve of spot welded specimens applied cold working<sup>40)</sup>.

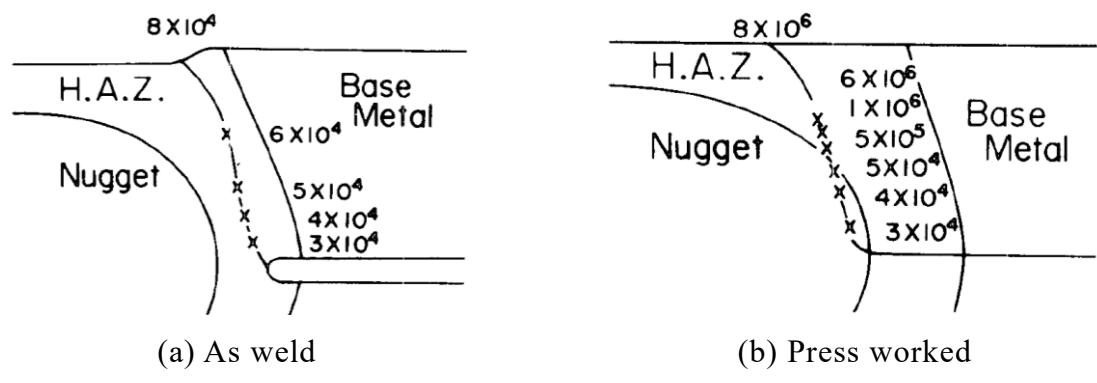


Fig. 1.6 Fatigue crack propagation path and crack tip position with respect to number of cycles<sup>41)</sup>.

### 1.3.2 テンパー通電法

残留応力をインプロセスで制御することで疲労強度を向上した手法として、篠崎ら<sup>43)</sup>によって提案されたテンパー通電法が挙げられる。この手法は Fig. 1.7 に示すような電流プロファイルを用いて、溶接後に再通電を施すことで焼戻しを行う手法である。テンパー通電による継手中心部の温度は Fig. 1.8 のように変化する。この条件はテンパー通電の入熱量を表す値として篠崎らが提案した  $Q$  値を変更している。 $Q$  値は、

$$Q = \left(\frac{I_t}{I_0}\right)^2 \times \frac{T_t}{T_0} \tag{1.1}$$

と表される。ここで、 $I_t$ : テンパー通電電流値 (kA),  $I_0$ : 溶接電流値 (kA),  $T_t$ : テ

ンパー通電時間 (cycle),  $T_0$ : 溶接通電時間 (cycle), を表す. 溶接条件を一定にした場合, (1.1)式の分母が一定値となるため  $Q$  値は分子の値, つまりテンパー通電条件に依存する. そして分子は, 抵抗値は考慮されていないものの, 抵抗発熱の発熱量を表す値である. Fig. 1.8 から継手温度は溶接により最大値をとったのち, テンパー通電によって再び温度上昇していることがわかる. テンパー通電時の温度が焼戻し温度となった  $Q=0.6\sim 0.7$  の条件では, Fig. 1.9 の硬さ分布に示されるように継手内部が大きく軟化しており, 焼戻されたことがわかる.

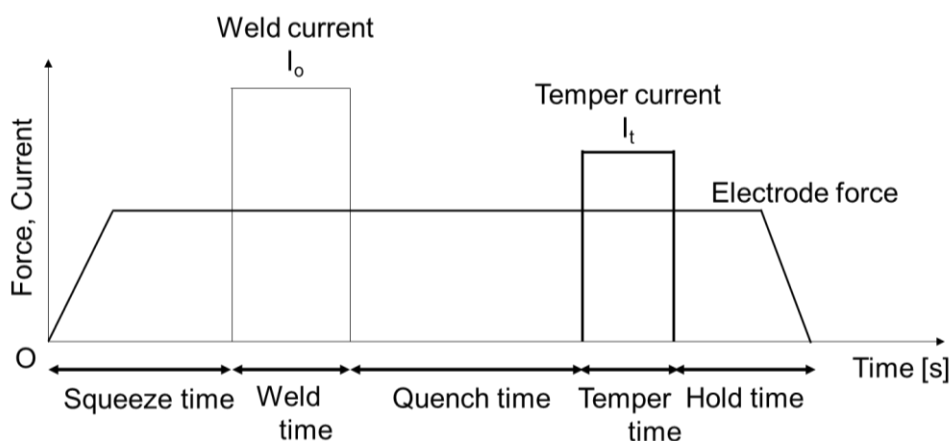


Fig. 1.7 Diagram of welding and following temper treatments.

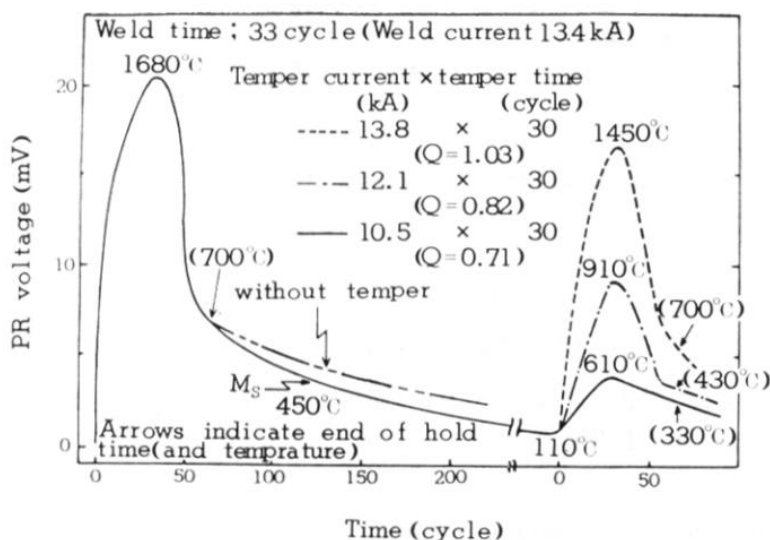
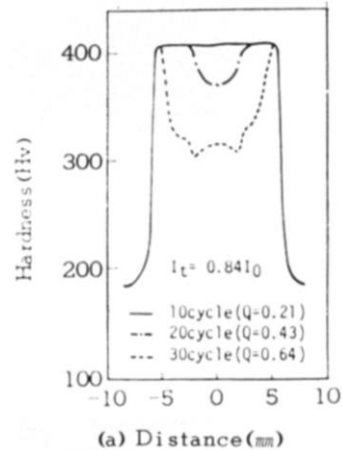
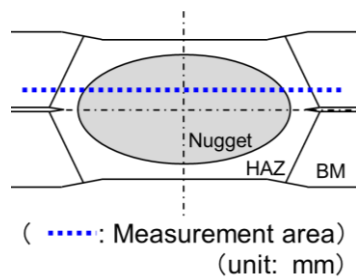


Fig. 1.8 Temperature histories at nugget center<sup>43)</sup>.



(a) Measurement area of hardness distribution

(b) Hardness distribution

Fig. 1.9 Change of hardness by tempering treatment<sup>43)</sup>.

#### (a) テンパー通電法による疲労強度の改善

次に Fig. 1.10 に  $Q$  値と疲労強度および静的強度(十字引張強さと引張せん断強さ)との関係を示す. Fig. 1.10 から as weld の条件と比較して,  $Q=0.6\sim 0.7$  の条件で疲労強度が最大となっており, テンパー通電を施していない NT の条件と比較しておよそ 2 倍程度の疲労強度向上効果を有することが示されている. このように大きな疲労強度向上効果を持つこと, インプロセスで施工可能であることの 2 点からテンパー通電法を実施工へ適用することで, 高強度鋼板抵抗スポット溶接継手の疲労強度向上, ひいては自動車車体への高強度鋼板の適用拡大に大きく貢献することが可能であると考えられる.

ただし実施工への適用にあたっては, 溶接条件や材料特性, 部材形状といった外乱に対して疲労強度向上のロバスト性・信頼性を確保すること, 加えて疲労強度向上が可能な施工条件を簡便に決定可能であることの 2 点が重要となると考えられる. 疲労強度向上の信頼性確保に向けては外乱に対する処置を可能にするために, その疲労強度向上メカニズムを明らかにすることが必要であり, 施工条件を簡便に決定するためにはその予測手法を提案することが必要である. そこで次にテンパー通電による疲労強度向上メカニズムと施工条件予測手法として従来研究で示唆されたものについて, その概要と実施工への適用に向けた課題を述べる.



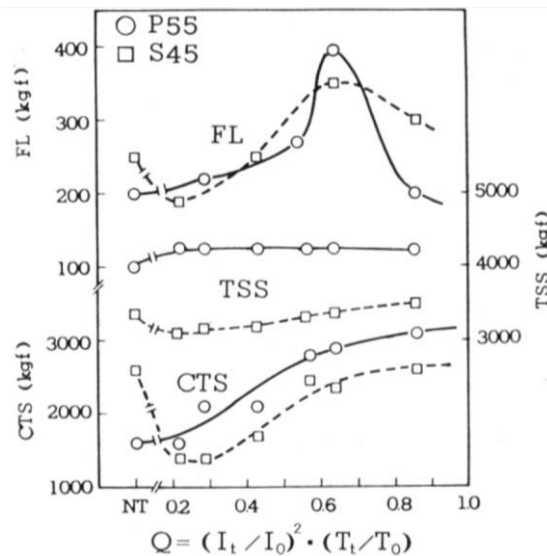


Fig. 1.10 Relationship between FL, TSS and CTS of welded joints, and  $Q^{43)}$ .

(b) 疲労強度の改善に及ぼす残留応力の影響

次に Fig. 1.11 に疲労き裂の発生寿命を示す．疲労き裂の発生寿命はテンパー通電を施していない条件と比較してテンパー通電を施したものの疲労強度が向上しない条件 ( $Q=0.86$ ) は疲労き裂の発生寿命も変化していないことがわかる．その一方で疲労強度が向上した  $Q=0.64$  では疲労き裂の発生寿命が向上しており，これが疲労強度向上の直接的な原因である．

次にテンパー通電による残留応力の変化を Fig. 1.12 に示す．グラフの上半分は  $Q=0.86$  の条件，すなわち疲労強度が as weld と同程度まで低下した条件である．グラフの下半分が  $Q=0.64$  の条件である．Fig. 1.12 においてナゲット中心部から 4 mm の位置のナゲット部，つまりナゲット端部に着目すると，十分に焼戻された条件で比較的大きな圧縮残留応力の発生が認められ，これが疲労き裂の発生を遅延させたものと考えられている．しかし，一般的に残留応力は疲労き裂の進展に影響を及ぼすことは明らかにされている<sup>41, 42)</sup>ものの，疲労き裂の発生に対して検討された例はほとんど見られない．そのためさらなる検討が必要であるがこの残留応力の変化と疲労き裂の発生寿命との関係について，繰返し不可中の疲労き裂起点における応力・ひずみ状態にまで言及されているわけではない．加えて Fig. 1.12 の残留応力分布は継手を切断したのちに計測されたものであり，残留応力の解放が懸念される．このことから，テンパー通電による疲労強度向上メカニズムが十分に明らかにされたとは言い難くより詳細な検討が必要である．

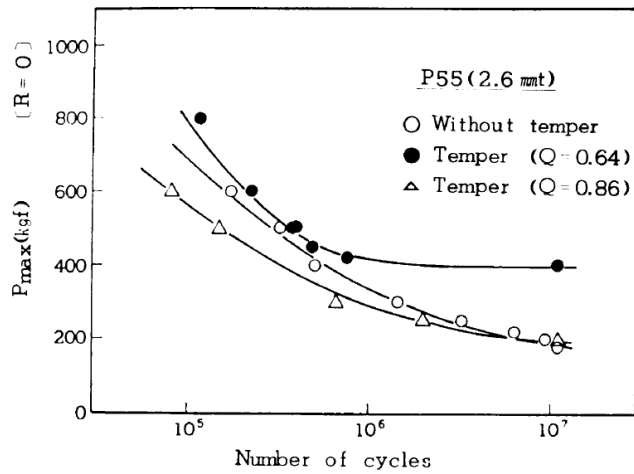


Fig. 1.11 Change in number of cycles to fatigue crack initiation by temper treatments<sup>43)</sup>.

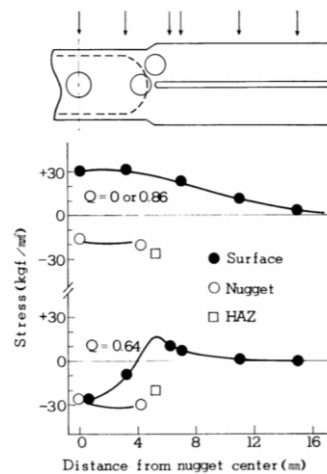


Fig. 1.12 Comparison of residual stress between as weld and with tempering treatment<sup>43)</sup>.

### (c) 疲労強度を向上可能な施工条件予測手法

次にテンパー通電により疲労強度向上が可能な施工条件の予測手法として提案されている  $Q$  値について述べる。 $Q$  値は(1.1)式で示されるようにテンパー通電の入熱量を溶接時の入熱量で除した無次元量である。厳密にはどちらも継手の電気抵抗値が考慮されていないため入熱量とは言えないものの、テンパー通電時の電気抵抗値はナゲット径などに比例して変化すると予想されるため、溶接時の入熱量を表す値で無次元化した  $Q$  値は、テンパー通電の施工条件を概ね予測することが可能であると考え

られる。

ここで抵抗スポット溶接時における温度場を決定する因子について簡単に述べる。一般的に抵抗スポット溶接のような抵抗発熱を利用する溶接法では、施工条件のうち電極形状、加圧力、電流値、通電時間の4つが、材料特性のうち固有抵抗や板厚、強度、表面状態<sup>44-50)</sup>などが主要な因子として知られている。実施工においてこれらの因子を変更した場合、 $Q$ 値による予測は上記のような特性上、ナゲット径が大きく変化する因子に対しては高い精度を示すと考えられる一方で、そのほかの因子に対しての予測精度が保証されているとは言い難い。そのため施工における各因子に依存せず、疲労強度を向上可能なテンパー通電の施工条件予測手法を提案することが必要である。

#### 1.4 本研究の目的

本研究では、テンパー通電法の実施工への適用に向けて、その疲労強度向上メカニズムの明確化と、疲労強度向上に最適な施工条件の予測手法を提案する。疲労強度向上メカニズムとしては硬さと残留応力のそれぞれが疲労強度に及ぼす影響について検討を行う。そして疲労強度向上に最適な施工条件の予測手法を示すために、最適なテンパー通電条件に対して溶接条件や材料特性といった実施工においての変数に依存しない定数を提案する。

#### 1.5 本論文の構成

本論文は6章で構成されており、以下に各章の内容を説明する。

第1章においては、抵抗スポット溶接の施工条件と継手の強度に影響を及ぼす因子との関係、さらにはそれらの因子と継手強度の関係について従来研究の知見とともに述べることで、特にテンパー通電法という疲労強度向上手法についての展望と現状の課題を明らかにした。

第2章においては、テンパー通電法の施工条件による溶接部特性の変化と継手の疲労寿命の関係について述べた。さらに疲労き裂の発生・進展寿命や繰返し荷重を負荷した場合の継手の応力状態までを明らかにすることで、溶接部特性が疲労強度特性

に及ぼす影響，ひいてはテンパー通電による疲労強度向上メカニズムを把握した．

第 3 章においては，硬さと残留応力をそれぞれ制御して疲労寿命を取得し，テンパー通電による疲労強度向上の主因子を明らかにすることで，疲労強度向上に最適なテンパー通電の施工条件予測手法を提案するにあたっての指標を示した．

第 4 章においては，テンパー通電による疲労強度向上に最適な施工条件を提案するために，電極の冷却効果と継手の発熱量がその最適条件に及ぼす影響を明らかにした．

第 5 章においては，電極の冷却効果を電極-鋼板間の熱伝達現象として，継手の発熱量を昇温現象として定式化し，それぞれの減少を施工条件に依存せずに表すことのできる定数を示すことで，最適条件を予測する指標を提案した．

第 6 章においては本研究で得られた結果を総括した．

## 第2章 テンパー通電による溶接部特性の変化が疲労強度特性に及ぼす影響

### 2.1 緒言

テンパー通電法は疲労強度向上に有効であり,なおかつ段取りの増加なく施工が可能であるという点から実施工への適用が期待される.そのためにはテンパー通電による疲労強度向上メカニズムを明らかにすることと,疲労強度向上が可能な施工条件の予測手法を確立する必要がある.

まず疲労強度向上メカニズムの解明に先立って,その影響因子について整理する.テンパー通電法は抵抗発熱を利用した手法であることから施工条件で直接制御することが可能である因子は継手の温度である.それによって焼戻しと呼ばれる溶接部特性の変化が生じるとともに,温度分布が生み出す熱ひずみの不整合によって塑性ひずみが生じる.そして塑性ひずみによって生じる残留応力が生じ,テンパー通電の施工条件によってこのような硬さ・残留応力という溶接部特性の変化が生じると言える.さらに硬さや残留応力の違いによって繰返し荷重を受ける継手の応力,ひずみ履歴の変化が生じ,さらには疲労き裂の発生,進展寿命が変化することで疲労強度が決定づけられる.つまり施工条件と疲労強度の間には溶接部特性として温度,硬さ,残留応力が,疲労強度特性として継手の応力・ひずみ状態,疲労き裂の発生・進展特性という因子が存在している.これらすべての因子について相互の関係を把握することが「テンパー通電による疲労強度向上メカニズムを明確にすること」を意味し,さらにはこの関係を定式化することで「疲労強度向上が可能な施工条件予測手法の確立」を達成することが可能である.しかし,テンパー通電条件を変更することで硬さと残留応力の組合せを種々変化させ,それらすべてに対して疲労強度特性を取得することは困難であり予測式も煩雑なものになることが予想される.ただし硬さや残留応力といった溶接部特性の変化はテンパー通電の施工条件に概ね対応するため,溶接部特性と施工条件の関係のみを取り扱うのであれば比較的簡便な予測手法を提案することが可能であると考えた.

そこで予測手法の提案には施工条件と溶接部特性との関係を示すことに絞ることとする.そして本章ではテンパー通電による疲労強度向上メカニズムの把握を行うこととし,特に溶接部特性の変化が疲労き裂の発生・進展寿命および継手内部の応力状

態に及ぼす影響について検討する。はじめに、テンパー通電による硬さの低下とそれに伴う残留応力の変化を明らかにする。硬さの把握は実験により行い、残留応力はテンパー通電を考慮した抵抗スポット溶接シミュレーションを構築することで、継手内部の分布形態を明らかにする。以上の検討により、テンパー通電による溶接部特性の変化について一般的な知見を述べる。最後に、テンパー通電の施工条件だけでなく材料特性をも変更して疲労強度特性を詳細に把握する。この検討では母材強度の異なる継手に対してテンパー通電の施工条件、疲労試験の荷重荷重方向を変更し、疲労寿命だけでなく疲労き裂の発生・進展寿命を把握する。その上で繰返し荷重を負荷した継手の応力状態を数値シミュレーションにより明らかにすることで、継手内部の硬さと残留応力それぞれの溶接部特性が疲労強度特性に及ぼす影響について把握する。以上の検討によりテンパー通電によって大きく変化する硬さと残留応力、2つの溶接部特性が疲労強度特性に及ぼす影響について普遍的な知見を示す。

## 2.2 実験条件

本節では実験条件について、溶接およびテンパー通電の施工条件、光ファイバー温度計による継手内部の温度計測手法、継手内部のビッカース硬さ試験方法について示す。

### 2.2.1 溶接条件

本検討では、590 MPa 級高強度鋼板（以下、 $TS=590$  MPa）を供試材とし、それぞれにテンパー通電を施した継手と施さない継手を作成した。供試材の板厚は両鋼板ともに  $t=1.2$  mm とした。溶接装置は DAIHEN 社製型式 SLAI65-610 の直流インバータ式抵抗スポット溶接機を使用した。電極は先端径  $R=40$  mm の DR6 形銅製電極を使用した。 $TS=590$  MPa の継手における溶接条件を Table 2.1 に示す。溶接条件はナゲット径が  $4\sqrt{t}$  ( $N_d=4.4$  mm) となるように設定した。またテンパー通電条件は、Table 2.2 に示すようにテンパー電流値を調整することで硬さ分布を制御した。なお、テンパー通電を施した継手の溶接条件も Table 2.1 と同一である。

Table 2.1 Welding condition.

	Force, $F$ (kN)	Squeeze time $T_S$ (cycles)	Welding current, $I_0$ (kA)	Welding time, $T_0$ (cycles)	Hold time $T_H$ (cycles)
as weld	3.0	30	5.6	16	20

Table 2.2 Tempering treatment condition.

	Cooling time, $T_C$ (cycles)	Tempering current, $I_t$ (kA)	Tempering time, $T_t$ (cycles)
with tempering treatment	99	3.9 ~ 5.6	20

### 2.2.2 温度履歴計測

一般的に溶接部の温度履歴計測に用いられている熱電対を抵抗スポット溶接継手においても適用した例はあるものの<sup>43, 51)</sup>、電磁ノイズの影響で安定した計測が行えないことが示唆されている<sup>51)</sup>。そこで本研究では、温度履歴の取得に電磁ノイズの影響を受けない光ファイバー温度計を使用することとした。まず浸漬型光ファイバー温度計は、放射光により計測を行うため熱電対と比較して電磁ノイズに強いことが特徴である。さらに光ファイバー温度計の集光部であるファイバー部は Fig. 2.1 に示すように直径が 250  $\mu\text{m}$  と細い。そのため鋼板に加工を施すことで、熔融部が鋼板間に形成される抵抗スポット溶接部においても温度計測を行うことができる。さらに熔融部内において、集光部である光ファイバー先端は理想黒体とみなすことができる。そのため、放射率がほとんど 1 の状態での測定が可能であり補正の必要がない。以上のような特徴から、本研究ではテンパー通電時の温度履歴計測に光ファイバー温度計を採用することとした。使用した温度計は JFE テクノリサーチ社製浸漬型光ファイバー温度計である。

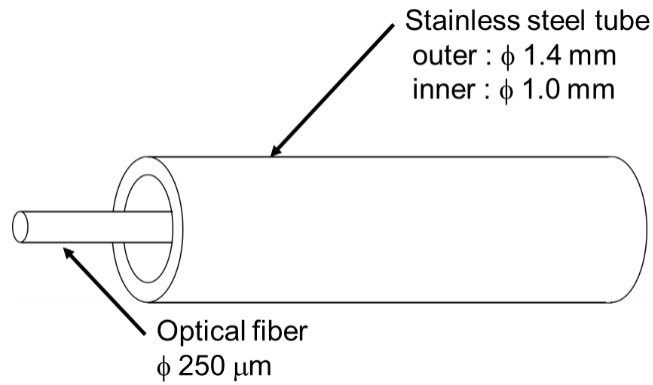
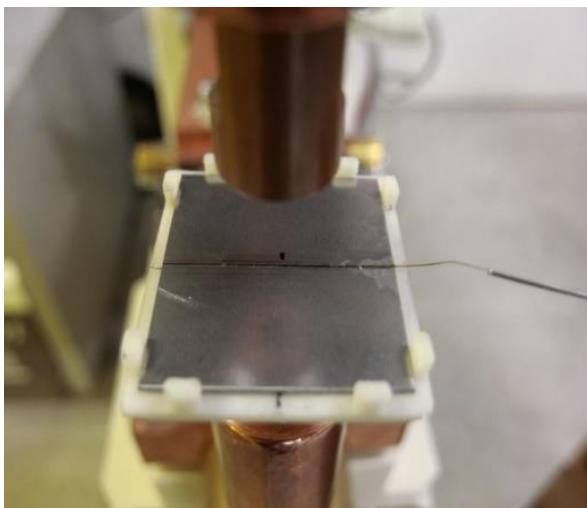
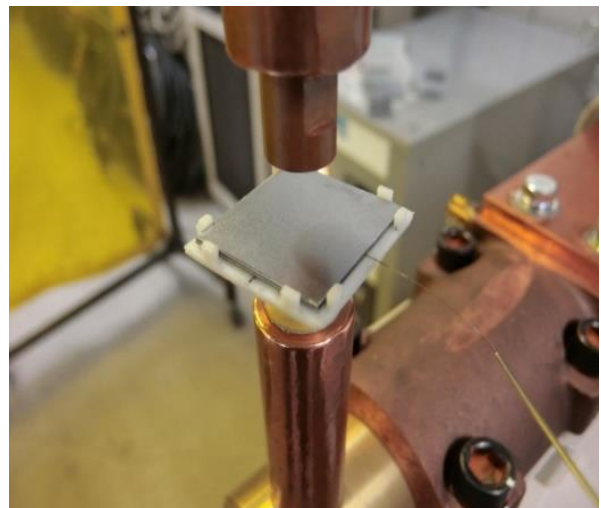


Fig. 2.1 Schematic illustration of edge of optical fiber thermometer.

溶接時の光ファイバーの設置方法について Fig. 2.2 に示す．まず Fig. 2.2 (a) のように板に設けられた溝に光ファイバーを設置し接着剤で固定する．そして Fig. 2.2 (b) のように光ファイバー挟むように上板を設置し溶接を行う．なお下板には Fig. 2.3 のように光ファイバーを挿入するための溝加工を施した．溝は幅，深さともに 300  $\mu$ m とした．また，溶接時ならびにテンパー通電時においては Fig. 2.3 (b) に示すように，光ファイバー先端をナゲットの中心部となる鋼板中央に配置し，接着剤を用いて鋼板に固定した．



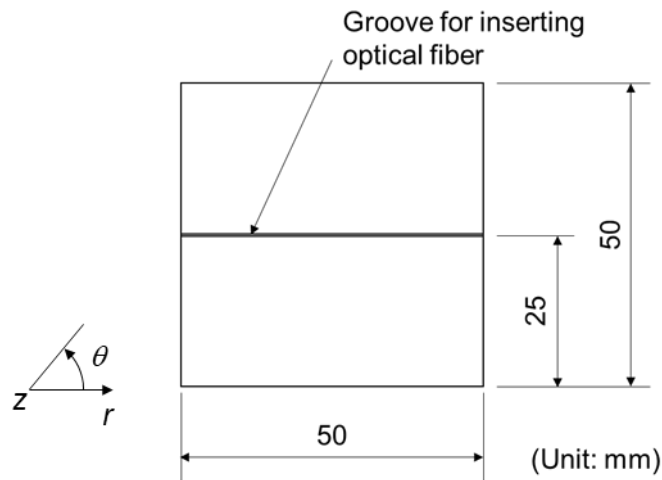
(a) Inserting optical fiber



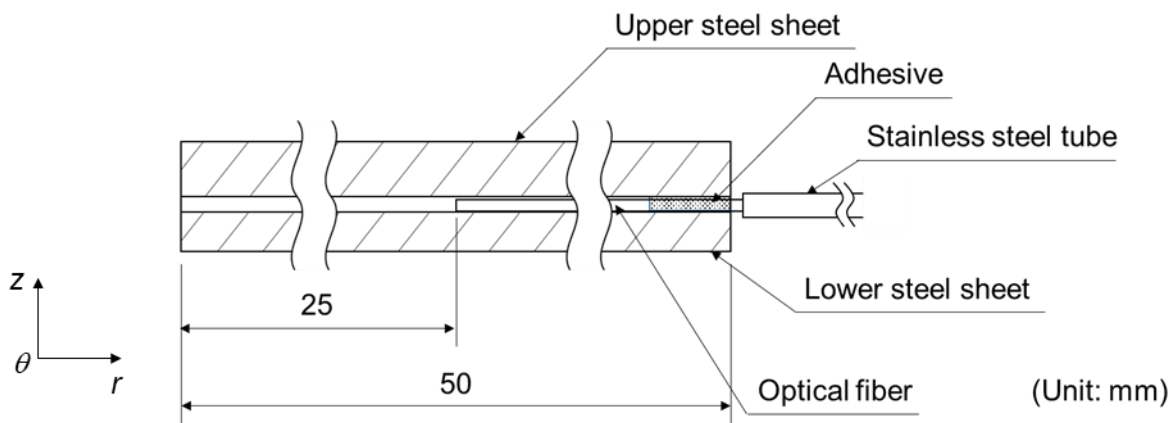
(b) Installation of upper sheet

Fig. 2.2 Photo of welding method.





(a) Dimension of sheet and location of groove for inserting optical fiber



(b) Cross section of sheet inserting optical fiber

Fig. 2.3 Schematic illustration of measurement point of temperature history.

温度計測には  $TS=590\text{ MPa}$  の継手を使用した。なお光ファイバー温度計の測温範囲が  $500^\circ\text{C}$  以上であるため、テンパー通電時の温度は  $A_{c3}$  点を越えたおよそ  $1000^\circ\text{C}$  程度となるようテンパー電流値を調整した。温度計測結果を Fig. 2.4 に示す。まず Fig. 2.4 の 3 秒付近で温度が最大値を示している。これは溶接電流によるものであり、鋼の融点である  $1500^\circ\text{C}$  を超えていることが計測できている。そののちの冷却時間では測温範囲が  $500^\circ\text{C}$  以上であることから、 $M_s$  点を下回る温度となっているかは判断できないものの、テンパー通電のタイミングにおいて温度上昇を確認することができ、ノイズも見られずかつ急速な温度上昇・低下に追従していることがわかった。

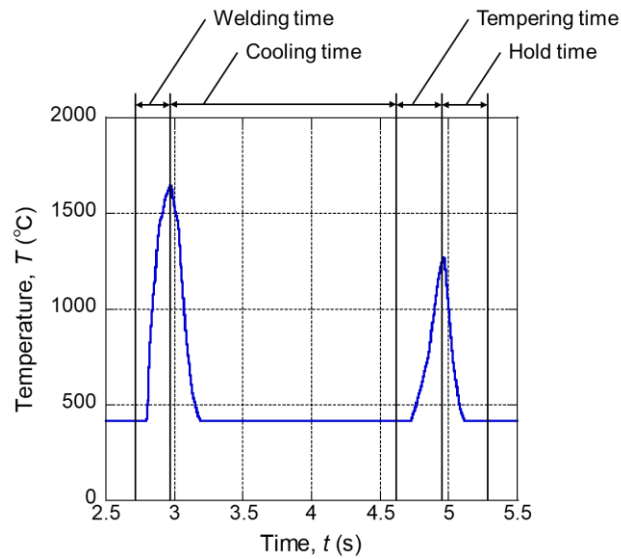


Fig. 2.4 Example of temperature history measured by optical fiber thermometer .

### 2.2.3 硬さ試験

ビッカース硬さ試験について、荷重を 500 gf, 荷重保持時間を 15 s とした. 測定間隔は圧痕の 3 倍以上である 250  $\mu\text{m}$  として, ナゲット中心から 5 mm の範囲にて測定を実施した. 測定範囲の概略図を Fig. 2.5 に示す.

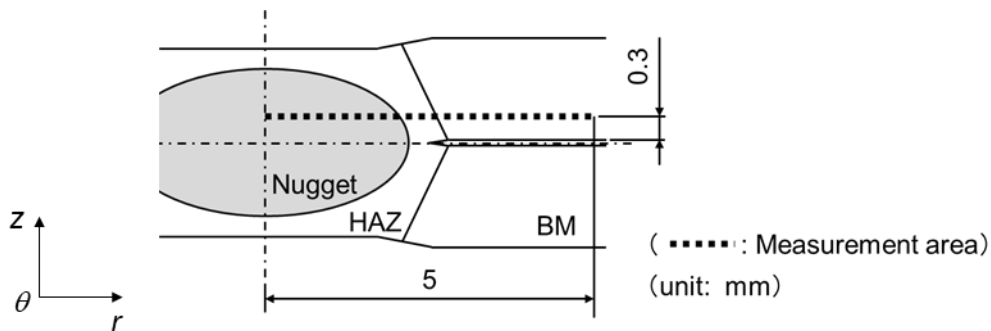


Fig. 2.5 Schematic illustration of measurement area of Vickers hardness.

## 2.3 テンパー通電法を施した継手の硬さ分布の把握

本節では, テンパー通電条件を変更することで継手の焼戻し状態を変化させた継手に対して各種試験を実施することで, テンパー通電条件に伴う継手内部の温度の変化とそれに伴う溶接部特性の一つである硬さ分布の変化の把握を行う.

### 2.3.1 継手温度と硬さ分布の関係

焼戻しは炭素を過飽和に固溶したマルテンサイトから炭素を析出させることで炭化物と低炭素マルテンサイトの組織にする処理であることから、炭素の拡散を制御する処理であると言える。このことからテンパー通電による焼戻し状態の変化はその温度履歴と加熱時間に依存すると言える。そこで焼戻し状態を表す代表的な溶接部特性である硬さ分布と温度の関係について把握する。まず継手中心部の温度履歴を Fig. 2.6 示す。Fig. 2.6 ではテンパー通電時間を 20 cycles に固定し、テンパー電流値を変更することで温度履歴を変更した。テンパー通電時の温度は溶接時と比べると緩やかに上昇する。これは接触抵抗が鋼板界面に存在しないことが要因であると考えられる。またその勾配はテンパー電流値に比例することがわかる。ここでは温度履歴の代表値として最高到達温度に着目し、硬さとの関係を述べる。

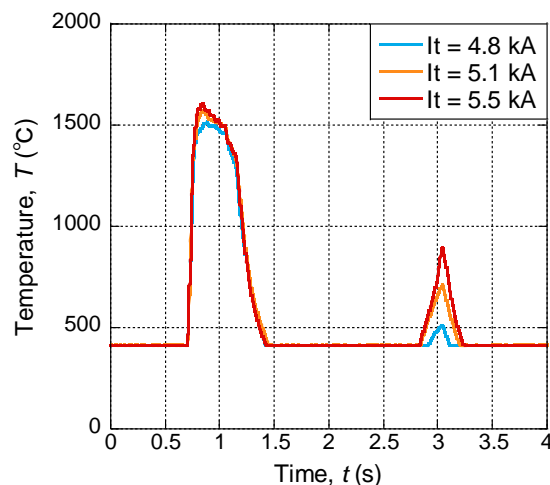
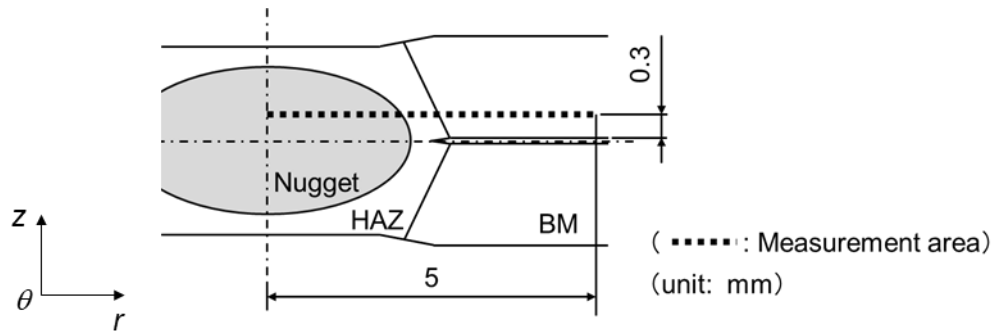


Fig. 2.6 Relationship between temperature history and tempering current.

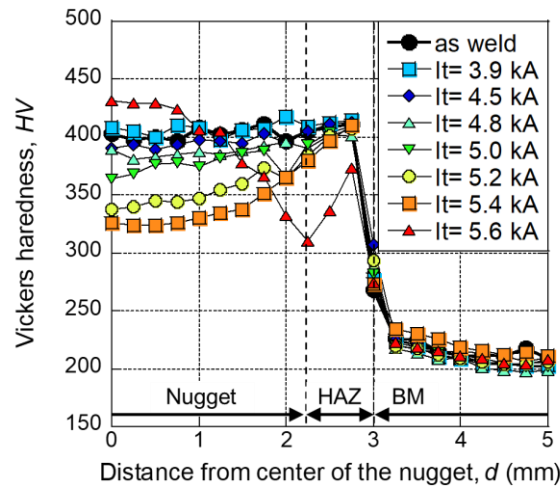
さらに Fig. 2.7 に硬さ分布とテンパー電流値の関係を示す。Fig. 2.7 からテンパー電流値が低い条件では軟化せず、ある特定のテンパー電流値でのみナゲット中心部が大きく軟化していることが見て取れる。また、テンパー電流値が過大な条件では、ナゲット中心部が再び硬化した。これはテンパー通電中にオーステナイト変態を生じたことで、冷却後は HAZ と同様にマルテンサイトを生じて硬化したためである。

本論文では、それぞれの硬さ分布を「焼戻し不十分(Insufficient\_Temper)」, 「最適焼戻し(Optimal\_Temper)」, 「過度な焼戻し(Excessive\_Temper)」と呼ぶこととする。特に最適焼戻し条件は、ナゲット中心から 1.00 mm までの範囲の平均硬さが 315 以下と

なる条件と定義した。Fig. 2.7 ではテンパー電流値が 3.9 kA から 5.2 kA までの条件が Insufficient\_Temper であり，5.4 kA が Optimal\_Temper，5.6 kA が Excessive\_Temper である。



(a) Measurement area of hardness distribution



(b) Hardness distribution

Fig. 2.7 Relationship between hardness distribution and tempering current.

## 2.4 テンパー通電法を考慮した抵抗スポット溶接の数値解析手法の構築

次に焼戻し状態に対する残留応力分布の変化についても明らかにする。一般的に疲労強度に残留応力が影響を及ぼすことは広く知られており，テンパー通電による疲労強度向上効果についても篠崎らの研究<sup>43)</sup>において言及されている。篠崎らによるとテンパー通電による疲労強度向上は，疲労き裂の起点における圧縮残留応力の付与が主因子であり，これによって疲労き裂の発生寿命が遅延することが示唆されている。しかし残留応力が疲労き裂の発生寿命に及ぼす影響を明らかにした検討は少なく，さ

らにはテンパー通電による継手内部の残留応力を取得する過程において、継手が切断されており残留応力が解放したことが懸念される。そのため、抵抗スポット溶接継手の残留応力計測では、その疲労強度に大きく関係するナゲット端部やシートセパレーション先端部などにおいて、非破壊で計測することが重要である。

非破壊での残留応力の取得は一般的に X 線回折法などにより行われている。X 線残留応力計測手法の大きな特徴として、照射径を小さくすることが可能であり空間分解能に優れている一方で、侵入深さが数十 mm 程度と小さく継手内部の測定ができないことが挙げられる<sup>52)</sup>。一方、数十 mm の侵入深さを持つ中性子回折法<sup>52-54)</sup>などは空間分解能が低く<sup>55)</sup>。急峻な残留応力分布を呈する抵抗スポット溶接継手への適用は不適切であると考えられる。

そこで抵抗スポット溶接継手内部に対して残留応力分布を把握するためには連成有限要素解析法が多く用いられている<sup>56-59)</sup>。溶接後の残留応力を予測することを目的とした一般的な抵抗スポット溶接シミュレーションにおいては、溶接中の温度履歴と応力履歴が計算されており、その中でも鋼板間および電極-鋼板間の接触状態の変化、相変態における材料特性の変化が考慮されている。本研究で対象とするテンパー通電に関しては焼戻し現象がその残留応力に大きな影響を及ぼすことが予想されるため、本節では一般的な抵抗スポット溶接シミュレーション手法に加えて焼戻しによる軟化までをも考慮した数値解析手法を構築する。

ここで構築する抵抗スポット溶接シミュレーション手法（以下、テンパー通電シミュレーション）の計算結果は、後述の疲労試験中の応力状態や、プレス加工を施した場合の残留応力に及ぼす影響についても検討を行うことを想定している。Fig. 2.8 にその手順を示す。テンパー通電シミュレーションを実施することで、主にテンパー通電を含めた抵抗スポット溶接を施した継手内部の残留応力分布を取得したのち、この残留応力を構造解析に用いる要素モデルに置換することでテンパー通電後の残留応力を考慮した弾塑性解析を実施する。弾塑性解析では、疲労負荷中の応力状態（以下、継手強度解析）やプレス加工による残留応力の変化（以下、プレス加工シミュレーション）を明らかにすることで、疲労強度に及ぼす残留応力の影響を把握する。

本節では特に、テンパー通電シミュレーションについて、抵抗スポット溶接法や焼戻し現象を再現するにあたって考慮した計算手順や材料特性を述べる。

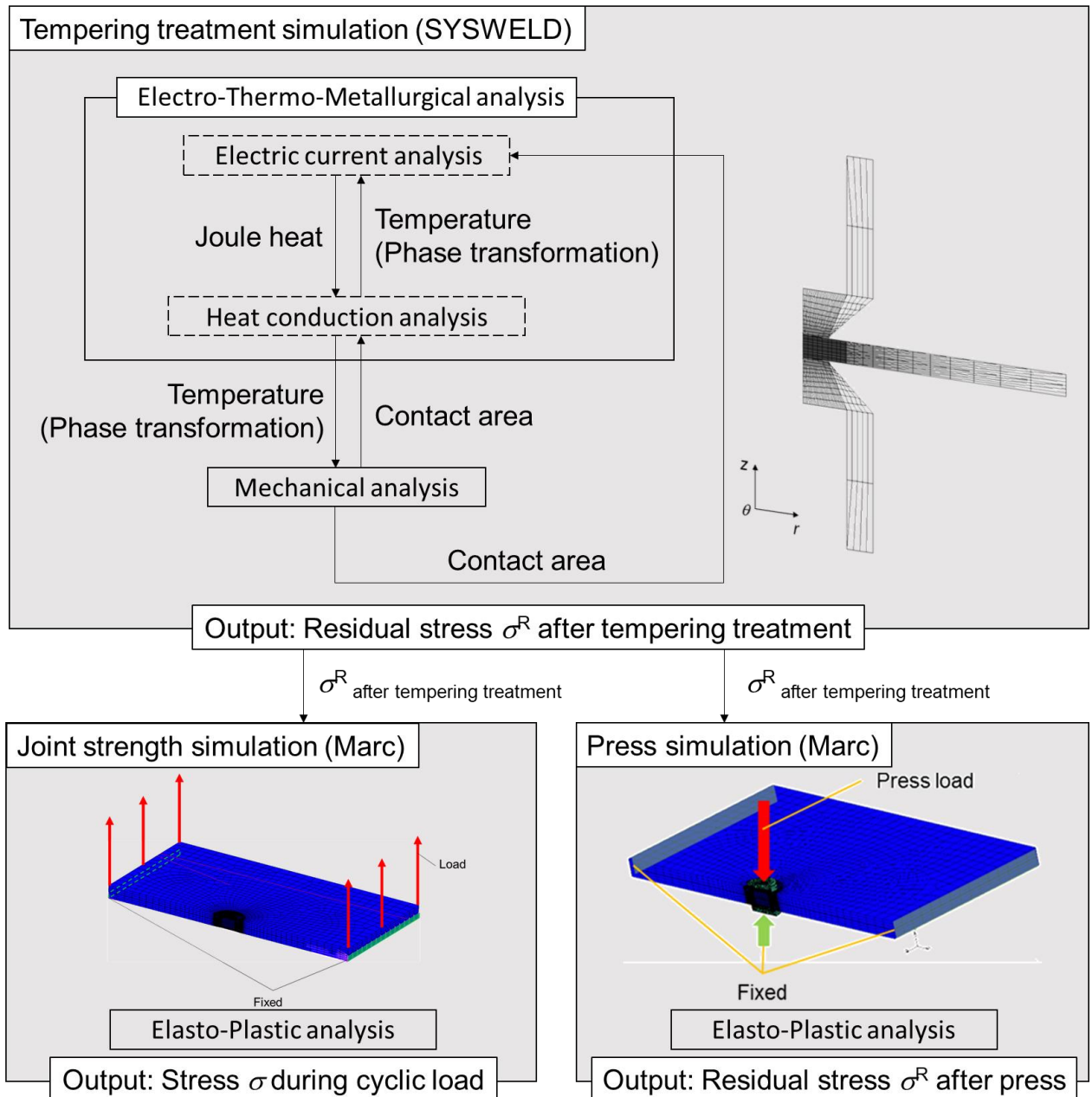


Fig. 2.8 Numerical simulation procedure using in this study.

#### 2.4.1 テンパー通電シミュレーション手法の概要

Fig. 2.9 に抵抗スポット溶接を再現するための計算手順を示す．抵抗スポット溶接では通電によるジュール発熱を利用し温度を上昇させるため，テンパー通電シミュレーションではまず電気-温度解析を行う必要がある．そして温度上昇とともに鋼には相変態が生じることが知られている．相変態は材料の電気伝導率や熱伝導率，降伏応力，熱膨張率などの変化を引き起こすため溶接部の温度履歴，ひいては残留応力の変化を引き起こす．つまり溶接部の残留応力を正確に把握するためには上記の電気-温

度解析に加え相変態を考慮する必要がある。加えて相変態が引き起こす降伏応力の変化は電極加圧力と相まって鋼板間および電極-鋼板間の接触状態を決定づけるため、抵抗発熱と接触状態は相互に作用しあうと言える。そこで本検討でテンパー通電シミュレーションを構築するにあたっては電気-温度-材料組織解析と応力解析との連成解析を用いた。そして、本研究ではテンパー通電シミュレーションを行うにあたり、市販の溶接・熱処理用有限要素解析ソフトウェア SYSWELD<sup>61)</sup>を使用した。

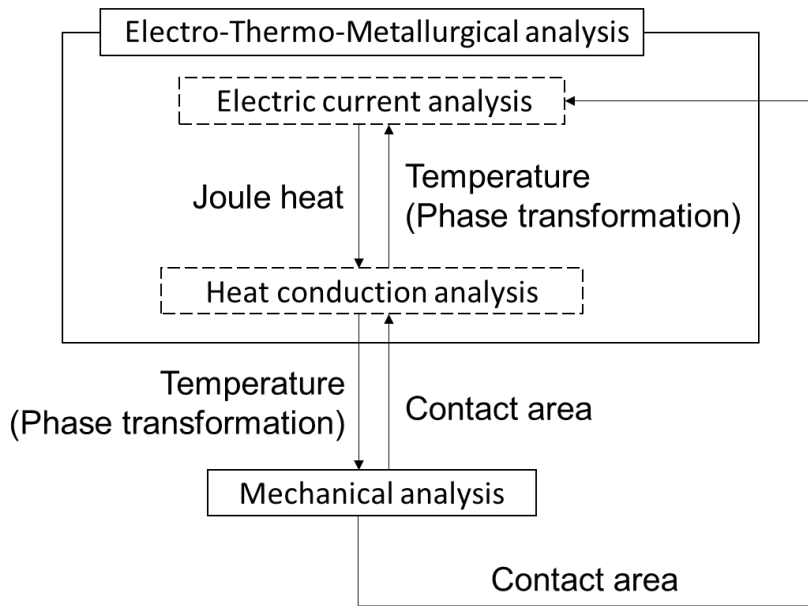


Fig. 2.9 Procedure of tempering treatment simulation.

(a) 電気-温度-材料組織解析手法

まず通電によるジュール発熱を正確に把握するために用いた理論式を以下に示す。まず電気伝導方程式には

$$\text{div}[\mu \cdot \overrightarrow{\text{grad}}(V)] = 0 \tag{2.1}$$

の式を用い、境界条件として、

$$V = V_d$$

$$\mu \cdot \overrightarrow{\text{grad}}(V) \cdot \vec{n} = j$$

を用いている。ここで  $\mu$  : 電気伝導率,  $V$  : 電気ポテンシャル,  $j$  : 電流密度である。さらに熱伝導方程式としては、ジュール発熱、また相ごとの物性値を考慮した、

$$\operatorname{div} \left[ \sum_{\text{phases}} p_l \lambda_l \cdot \overrightarrow{\operatorname{grad}}(T) \right] + \overrightarrow{\operatorname{grad}}(V) \cdot \mu \cdot \overrightarrow{\operatorname{grad}}(V) = \sum_{\text{phases}} p_l \frac{\partial H}{\partial t} \quad (2.2)$$

の式を用いており、境界条件として、

$$T = T_d$$

$$\lambda \cdot \overrightarrow{\operatorname{grad}}(T) \cdot \vec{n} = q$$

を用いる。ここで、 $T$ ：温度 (K)， $p$ ：相分率， $\lambda$ ：熱伝導率 (W/m・K)， $H$ ：単位体積当たりの保有熱量 (J/m<sup>3</sup>)， $q$ ：熱流束密度 (W/m<sup>2</sup>) である。

次に相変態挙動について示す。相変態挙動には温度履歴と潜熱の影響を考慮した。温度履歴を考慮するために、拡散変態の相変態速度は

$$\frac{dp}{dt} = \frac{\bar{p}(T) - p}{\tau(T)} \quad (2.3)$$

の式を用いた。ここで、 $\bar{p}$ ：平衡状態における相分率， $\tau$ ：遅れ時間である。 $\bar{p}$ と $\tau$ はそれぞれ各相に応じて CCT 線図に合うように決定した。マルテンサイトにおいては以下の Koistinen-Marburger 則<sup>60)</sup>を用いた。

$$p(T) = p_A [1 - \exp\{-b(M_s - T)\}] \quad (2.4)$$

上式において  $T \leq M_s$  である。ここで、 $p_A$ ：オーステナイトの相分率， $b$ ：マルテンサイトの相分率， $M_s$ ：マルテンサイト変態開始温度，である。本数値解析では  $b$  を 0.011， $M_s$  を 405°C とした。潜熱については以下の式を用いた。

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \left( p_1 \frac{\partial H_1}{\partial T} + p_2 \frac{\partial H_2}{\partial T} \right) \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial p_2}{\partial t} (H_2 - H_1) \quad (2.5)$$

ここで、

$$\left( p_1 \frac{\partial H_1}{\partial T} + p_2 \frac{\partial H_2}{\partial T} \right) : \text{比熱}$$

$$(H_2 - H_1) : \text{変態時の潜熱}$$

である。

## (b) 接触抵抗の取り扱い

抵抗スポット溶接におけるジュール発熱の発生要因として、鋼板の固有抵抗と板-板間や電極-板間の接触抵抗の 2 つが挙げられる。固有抵抗は材料ごとに異なる物性値として取り扱えばよいが、接触抵抗は温度や加圧力に応じて変化するためその影響因子について考慮したうえで取り扱うことが必要となる。



接触抵抗の発生から消失までのメカニズムを Fig. 2.10 に示す。通常板表面は完全に平らではなく微小な凹凸が存在する。板を重ねるとこの凹凸は Fig. 2.10 (a)に示すように部分的に接触し、抵抗スポット溶接を施した場合、電流は局所的に接触した部分を通り電流集中が起こる。電流集中により見かけ上の抵抗値が増大する現象が接触抵抗である。

なお通電開始後にこの局所接触部は優先的に発熱することで軟化し、Fig. 2.10 (b)のように凹凸はつぶれ電流集中は緩和される。さらに時間が経過し温度が上昇すると Fig. 2.10 (c)のように鋼板表面の凹凸はほとんどなくなり、接触抵抗も消滅したとみなしてよい状態となる。最後に鋼板が熔融温度に到達し、Fig. 2.10 (d)のように鋼板間の境界がなくなると接触抵抗は完全に消失する。

このような特性上、数値解析において接触抵抗を考慮するためには温度と加圧力による影響を考慮することが必要である。しかし局所接触部は通電が開始したのち瞬時に熔融温度程度の高温に達するため、接触抵抗は通電開始から数 ms で消失すると考えられている。この過程において降伏応力は温度上昇とともに瞬時にゼロとみなせるほど小さくなり、加圧力にほとんど依存せず接触抵抗は消滅するものと考えられる。そこで本数値解析では簡易的に、温度依存性のみを考慮した接触抵抗を用いている。

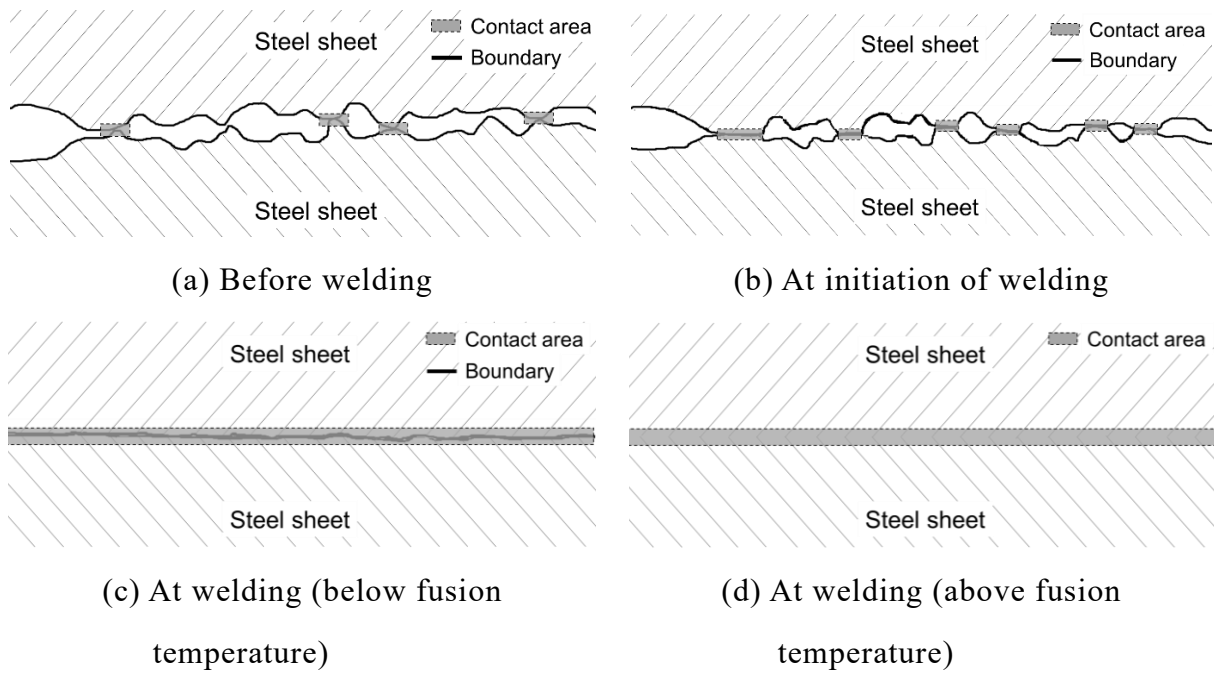


Fig. 2.10 Schematic illustration of partial contact of sheet surface.

しかしこの接触抵抗の特性上、鋼板が溶融したナゲットにおいては継手の冷却後も接触抵抗は消失したままである。一方、SYSWELDを用いた本数値解析では本通電終了後も接触抵抗に温度依存性を持たせているため、テンパー通電時においても本通電時と同様に接触抵抗が存在し、温度が非常に高くなることが予想された。そこでテンパー通電時におけるナゲット中心部の温度履歴を計算しその結果を Fig. 2.11 に示す。供試材料は板厚  $t = 1.2 \text{ mm}$  の  $TS = 590 \text{ MPa}$  とした。Fig. 2.11 よりテンパー通電時の温度は溶接時と同様の速度で上昇したことから、本通電後の接触抵抗の消滅を模擬する必要がある。そこで接触抵抗の消滅を模擬するために、通電中と通電終了において異なる接触抵抗の物性値を用いる手法を採用した。

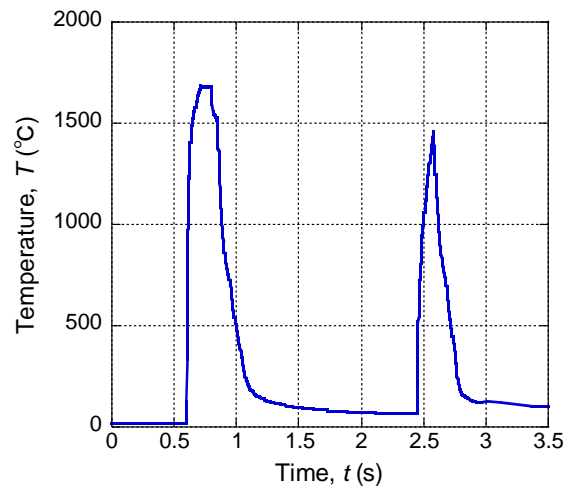


Fig. 2.11 Temperature history with tempering treatment at center of the nugget  
( $I_t = 5.1$  kA).

接触抵抗の値を溶接通電の前後で変更する手法について以下に示す. 本検討で用いている溶接・熱処理用有限要素解析ソフトウェア SYSWELD におけるテンパー通電シミュレーションの大まかな流れを Fig. 2.12 のフローチャートに示す. SYSWELD ではまず接触抵抗を含めた抵抗発熱や熱伝導に影響を及ぼす材料特性の値を読み込み電気-温度-材料組織解析を行う. その後応力解析を行ったのち, 再び接触抵抗などを読み込み電気-温度-材料組織解析を行う. これを加圧終了まで繰り返す. 本通電終了後に接触抵抗の消滅を模擬するため, Fig. 2.13 のフローチャートに示すように接触抵抗の値を変更した. Fig. 2.13 の追加・変更した部分を破線枠内に示した. Fig. 2.13 において本通電終了後に接触抵抗値をほとんど 0 の値に変更している. この変更後の接触抵抗は Fig. 2.14 のように温度依存性を持たず, 限りなく 0 に近い値としている.

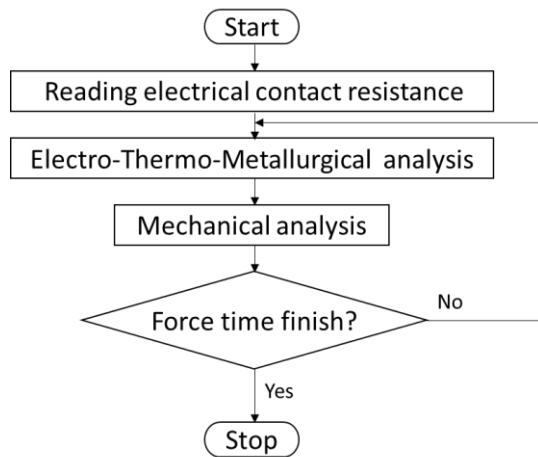


Fig. 2.12 Flow chart of resistance spot welding simulation in SYSWELD.

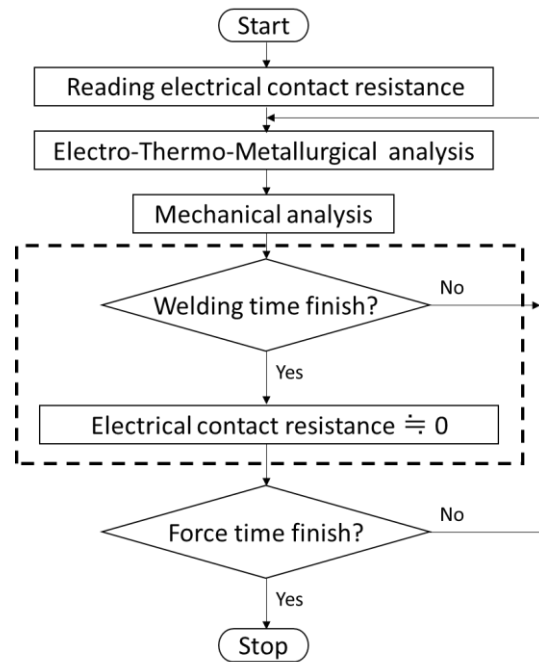


Fig. 2.13 Flow chart of Resistance spot welding simulation considered disappearance of contact resistance in SYSWELD.

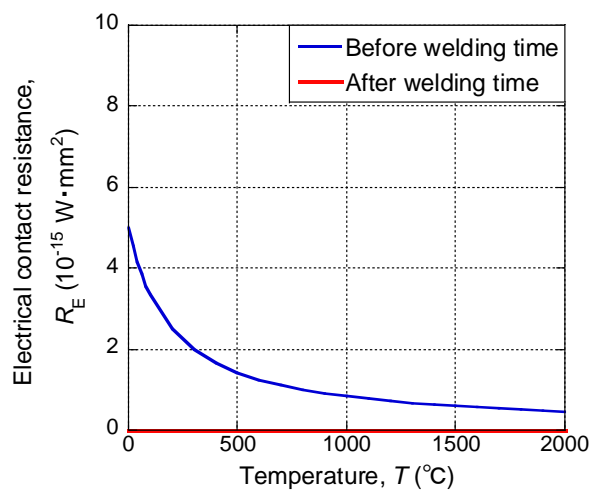


Fig. 2.14 Comparison of electrical contact resistance.

Fig. 2.15 に接触抵抗の消滅を考慮した場合と考慮していない場合の温度履歴を比較して示す. Fig. 2.15 より接触抵抗の消滅を模擬したモデルではテンパー通電時の最高到達温度が大きく低下することがわかり, 実際のテンパー通電を模擬できていると考えられる.

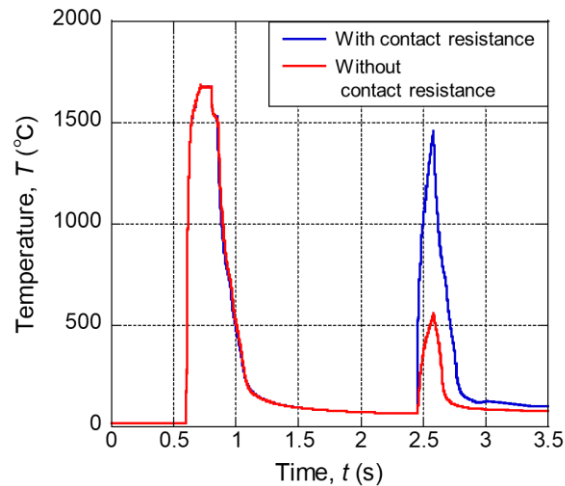


Fig. 2.15 Comparison of the temperature history between with and without contact resistance during tempering treatment at center of the nugget.

(c) 電気-温度-材料組織解析と力学解析の連成解析手法

抵抗スポット溶接では数百 ms という非常に短い時間で溶接が実施される．そこでテンパー通電シミュレーションでは電気-温度解析と応力解析を十分小さい時間間隔で連成して行うこととした．そして応力解析に使用する材料の塑性構成則は，データベースとして入力した応力-ひずみ関係に則った．

2.4.2 高強度鋼板抵抗スポット溶接を想定した数値解析モデル

抵抗スポット溶接シミュレーションを行う際には，抵抗スポット溶接現象を適切に考慮した連成解析手法と，マルテンサイト変態に伴う材料特性変化や接触抵抗などを考慮することが重要となる．そこで本節では，テンパー通電シミュレーションで用いるこれらの影響を考慮した数値解析モデル，および高強度鋼板の材料特性について述べる．

(a) 抵抗スポット溶接を想定した数値解析モデル

数値シミュレーションには板厚 1.2 mm の  $TS=590$  MPa (DP 鋼) を用いた．電極は先端径  $\phi=6$  mm，先端曲率半径  $R=40$  mm のものを使用した．また板の形状の違いが温度分布や残留応力に及ぼす影響は小さいと判断し，解析対象には軸対称モデルを用いた．ナゲットが形成される部分の要素寸法は板の厚み方向に 0.27 mm，界面方向に 0.12 mm とし，モデル全体の要素数は 838，節点数は 948 である．数値解析対象の寸

法と境界条件を Fig. 2.16 に，解析対象の要素分割モデルを Fig. 2.17 に示す．

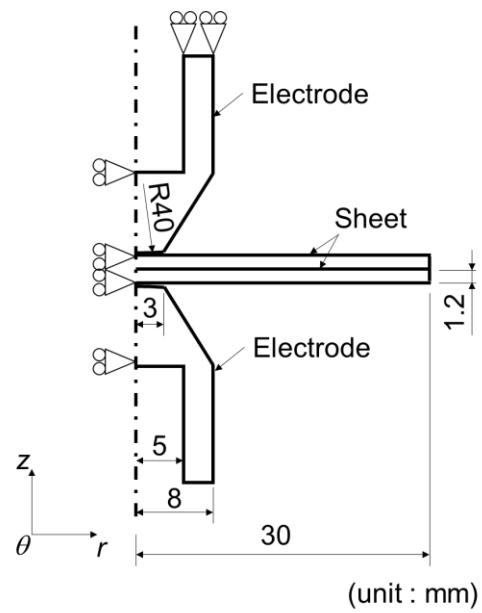


Fig. 2.16 Dimension and boundary condition of numerical simulation of spot welding.

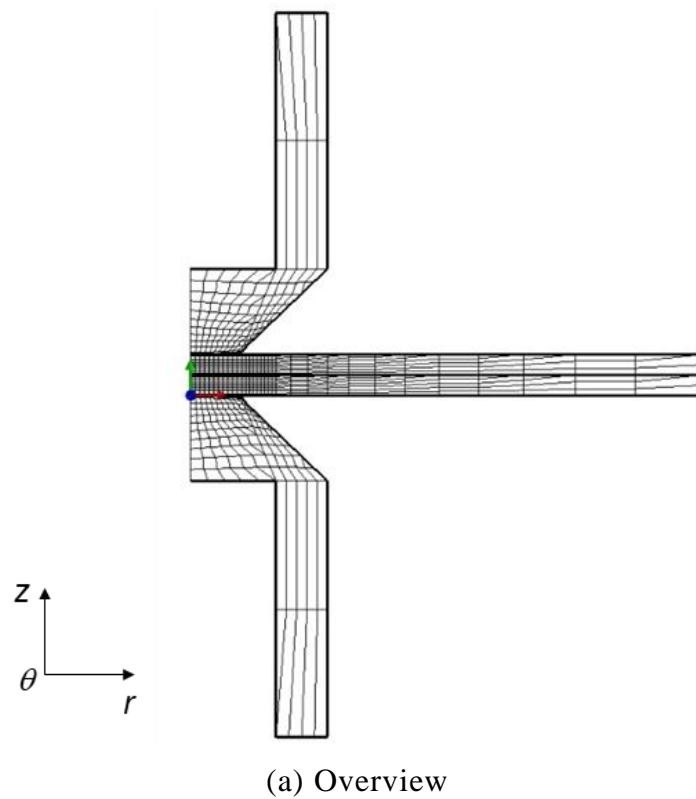
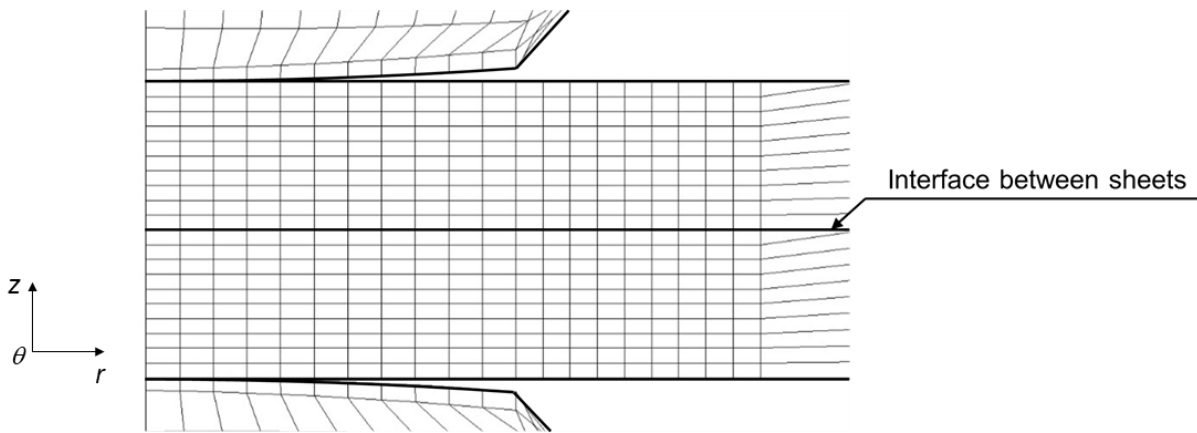


Fig. 2.17 Finite element model of analysis object.

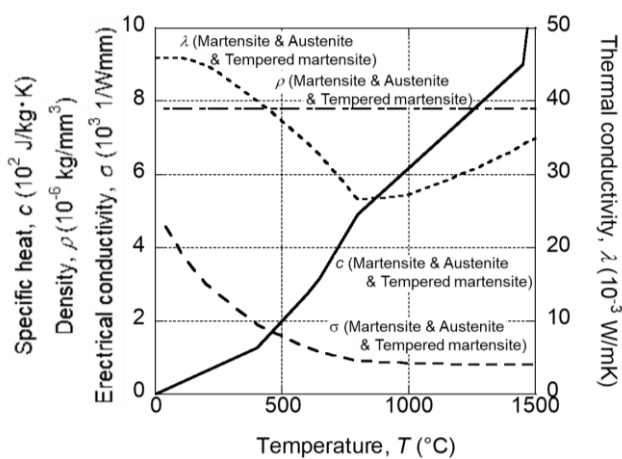


(b) Enlarged illustration at the nugget

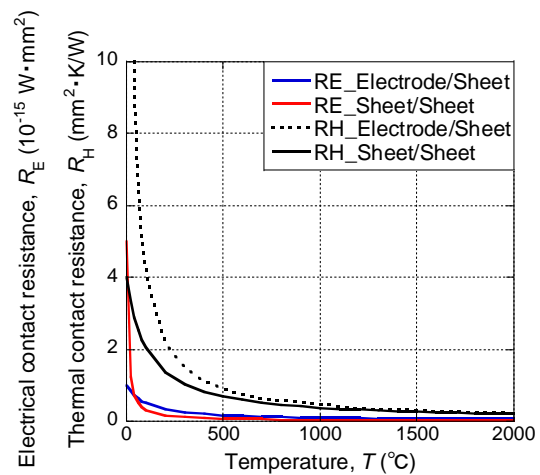
Fig. 2.17 Continued.

(b) 数値解析に用いた高強度鋼板の材料特性

数値解析において熱伝導解析で用いた  $TS= 590$  MPa の材料特性を Fig. 2.18 に、応力解析で用いた材料特性を Fig. 2.19 に示す. 本数値解析では材料の相変態を考慮しておりフェライト, オーステナイト, マルテンサイト, 焼戻しマルテンサイトの4つの相が温度によって変化する. 母材は Table 2.3 のような相分率とすることで DP 鋼の母材強度を考慮した.

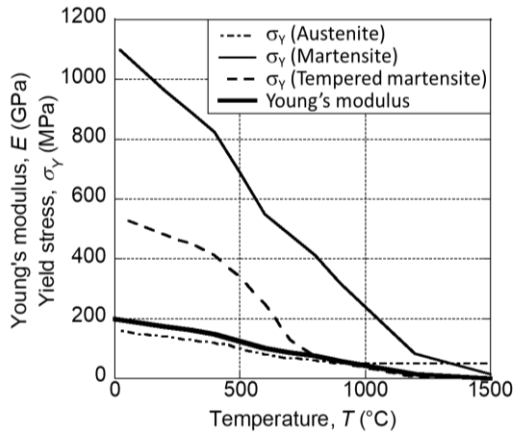


(a) Physical properties

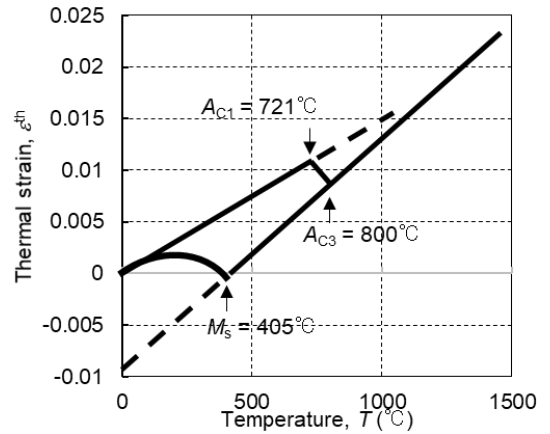


(b) Thermal and electrical contact resistance

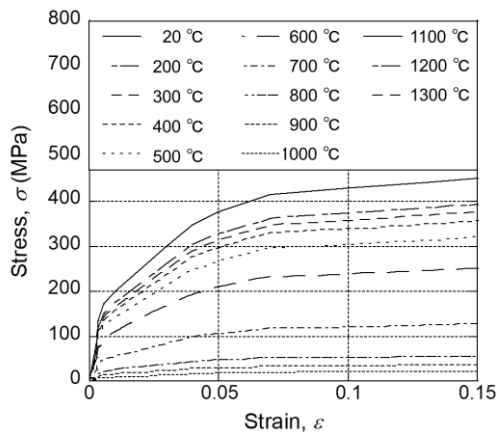
Fig. 2.18 Material properties of  $TS= 590$  MPa used in spot welding simulation.



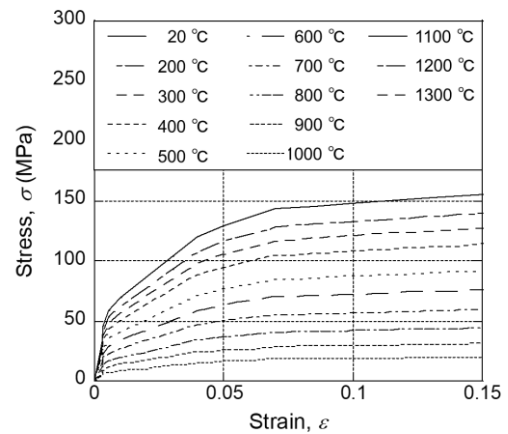
(a) Yield stress and young's modulus



(b) Thermal strain and transformation temperature



(c) Strain hardening (martensite)



(d) Strain hardening (austenite)

Fig. 2.19 Mechanical properties of  $TS = 590$  MPa used in spot welding simulation.

Table. 2.3 Volume fraction of ferrite and martensite in base metal.

	Ferrite (%)	Martensite (%)
$TS = 590$ MPa	82	18

またテンパー通電法においては継手に焼戻し効果を十分に与えることが重要であり、この焼戻し効果によって Fig. 2.20 に示すような残留応力分布に大きな変化が現れると考えられる。しかし、SYSWELD によるテンパー通電シミュレーションでは、マルテンサイトの加熱に伴う焼戻し現象が考慮されていない。そこで焼戻しマルテンサイトへの相変態の考慮とその変態速度の調整を実施する。

しかし焼戻し軟化挙動の把握は従来、等温過程において保持時間を変更することで



行われてきた<sup>62, 63)</sup>. そのため抵抗スポット溶接のように非等温過程かつ非常に急峻な温度履歴において, その発生挙動が計測された例は少ない<sup>51, 64)</sup>. そこで本項では, 抵抗スポット溶接継手における焼戻しマルテンサイトの発生挙動を実験により取得することで, 数値シミュレーションにおける発生挙動の調整を行う.

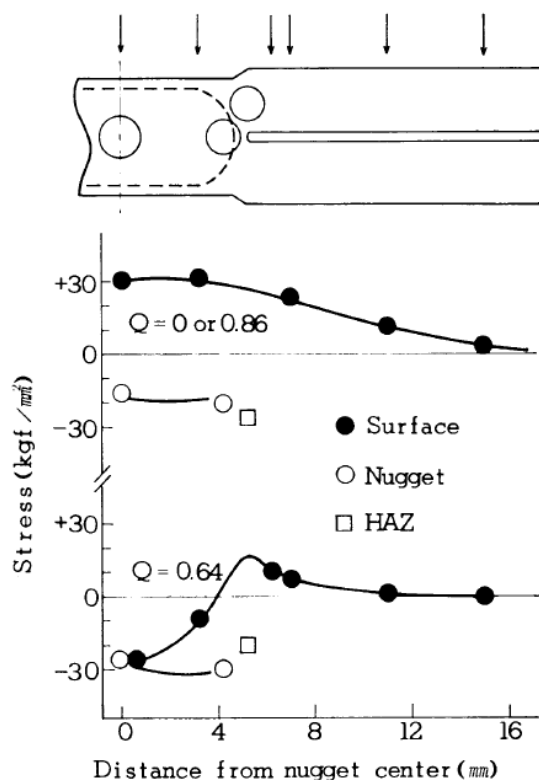
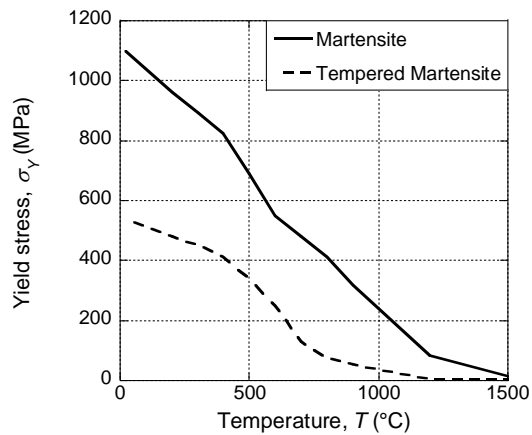
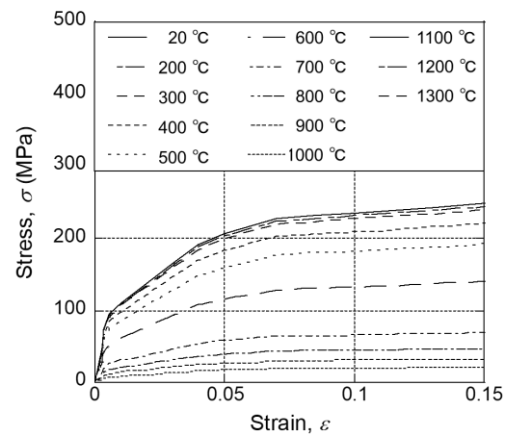


Fig. 2.20 Comparison of distribution of residual stress parallel to sheet in P55 between with and without tempering treatment<sup>43)</sup>.

本数値解析で用いた焼戻しマルテンサイトの降伏応力と加工硬化挙動について Fig. 2.21 に示す. 焼戻しマルテンサイトの物性値は SYWELD の welding.mat ファイルを参照した.



(a) Yield stress and young's modulus



(b) Strain hardening (tempered martensite)

Fig. 2.21 Mechanical properties of tempered martensite.

焼戻しマルテンサイトの発生挙動はテンパー通電中における最高到達温度とテンパー通電後の硬さから推定することとした．ナゲット中心部において取得したテンパー通電中の最高到達温度とテンパー通電後の硬さとの関係を Fig. 2.22 に示す．Fig. 2.22 においてテンパー通電時の最高到達温度が 0°C におけるプロットは as weld の硬さを示している．Fig. 2.22 から，テンパー通電時の最高到達温度が 500°C から 700°C 程度の範囲において，温度の上昇とともに焼戻し軟化が生じていることが確認できる．さらに，約 700°C で最も軟化したのち，800°C までの間にマルテンサイトを生じて再び硬化していることも確認できた．これは，テンパー通電における約 700°C から 800°C の間において，オーステナイト変態を生じたことを示している．

次にこの実験結果を数値解析結果と比較することで，数値解析における焼戻しマルテンサイトの発生速度の調整を試みる．まず，数値解析における相分率からの硬さの算出方法を式(2.6)に示す．

$$HV = \sum_n^N HV_n * f_n \quad (2.6)$$

ここで， $HV_n$  は各相の硬さ， $f_n$  は各相の体積分率である．各相の硬さ  $HV_n$  を Table. 2.4 に示す．式(2.6)によって計算された硬さ分布の 1 例を Fig. 2.23 に示す．Fig. 2.23 (a) は各相の体積分率である．Fig. 2.23 (a) から，ナゲット内部は焼戻しマルテンサイトがほとんど 100% の割合で生じており，HAZ 部の外周部においてマルテンサイトが 100% の割合となっていることがわかる．また母材部はフェライト 82%，マルテンサ

イト 18%の割合である．これを硬さ分布に換算した結果が Fig. 2.23 (b)である． Fig. 2.23 (b)から，焼戻しマルテンサイトが 100%発生していたナゲット内部は硬さが低下している．このような数値解析手法および硬さの算出手法を用いて，ナゲット中心部硬さと最高到達温度の関係を取得することとした．

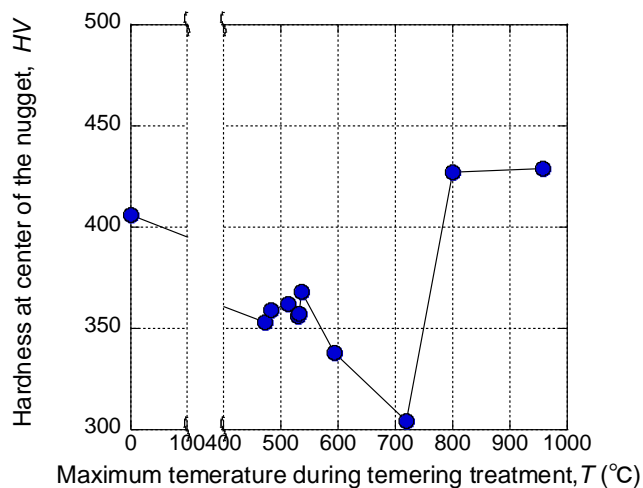
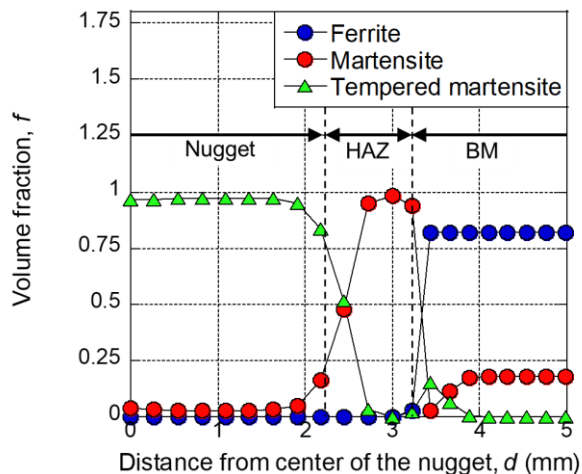


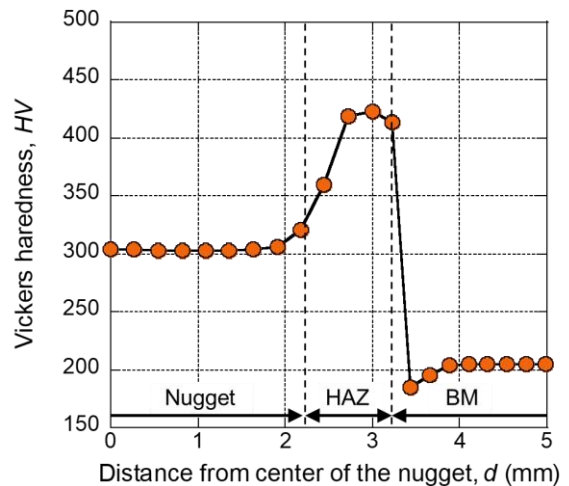
Fig. 2.22 Relationship between hardness and maximum temperature during tempering treatment.

Table. 2.4 Hardness of each phase.

	Ferrite	Martensite	Tempered martensite
$TS = 590$ MPa	155	430	300



(a) Volume fraction of each phase



(b) Hardness distribution

Fig. 2.23 Hardness distribution calculated based on phase volume fraction of simulation result.

Fig. 2.22 の結果について数値解析結果との比較を行い、Fig. 2.24 に示す。Fig. 2.24 から、数値解析における焼戻しマルテンサイトの発生挙動ならびにオーステナイト変態挙動が実験結果と大きく異なっていることが明らかとなった。そこで、焼戻しマルテンサイトとオーステナイトのそれぞれについて相変態速度の調整を行った。拡散変態の変態速度式を表す(2.3)式において相変態挙動の調整を行うために、相変態速度の温度依存性を与える物性値である $\tau(T)$ を変更した。 $\tau(T)$ の変更は、変更するたびに温度と硬さの関係の数値解析結果を取得し、実験と数値解析の結果が一致するまで変更を繰り返した。 $\tau(T)$ の変更による相変態速度の変化について焼戻しマルテンサイトとオーステナイトのそれぞれについて Fig. 2.25 (a)と Fig. 2.25 (b)に示す。焼戻しマルテンサイトについては相変態開始温度を  $500^{\circ}\text{C}$  から  $400^{\circ}\text{C}$  へ低下させ、それに伴って各温度における $\tau(T)$ も平行移動させるように増大させた。オーステナイトに関しては変態が開始するおよそ  $700^{\circ}\text{C}$  から $\tau(T)$ の値が急速に大きくなるような物性値とした。調整後の温度と硬さの関係を Fig. 2.26 に示す。Fig. 2.26 から数値解析で予測された硬さが実験と概ね一致し、焼戻しマルテンサイトの発生挙動ならびにオーステナイト変態挙動を調整することができた。

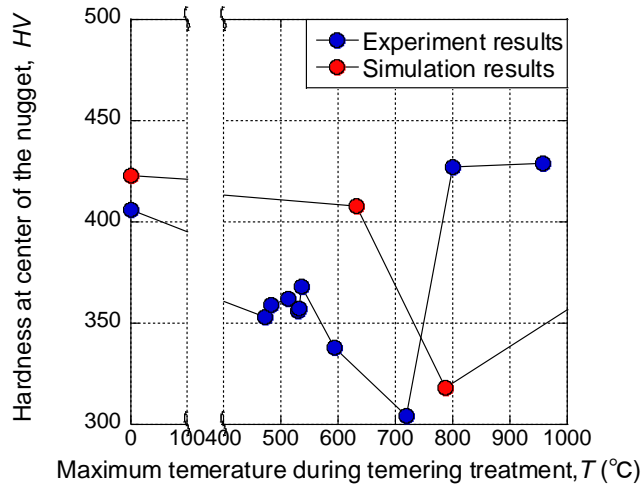
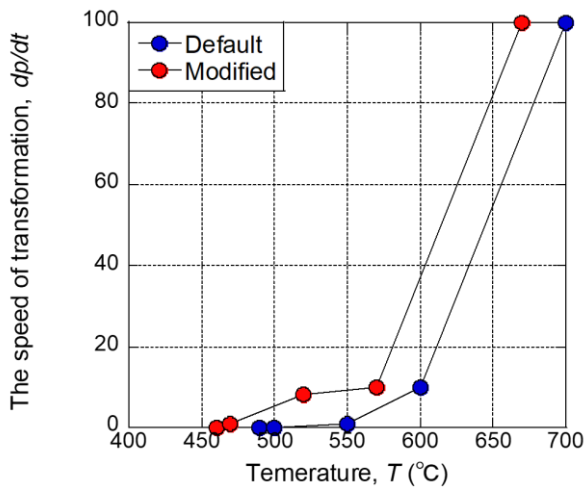
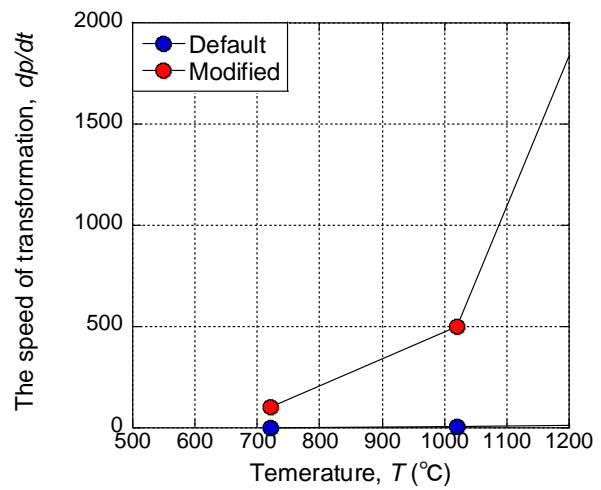


Fig. 2.24 Comparison of the relationship between hardness and maximum temperature during tempering treatment between experimental and simulation results.



(a) Tempered martensite



(b) Austenite

Fig. 2.25 Modification of the speed of transformation of tempered martensite.

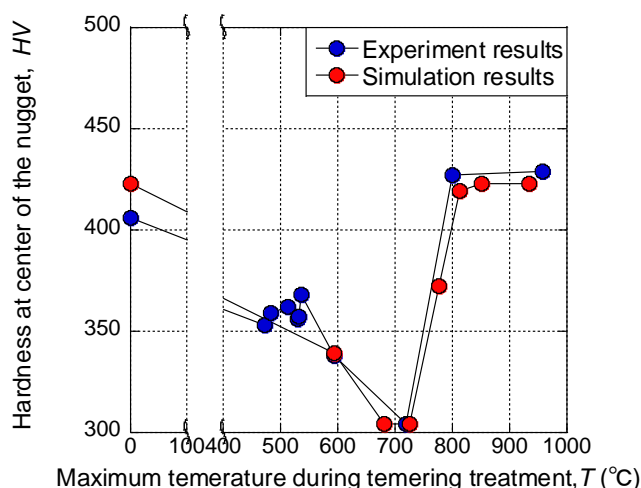


Fig. 2.26 Comparison of the relationship between hardness and maximum temperature during tempering treatment between experimental and modified simulation results.

### 2.4.3 精度検証

本節では、前節までの検討で構築したテンパー通電シミュレーションを用いて解析を行い、その解析結果について実験結果と比較することで、構築したシミュレーションの精度検証を行う。

#### (a) 光ファイバー温度計を用いた温度履歴計測

$TS = 590$  MPa に対して溶接電流値を 5.6 kA、テンパー電流値を 5.4 kA として実験ならびに数値解析による温度履歴の取得を行った。なお、実験における温度測定には 2.2.2 項で示した光ファイバー温度計を使用した。ナゲット中心部における温度履歴について実験結果と解析結果を比較し Fig. 2.27 に示す。テンパー通電時の最高到達温度を比較すると概ね一致していることがわかる。一方で、テンパー通電中の温度履歴については解析結果において温度が高くなっている。これは、テンパー通電中の通電面積などが実験と一致していないことが考えられる。そこで、本検討においては、テンパー通電時の温度の違いを考慮し、硬さ分布が同様となるようなテンパー電流値を採用することとした。

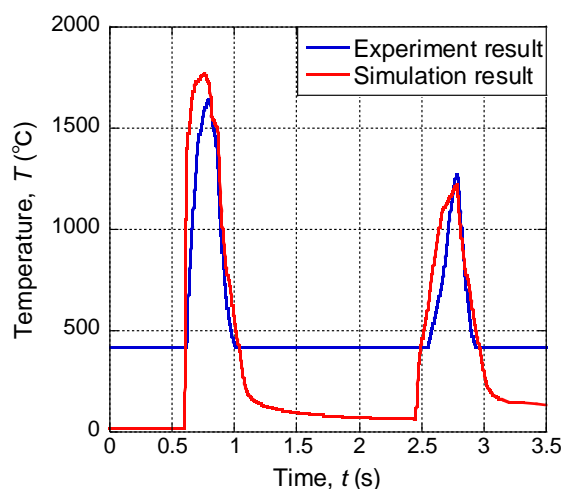


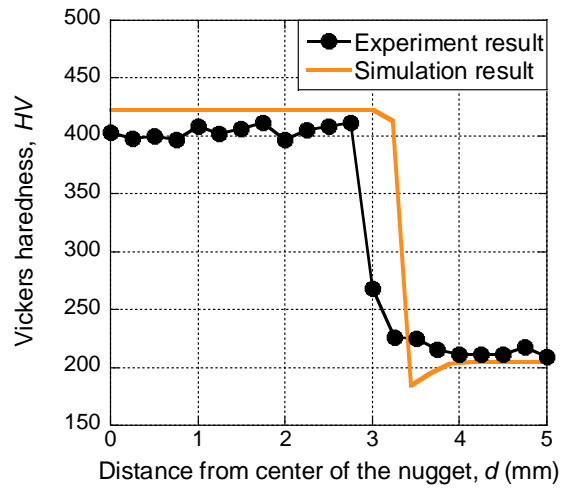
Fig. 2.27 Comparison of temperature history at center of the nugget between experimental result and analysis result.

(b) 硬さ分布に関する精度検証

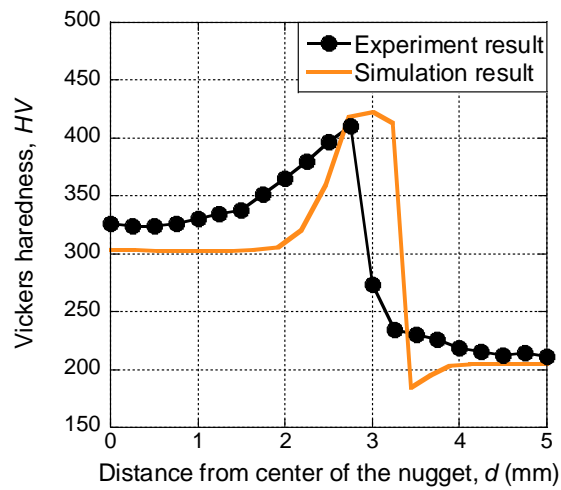
テンパー通电後の硬さ分布について、実験結果と解析結果の比較を Fig. 2.28 に示す。なお Fig. 2.28 に示す硬さ分布は実験における最適焼戻し条件および過度な焼戻し条件と硬さ分布が同様の傾向を示すようにテンパー電流値を設定した条件についての結果である。参考として、解析におけるテンパー電流値を Table 2.5 に示す。Fig. 2.28 からナゲット中心から 3 mm 付近の HAZ において解析における硬さが高い値を示しており、HAZ 部の温度分布が一致していないと言える。一方で、ナゲット中心から 2.2 mm 以内におけるナゲット内部の硬さ分布は、最適焼戻し条件および過度な焼戻し条件ともに解析結果と実験結果で概ね一致していると言える。このことから、ナゲット内部において温度分布は概ね一致していることを示す結果であると考えられる。

Table 2.5 Tempering current in numerical simulation.

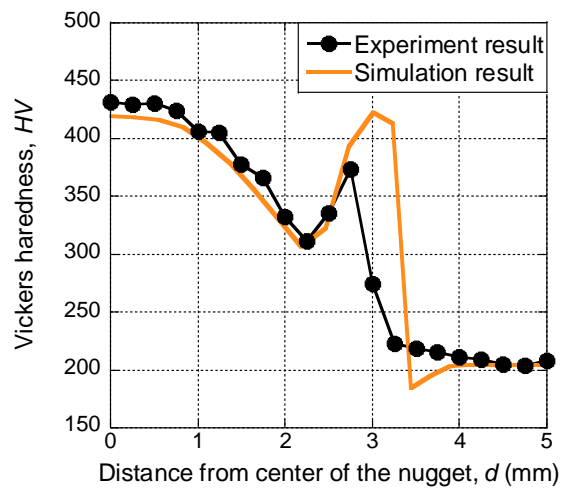
	Tempering current, $I_t$ (kA)
Optimal_Temper	4.6
Excessive_Temper	4.75



(a) As weld



(b) Optimal\_Temper



(c) Excessive\_Temper

Fig. 2.28 Comparison of Vickers hardness distribution between experimental and simulation results.



(c) 残留応力分布に関する精度検証

残留応力の計測について、測定装置はリガク社製微小部 X 線残留応力測定装置 AutoMATE2 を使用した。測定法は  $\sin^2\Psi^{65}$ 法とし、X 線特性は  $K\alpha$ 線を使用した。また 1 点の計測においては  $\psi$ 角を  $0^\circ$  から  $45^\circ$  まで  $15^\circ$  ずつ変化させ、合計 4 回の測定を行い、計測時間を 30 s とした。実験における計測領域は Fig. 2.29 (a)に示すように X 線照射ビーム径を 0.5 mm，測定間隔を 0.5 mm とし，鋼板表面においてナゲット中心から 5 mm の範囲とした。また X 線の侵入深さは数十  $\mu\text{m}$  であることから，テンパー通電シミュレーションでは Fig. 2.29 (b)に示すように最表面の節点において残留応力を取得した。

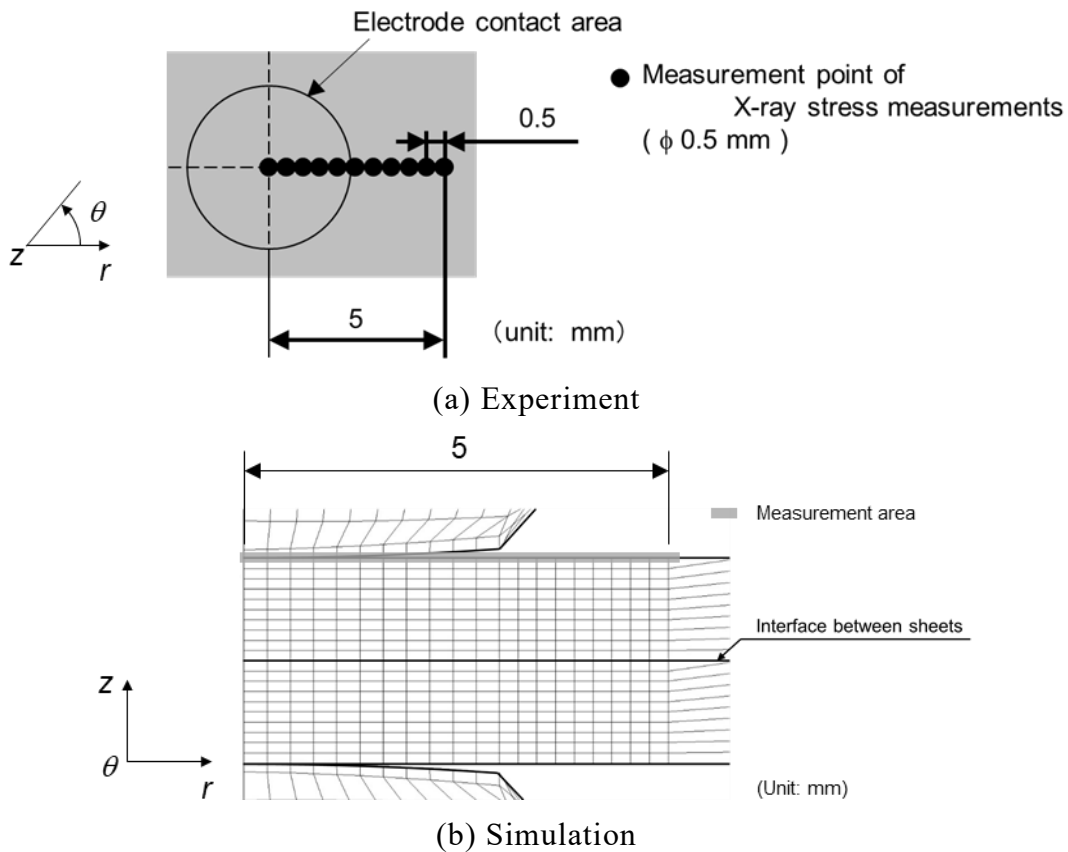
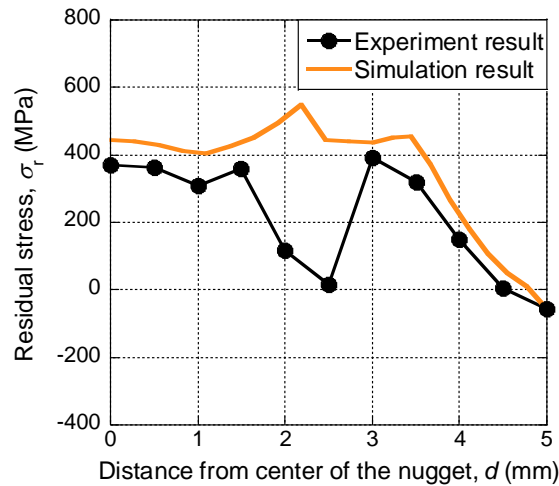


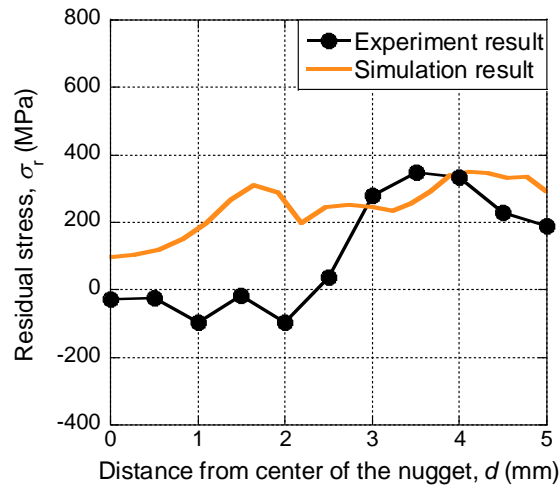
Fig. 2.29 Schematic illustration of measurement area of residual stress distribution.

Fig. 2.30 に継手表面における残留応力分布の比較を示す。Fig. 2.30 からナゲット内部の残留応力はすべての条件で解析結果が高い値を示している。これは鋼板表面の温度分布などが実際の継手と異なっていることが原因と考えられる。一方で，テンパー通電による残留応力の変化の傾向をみると，実験結果では as weld の条件，最適焼戻

し条件, 過度な焼戻し条件の順にナゲット中心部の残留応力が圧縮方向に増大していることがわかる. これは解析結果においても同様の傾向となっており, 残留応力分布について絶対値の精度には改善の余地があるものの, 残留応力分布の分布傾向は概ね精度の良い予測結果が得られていると言える. このことから条件ごとの相対的な変化傾向を評価するうえでは本数値シミュレーションは十分使用できるものと判断した.

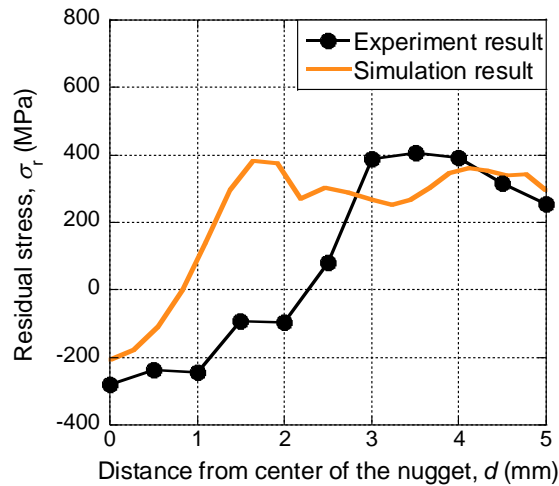


(a) As weld



(b) Oprimal\_Temper

Fig. 2.30 Comparison of r-direction residual stress ( $\sigma_r$ ) distribution between experimental and simulation results ( $TS= 590$  MPa).



(c) Excessive\_Temper

Fig. 2.30 Continued.

## 2.5 テンパー通電による残留応力分布の変化

2.4 節で構築した抵抗スポット溶接解析手法を用いて、本節では抵抗スポット溶接およびテンパー通電を施した継手の残留応力分布に関してその特徴を明らかにする。特に、テンパー通電において特徴的な焼戻しマルテンサイトの発生、すなわち焼戻しによる軟化が生じた場合における残留応力の変化に着目することとし、焼戻しマルテンサイトの発生を考慮した場合としない場合についての残留応力分布の変化をまず把握する。そしてより詳細に軟化と残留応力の関係を把握するために、焼戻しマルテンサイトの発生量を変更しながら残留応力の変化を取得することで、焼戻し状態と残留応力分布との関係を把握する。

### 2.5.1 焼戻しマルテンサイトの発生が残留応力に及ぼす影響

まず、焼戻しマルテンサイトの発生が残留応力分布に及ぼす影響について示す。テンパー通電シミュレーションにおいて焼戻しマルテンサイトが発生する場合としない場合の as weld の残留応力分布をそれぞれ Fig. 2.31, Fig. 2.32 に示す。as weld の条件においては、焼戻しマルテンサイトの有無で径方向、周方向ともに残留応力に大きな違いは見られない。

次に最適焼戻し条件についても焼戻しマルテンサイトの発生有無の残留応力分布をそれぞれ Fig. 2.33, Fig. 2.34 に示す。Fig. 2.33, Fig. 2.34 から、最適焼戻し条件に

おいては残留応力が大きく異なり，焼戻しマルテンサイトの有無が大きく影響を及ぼしていると言える。

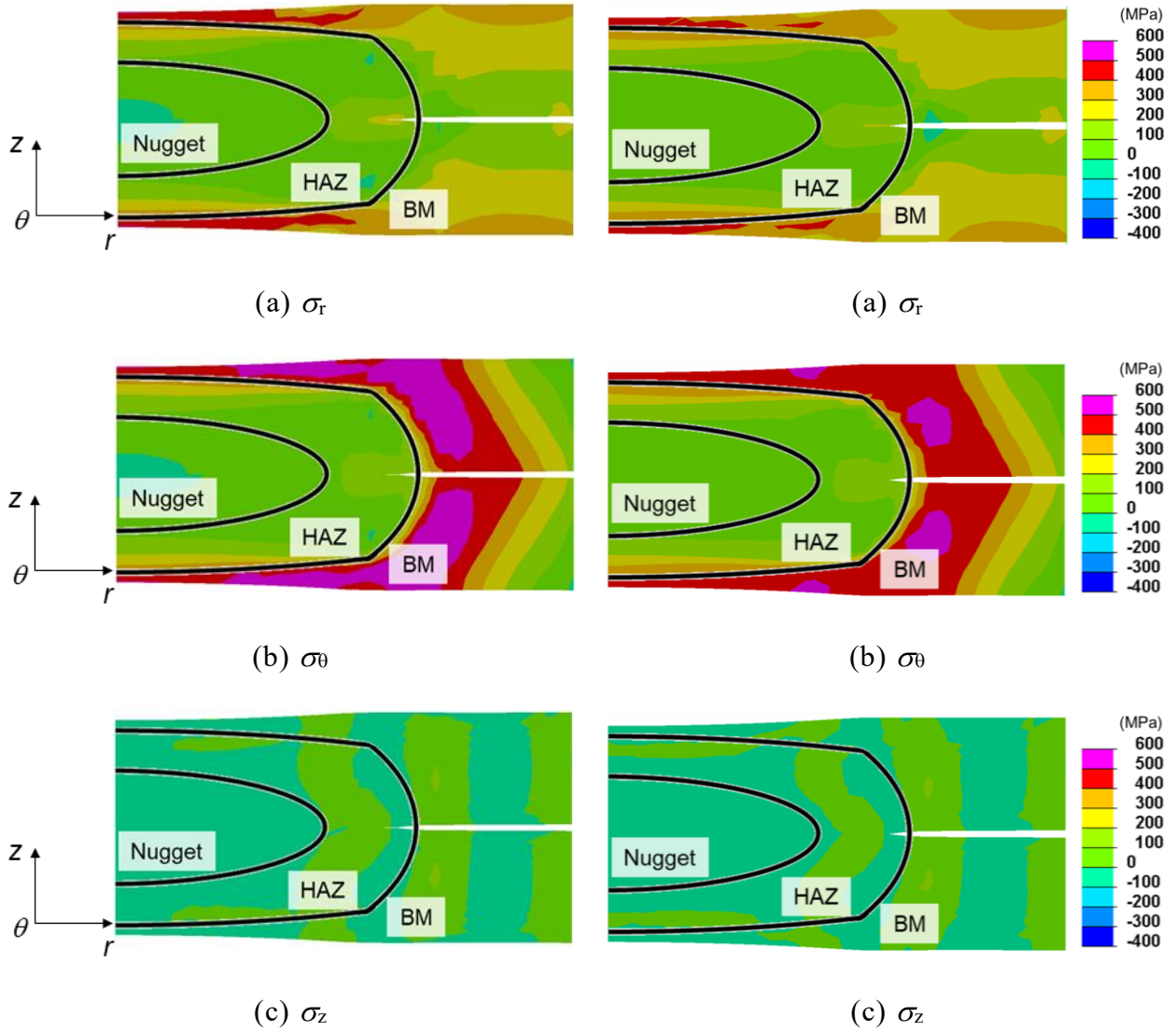
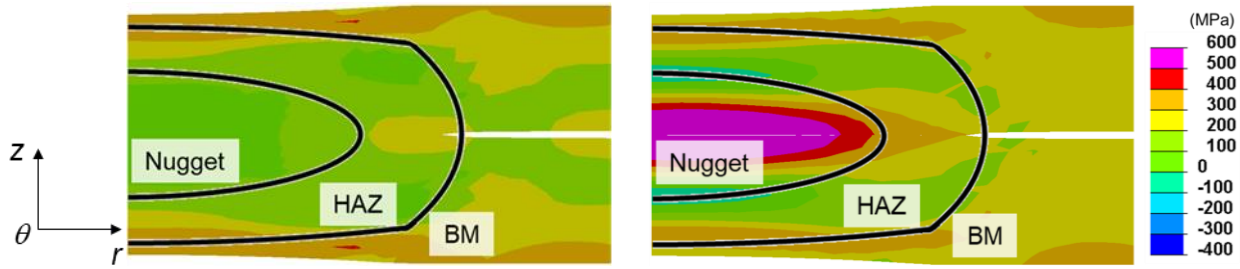


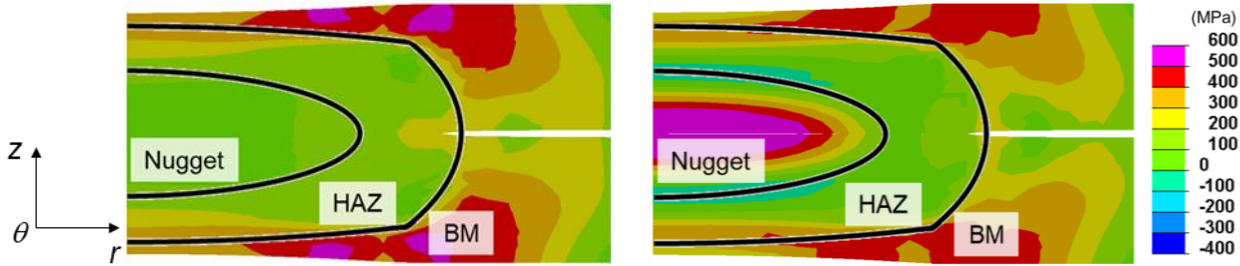
Fig. 2.31 Residual stress without tempered martensite (as weld).

Fig. 2.32 Residual stress with tempered martensite (as weld).



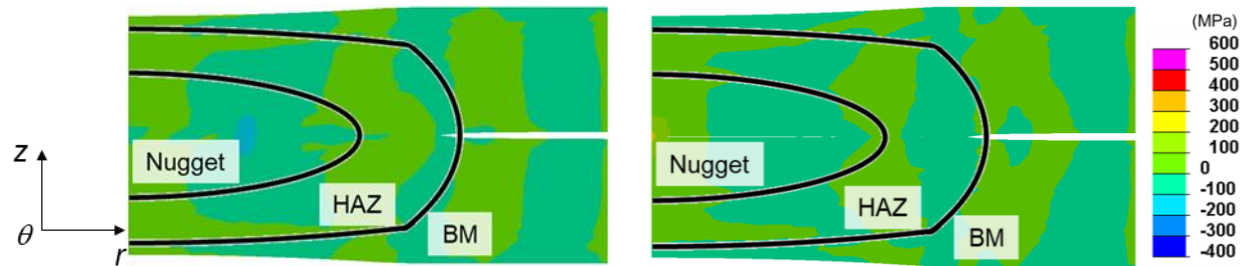
(a)  $\sigma_r$

(a)  $\sigma_r$



(b)  $\sigma_\theta$

(b)  $\sigma_\theta$



(c)  $\sigma_z$

(c)  $\sigma_z$

Fig. 2.33 Residual stress without tempered martensite (Optimal\_Temper).

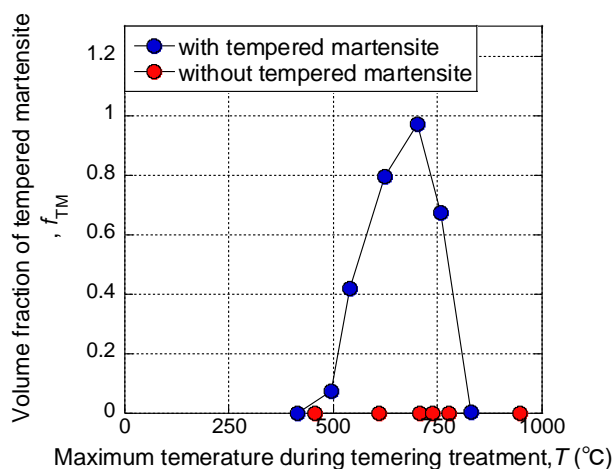
Fig. 2.34 Residual stress with tempered martensite (Optimal\_Temper).

## 2.5.2 最高到達温度と残留応力の関係

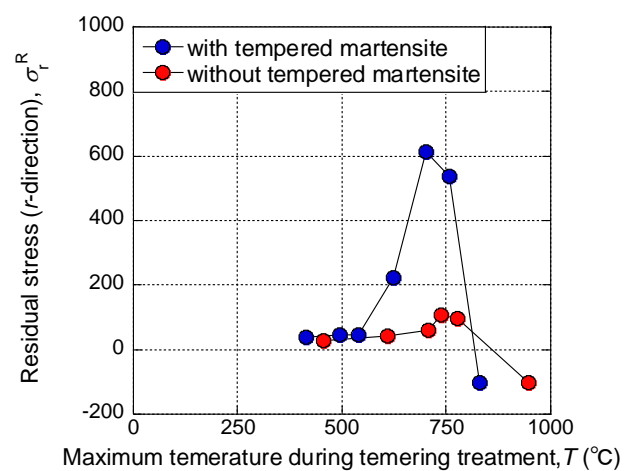
次にテンパー通電時の最高到達温度と焼戻しマルテンサイトの体積分率との関係を Fig. 2.35 (a)に、温度と残留応力の関係を Fig. 2.35 (b)に、焼戻しマルテンサイトの体積分率と残留応力の関係を Fig. 2.35 (c) にそれぞれ示す。Fig. 2.35 (a)から最高到達温度が 750°Cで焼戻しマルテンサイトの体積分率は最大値を示している。また Fig. 2.35 (b)から残留応力も 750°Cで最大値を示しており、焼戻しマルテンサイト量との対応が見られる。最後に Fig. 2.35 (c)から焼戻しマルテンサイトの体積分率に概ね比

例して引張残留応力は増大することがわかる。このことから引張残留応力の増大はテンパー通電中の加熱による熱膨張により、焼戻しマルテンサイト化したことで軟化した組織に圧縮の塑性ひずみが生じたことが原因であると考えられる。

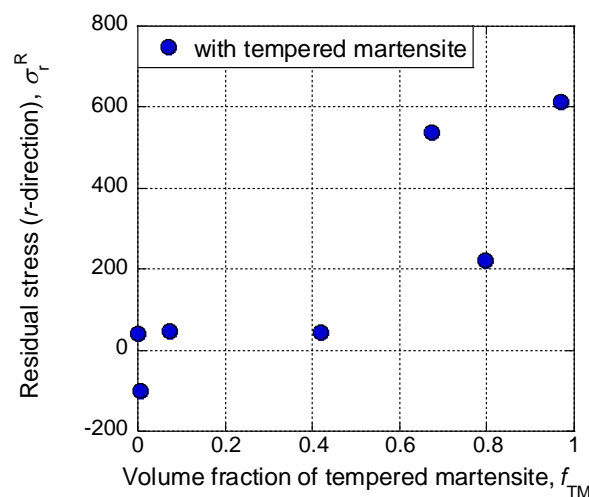
また、テンパー通電により残留応力は引張方向に増大することが明らかとなった。これは疲労強度を低下させる因子でありさらに、焼戻しによる軟化も一般的には疲労強度を低下させることが示唆されている。そこで次に、硬さと残留応力のそれぞれが疲労強度に及ぼす影響を明らかにする。



(a) Volume fraction of tempered martensite



(b)  $r$ -directional residual stress ( $\sigma_r^R$ )



(c) Relationship between residual stress and volume fraction of tempered martensite

Fig. 2.35 Relationship between weld characteristics and tempering temperature.

## 2.6 テンパー通電を施した継手の疲労寿命

疲労試験は、最大荷重 1.0 t (9800 N) の島津製作所製の縦型油圧サーボ疲労試験機 EHF-FB1KN-16LA を使用し、周波数は 3.0 Hz、応力比  $R=0.1$  の完全片振りとして試験を行った。疲労強度試験片の寸法ならびに荷重荷重方向を Fig. 2.36 に示す。疲労試験はせん断負荷およびはく離負荷の負荷モードで行った。試験機に取り付けた際の写真をそれぞれ Fig. 2.37, Fig. 2.38 に示す。

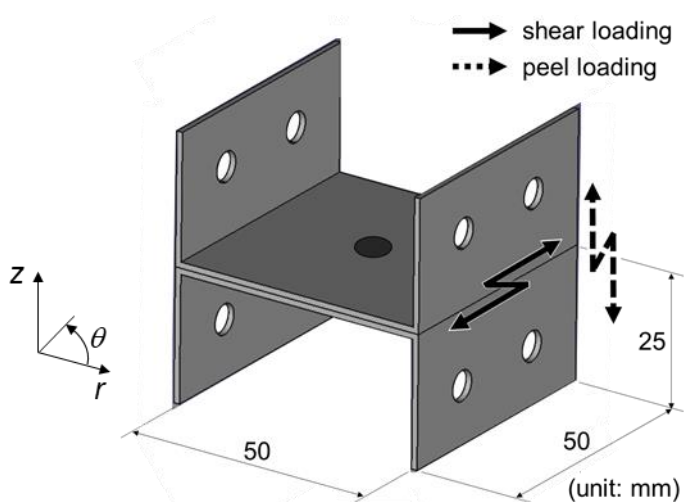


Fig. 2.36 Dimension of fatigue test specimen and load direction.





(a) Overview

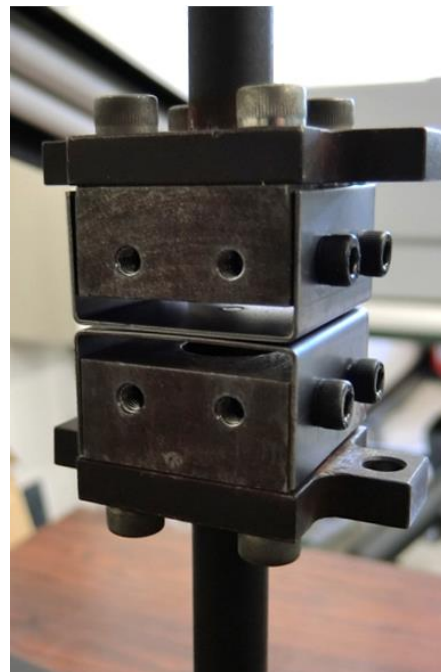


(b) Detail

Fig. 2.37 Photo of specimen attached to fatigue testing machine (shearing load mode).



(a) Overview



(b) Detail

Fig. 2.38 Photo of specimen attached to fatigue testing machine (peeling load mode).



### 2.6.1 テンパー通電条件と疲労強度の関係

次にテンパー通電を施した継手の疲労強度を取得し Fig. 2.39 に示す. Fig. 2.39 からせん断荷重, はく離荷重ともにテンパー通電を施すことで疲労寿命は as weld と同等もしくは向上することがわかり, 少なくとも低下することはないようである. Fig. 2.39 では焼戻し条件と疲労寿命の関係が見えにくいため, Fig. 2.40 に焼戻し不十分な条件を一つに絞って as weld, 最適焼戻し, 過度な焼戻し条件と比較した. Fig. 2.40 から最も高サイクルな領域においてはせん断荷重, はく離荷重ともに最適焼戻し条件で疲労寿命が最大となった. なお, せん断荷重の低サイクル領域で過度な焼戻し条件の疲労寿命が最適焼戻し条件を上回った原因としては, ナゲット平均硬さが過度な焼戻し条件において高かったためであると考えられる.

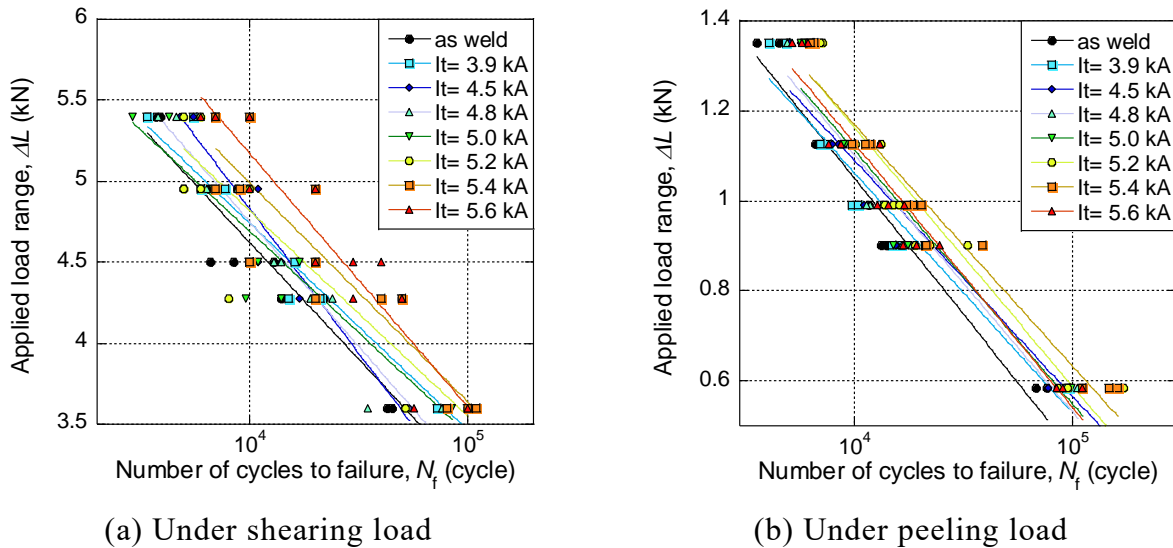


Fig. 2.39 Comparison of  $\Delta L$ - $N$  curve between as weld and with tempering treatment.

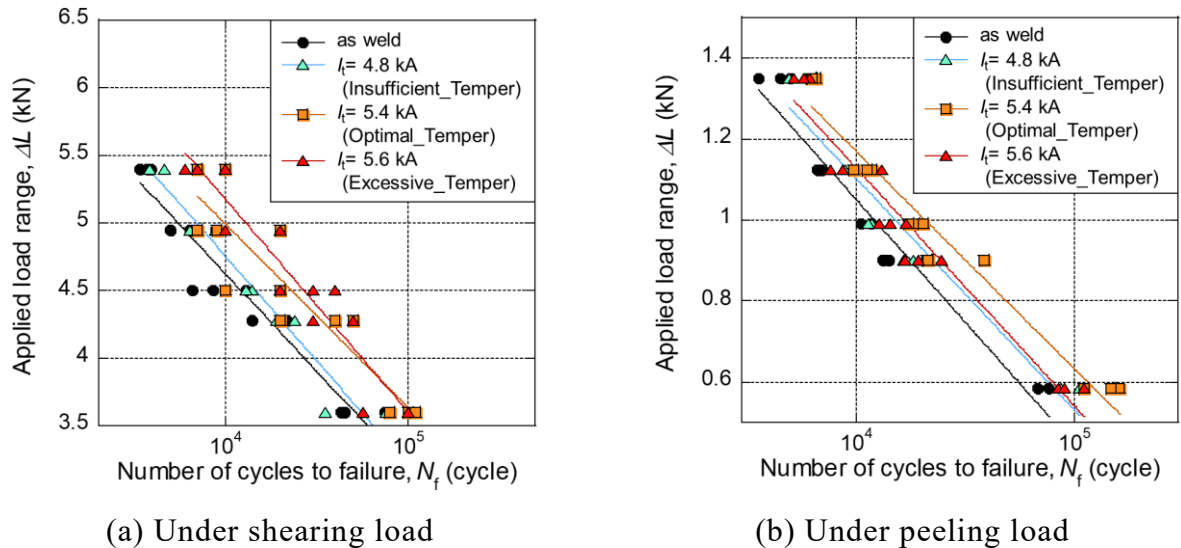


Fig. 2.40 Comparison of  $\Delta L$ - $N$  curve between as weld and with tempering treatment.

## 2.7 鋼板強度が疲労寿命に及ぼす影響

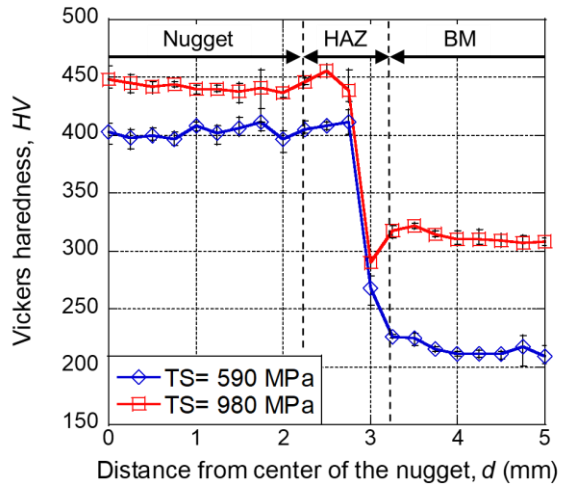
前節では焼戻し状態の変更による硬さと残留応力といった溶接部特性について明らかにするとともに、疲労強度の変化についても示すことでテンパー通電に関する一般的な知見を示した。しかし、これらの硬さと残留応力の変化が疲労強度に及ぼす影響までは未だ明らかではなく、テンパー通電による疲労強度向上メカニズムを示すことができたとは言い難い。一般的に溶接部特性と疲労強度の関係を考えるうえで、疲労き裂の発生・進展寿命の変化や疲労き裂の発生・進展箇所における応力やひずみの変化といった疲労強度特性が調査される。

そこで本節では硬さと残留応力が疲労強度特性に及ぼす影響について検討することとし、テンパー通電を施した継手の疲労強度特性を取得した。また硬さ、残留応力がより大きく変化することを意図して継手の鋼板強度も変更し、溶接部特性の影響を考察することとした。

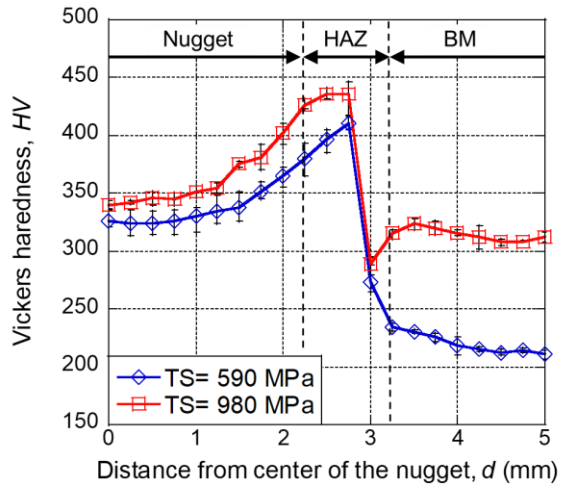
### 2.7.1 テンパー通電後の硬さ分布と残留応力の鋼板強度依存性

まず継手内部の硬さ分布を Fig. 2.41 に示す。Fig. 2.41 (a)から as weld の硬さはナゲットと HAZ 部で  $TS = 980 \text{ MPa}$  のほうが 50 程度高い値を示している。また母材部ではおよそ 100 程度高い値となっている。次に最適焼戻し条件を Fig. 2.41 (b) に示す。

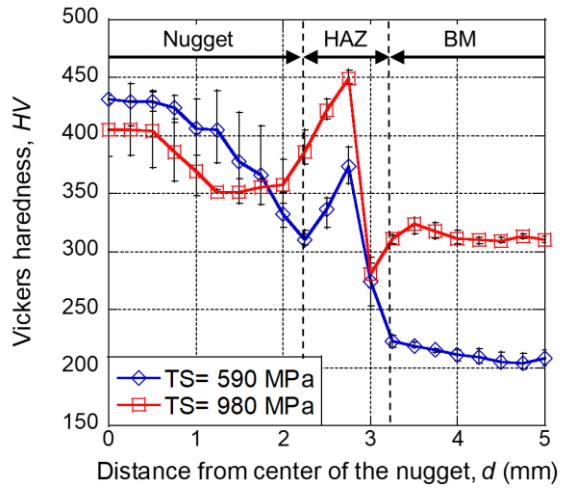
最適焼戻し条件においてもナゲット内部で  $TS=980\text{ MPa}$  のほうが高い値を示しており、硬さには違いがあると言える。また Fig. 2.41 (c)に示す過度な焼戻し条件では  $TS=980\text{ MPa}$  でナゲット端部硬さが  $TS=590\text{ MPa}$  に比べて大幅に高い値となっている。このように、すべての焼戻し条件で硬さは  $TS=980\text{ MPa}$  で高い値を示すことがわかった。



(a) As weld



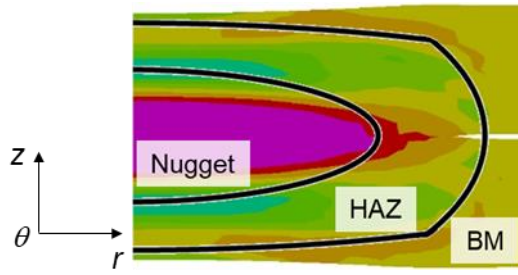
(b) Optimal\_Temper



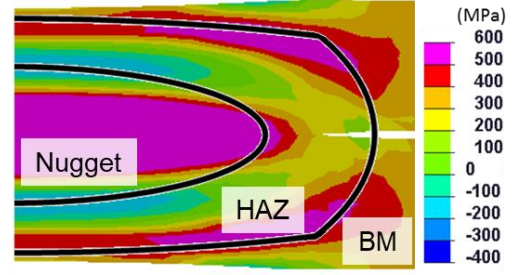
(c) Excessive\_Temper

Fig. 2.41 Comparison of hardness distribution between  $TS=590$  MPa and  $TS=980$  MPa.

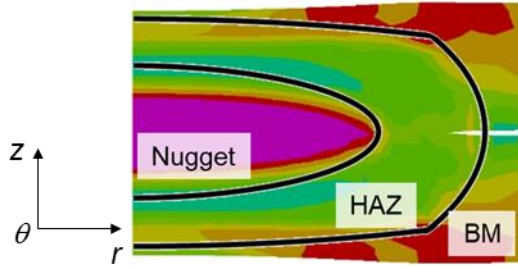
次にテンパー通電シミュレーションによって予測された継手内部の残留応力分布について  $TS=590\text{ MPa}$  のものを Fig. 2.42 に、 $TS=980\text{ MPa}$  のものを Fig. 2.43 に示す。また、Fig. 2.44 に示すように板界面から板厚方向に 1 要素離れた節点におけるナゲット径方向および周方向、板厚方向の残留応力分布について Fig. 2.45 に示す。Fig. 2.42、Fig. 2.43 から、 $TS=590\text{ MPa}$  と比較して  $TS=980\text{ MPa}$  では、引張、圧縮ともに高い残留応力が生じており急峻な残留応力分布となっていることがわかる。特にナゲット径方向および周方向で HAZ 部に大きな引張残留応力が発生している。さらに Fig. 2.45 から、疲労き裂の起点であるナゲット端部の残留応力に着目すると、板厚方向残留応力は鋼板強度によってほとんど差が見られない。一方で板厚方向き裂の開口方向であるナゲット径方向の残留応力は、 $TS=980\text{ MPa}$  において高い値となっていることがわかる。以上の結果から、母材強度の違いにより特にナゲット径方向の残留応力に差が見られ  $TS=980\text{ MPa}$  で高い引張残留応力を呈することがわかった。



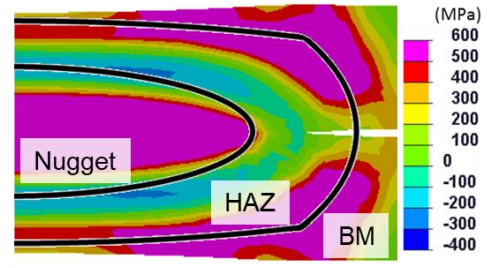
(a)  $\sigma_r$



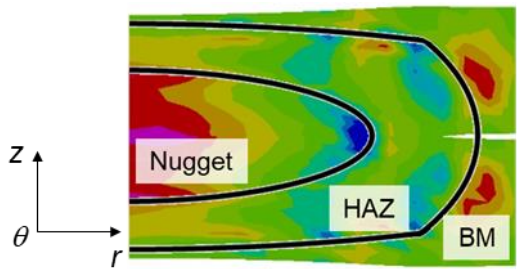
(a)  $\sigma_r$



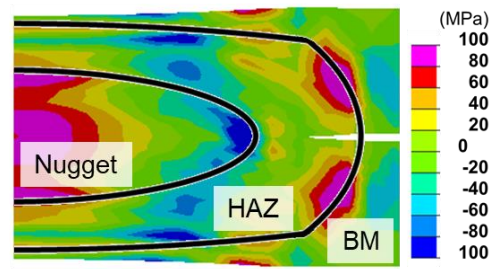
(b)  $\sigma_\theta$



(b)  $\sigma_\theta$



(c)  $\sigma_z$



(c)  $\sigma_z$

Fig. 2.42 Residual stress of  $TS= 590$  MPa.

Fig. 2.43 Residual stress of  $TS= 980$  MPa.

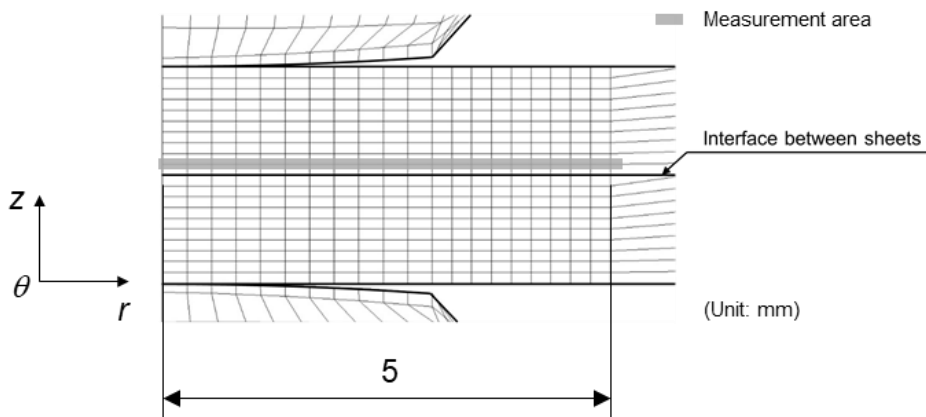
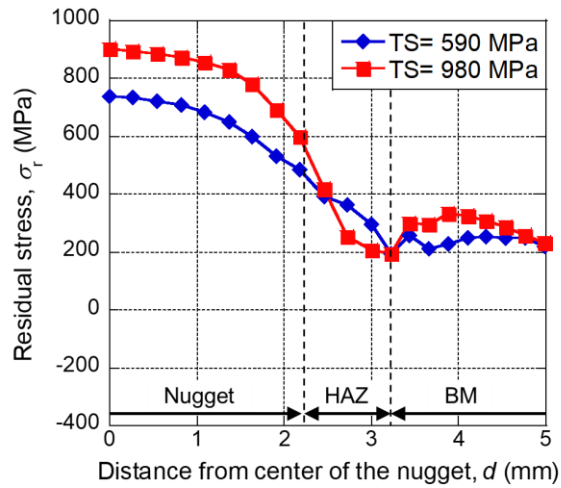
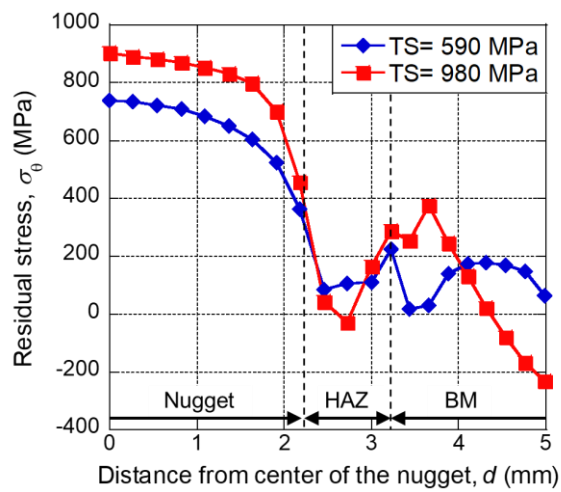


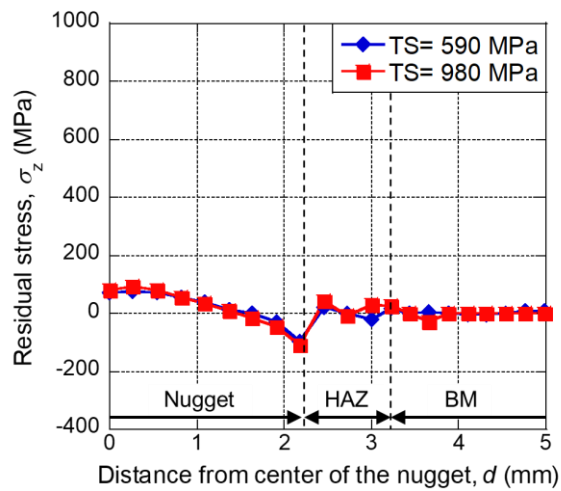
Fig. 2.44 Measurement points of Residual stress distribution.



(a)  $\sigma_r$



(b)  $\sigma_\theta$



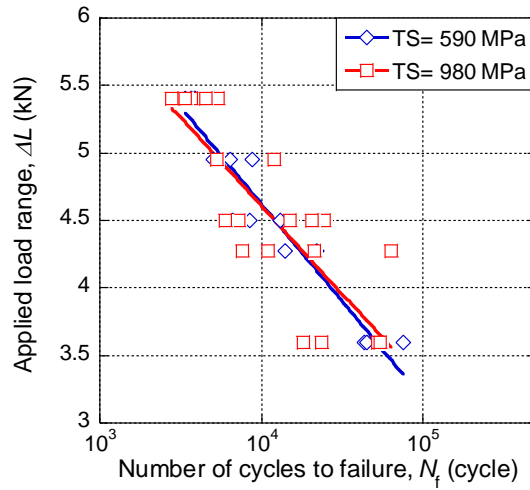
(c)  $\sigma_z$

Fig. 2.45 Comparison of residual stress distribution between  $TS= 590$  MPa and  $TS= 980$  MPa.

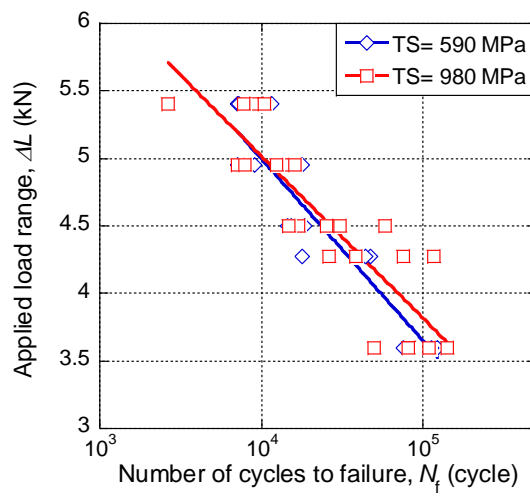
### 2.7.2 硬さ分布と疲労寿命の関係の鋼板強度依存性

次に疲労寿命について、まずせん断荷重を負荷した場合の疲労寿命を鋼板強度で比較した結果を Fig. 2.46 に示す。Fig. 2.46 から疲労寿命はすべての焼戻し条件で鋼板強度に依存せずほとんど同じ値を示していると言える。次に Fig. 2.47 にはく離荷重を負荷した場合の疲労寿命を示す。Fig. 2.47 から as weld では疲労寿命に鋼板強度依存性は見られないものの、最適焼戻し条件と過度な焼戻し条件では疲労寿命に差が見られた。

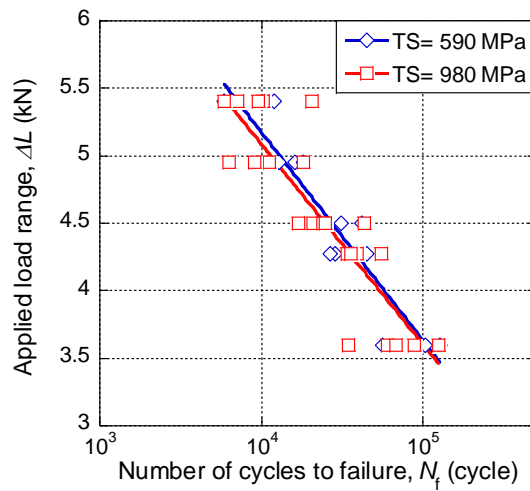




(a) As weld

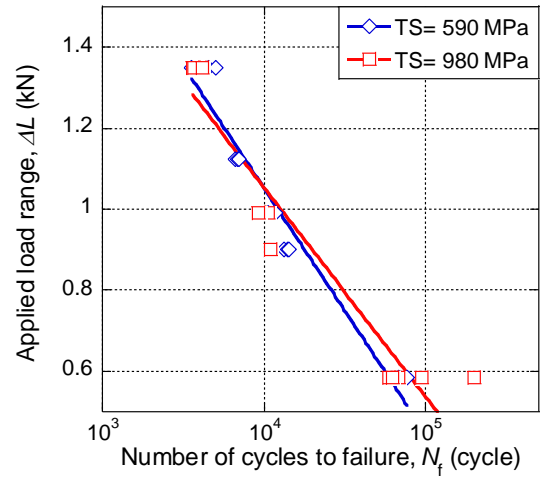


(b) Optimal\_Temper

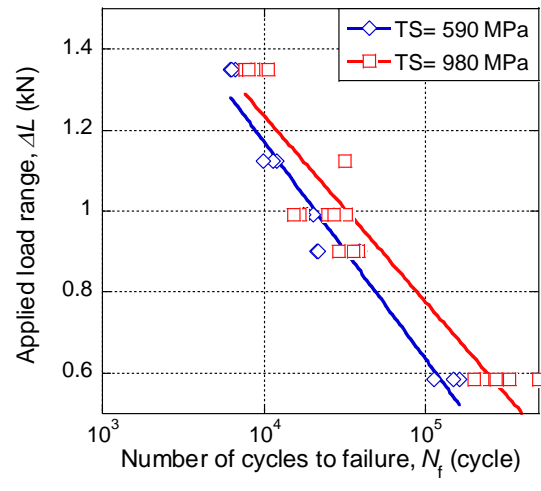


(c) Excessive\_Temper

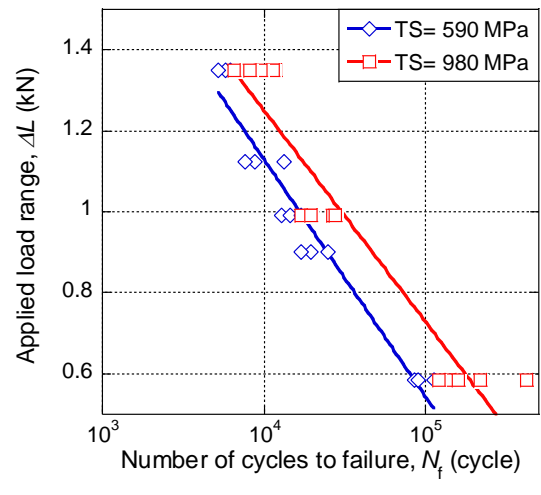
Fig. 2.46 Comparison of  $\Delta L$ - $N$  curve between  $TS= 590$  MPa and  $TS= 980$  MPa (under shearing load).



(a) As weld



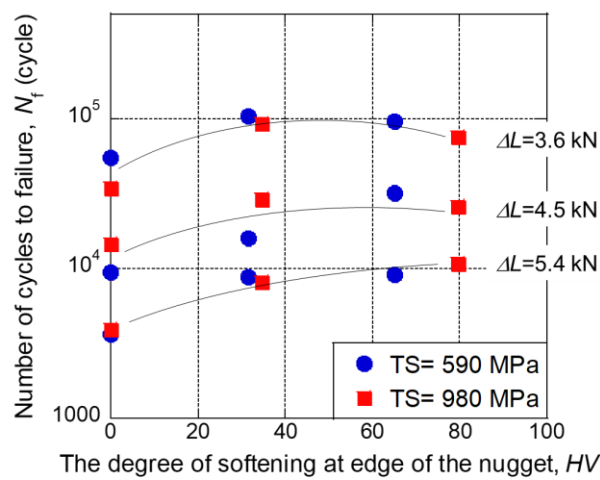
(b) Optimal\_Temper



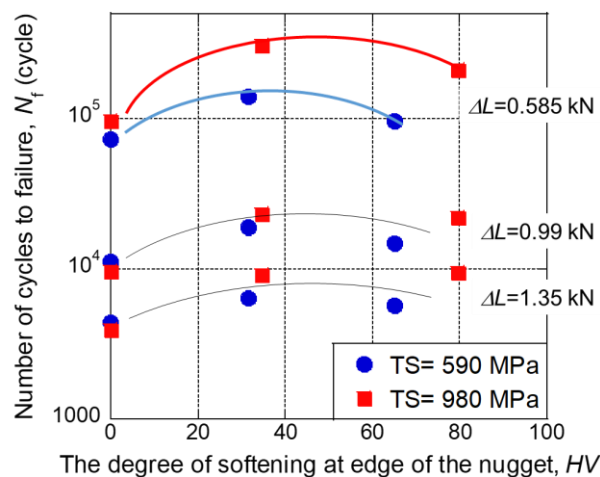
(c) Excessive\_Temper

Fig. 2.47 Comparison of  $\Delta L$ - $N$  curve between  $TS= 590$  MPa and  $TS= 980$  MPa (under peeling load).

次に疲労寿命を整理することのできる指標を硬さの値から見出した。その結果を Fig. 2.48 に示す。Fig. 2.48 では横軸にナゲット端部の軟化度合いを示している。ナゲット端部の軟化度合いとは as weld のナゲット端部硬さからテンパー通電後のナゲット端部硬さを減じた値である。なお as weld のナゲット端部の軟化度合いは 0 として示した。Fig. 2.48 からせん断荷重下の疲労寿命は鋼板強度に依存せず概ね整理できたと言える。その一方で、はく離荷重下の疲労寿命は特に  $\Delta L = 0.585$  kN において鋼板強度の依存性が見られる。この結果から、はく離荷重の疲労寿命に硬さ以外の因子、すなわち残留応力が影響を及ぼしていると考えられる。



(a) Under shearing load



(b) Under peeling load

Fig. 2.48 Comparison of hardness distribution between  $TS = 590$  MPa and  $TS = 980$  MPa.

## 2.8 硬さが疲労き裂起点の応力に及ぼす影響

せん断負荷モードの疲労寿命は as weld と比較してテンパー通電を施した継手において向上していることが明らかとなった。そして、疲労寿命はナゲット端部の軟化度合いを用いることで、鋼板強度にかかわらずよく整理できることがわかった。以上の結果から、せん断負荷モードの疲労寿命は概ねナゲット端部の硬さが大きく影響を及ぼしているものと考えられる。しかし、疲労寿命が向上した直接の原因として、疲労き裂の発生寿命もしくは進展寿命の変化については明らかになっていない。そこで本章では、疲労寿命が向上した原因を明らかにするために、疲労き裂の発生・進展挙動を観察、そして疲労き裂の起点における応力状態の変化を明らかにすることで、硬さが疲労強度に及ぼす影響を明らかにする。

### 2.8.1 疲労き裂の発生・進展寿命

本項では、疲労き裂の発生・進展寿命を明らかにするために、所定の荷重繰返し数にて疲労試験を中断し、ブルーイング<sup>66)</sup>によって疲労き裂を着色したのち、継手を強制的に破断させ、き裂の発生・進展状態を確認した。また疲労試験により破断した継手の断面を観察することで疲労き裂の起点についても把握することとした。

#### (a) 疲労き裂観察条件

疲労き裂の発生ならびに進展挙動の観察において、一定回数荷重を負荷した試験体を作成した後、この試験片を破断し、き裂を観察する手法を用いた。なお繰返し荷重によって発生・進展した疲労き裂を区別するために、ブルーイングにより疲労き裂の着色を行った。その後、液体窒素に試験体を浸漬させた後、試験体をはく離させることで強制的に破断させた。そしてき裂の観察において、抵抗スポット溶接継手の疲労き裂がナゲットを回り込むような進展経路を呈すことから、3次元画像を取得した。また、き裂の進展経路を観察するために継手中央において断面マクロ観察を行った。本項ではこれらの実験方法について示す。

き裂の着色のために、酸化被膜の付与による着色手法を採用した。約 300℃のマッフル炉内に 30 min～1 h 保持した後、炉から取り出し室温まで空冷した。保持時間は着色の程度によって適宜変更した。

抵抗スポット溶接継手の疲労き裂は3次元的に進展するため、疲労き裂を可視化する手法として、3次元画像の取得を行った。撮影には、Fig. 2.49に示すようにキーエンス社製デジタルマイクロスコープVHX-900ならびに、ダイヤルゲージを使用した。3次元画像取得のために、まず試験片の最も高い部分にピントを合わせたのち、2次元画像を撮影する。次に、カメラ部を100 $\mu\text{m}$ だけ試験片に近づけ、再び2次元画像を撮影する。さらにカメラ部を100 $\mu\text{m}$ だけ試験片に近づけ、2次元画像を撮影する手順を、試験片の最も低い部分、疲労試験片においては母材部にピントが合うまで繰り返す。そして得られた2次元画像の中でピントの合っている部分と、最も高い部分からの高さの位置関係から3次元画像を作成する機能を用いて3次元化を行った。

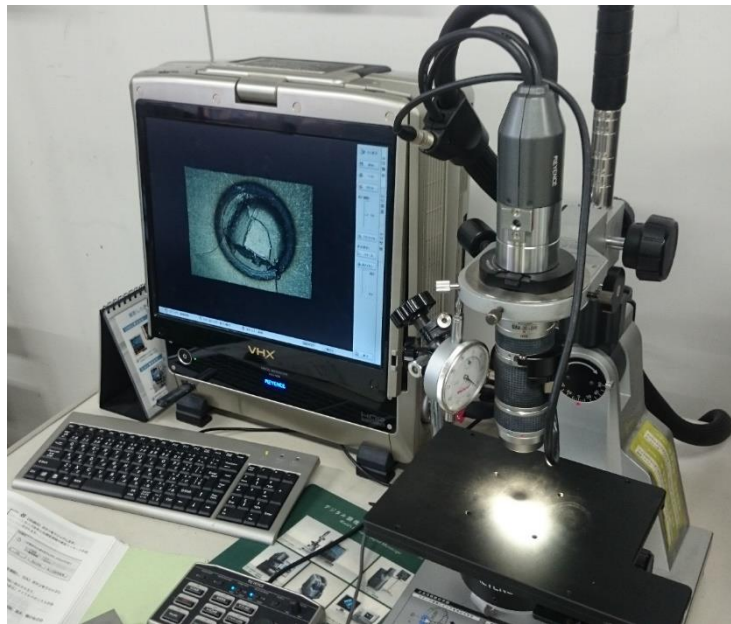


Fig. 2.49 Apparatuses used for measuring 3D image of fatigue crack.

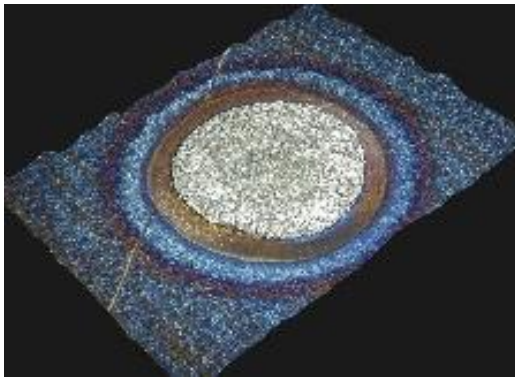
疲労き裂の進展経路を観察するために、断面マクロ観察による疲労き裂の観察を行った。疲労試験により破断した継手を溶接部の中央で切断し、鏡面になるまで研磨したのち、3%ナイタールで組織を現出した。

#### (b) 疲労き裂観察結果

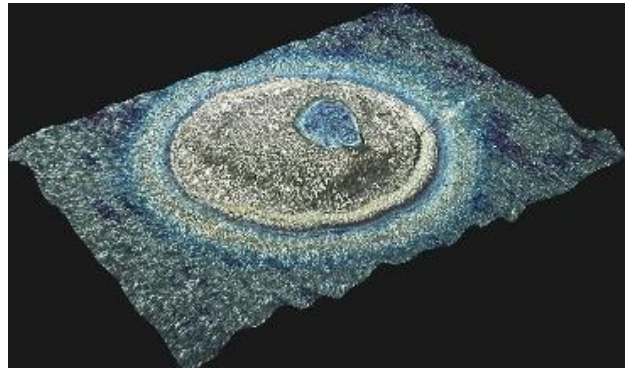
本節では、疲労寿命に硬さが大きく影響を及ぼしているものと考えられる as weld と最適焼戻し条件の継手について、せん断負荷モードにおける疲労寿命の違いに着目し、その疲労き裂の発生および進展挙動を明らかにする。また、観察された疲労き裂

の発生寿命や進展挙動の違いから、テンパー通電によって疲労寿命に差が生じた原因の解明、ならびに溶接部特性が疲労き裂の発生・進展挙動に及ぼす影響について考察を行う。なお、検討は 590 MPa 級高強度鋼板を対象とし実施することとした

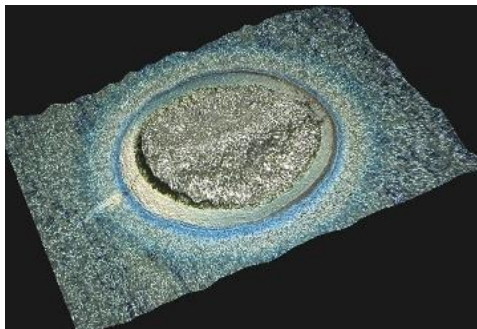
疲労き裂の発生・進展挙動を観察するために、一定回数の繰返し負荷を与えた継手について、疲労き裂の発生および進展状態を観察した。その 3 次元画像について、as weld と最適焼戻し条件の結果をそれぞれ Fig. 2.50, Fig. 2.51 に示す。Fig. 2.50, Fig. 2.51 において青く見える部分が疲労き裂である。Fig. 2.50, Fig. 2.51 から、大きな違いとして、板厚方向き裂の発生寿命が異なることが挙げられる。as weld においては  $N = 21807$  cycles ( $N/N_f = 40\%$ ) で板厚方向き裂の発生が見られる。一方で、最適焼戻し条件においては、 $N = 78133$  cycles ( $N/N_f = 75\%$ ) で板厚方向き裂の発生が見られ、この発生寿命が最適焼戻し条件で大きいことが、疲労寿命の違いを生じた原因の一つと考えられる。



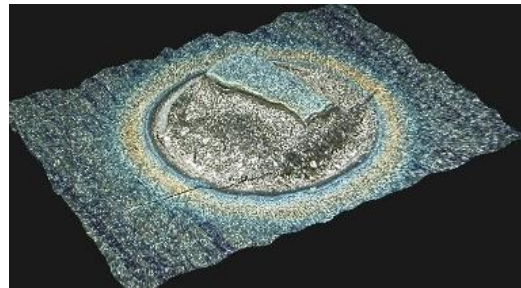
(a)  $N = 5452$  cycles ( $N/N_f = 10\%$ )



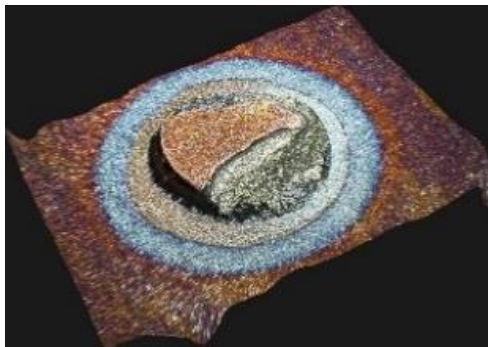
(a)  $N = 26044$  cycles ( $N/N_f = 25\%$ )



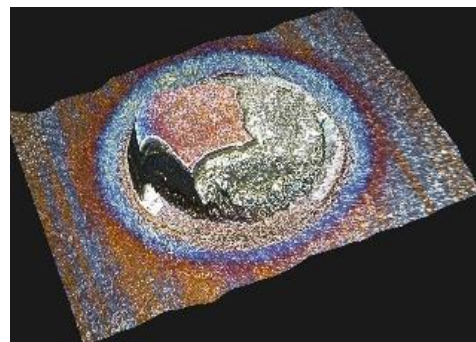
(b)  $N = 13629$  cycles ( $N/N_f = 25\%$ )



(b)  $N = 41671$  cycles ( $N/N_f = 40\%$ )



(c)  $N = 21807$  cycles ( $N/N_f = 40\%$ )



(c)  $N = 78133$  cycles ( $N/N_f = 75\%$ )

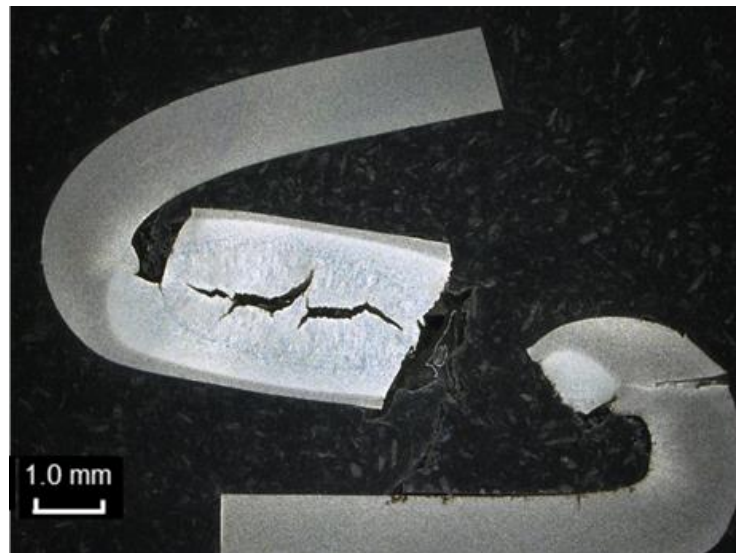
Fig. 2.50 Photo of Fatigue crack of as weld under shearing load mode ( $N_f = 54517$  cycles).

Fig. 2.51 Photo of Fatigue crack of Optimal\_Temper under shearing load mode ( $N_f = 104177$  cycles).

疲労き裂の発生および進展寿命の観察結果から、疲労寿命の違いは板厚方向き裂の発生寿命に起因しているものと推察された。次に、板厚方向き裂の発生寿命に差が生じた原因について考察を行うために、断面マクロ写真による疲労き裂の進展経路観察を行った。その結果を Fig. 2.52 に示す。Fig. 2.52 から疲労き裂は概ねナゲット端部近傍から発生し、板厚方向へ進展していることがわかる。つまり、板厚方向き裂の疲労



き裂の発生箇所はほとんど同じであり、板厚方向き裂の発生寿命の違いに疲労き裂の進展経路は影響を及ぼしていないものと考えられる。このことから、疲労き裂の発生寿命には、疲労き裂の発生箇所の応力が直接影響を及ぼしたものと考えられる。つまり疲労負荷中における疲労き裂起点の応力が、as weld と最適焼戻し条件で異なったものと考えられる。



(a) As weld



(b) Optimal\_Temper

Fig. 2.52 Cross section of the specimens after fatigue test under shearing load mode.

## 2.8.2 テンパー通電後の残留応力を考慮した継手構造解析手法の構築

本項では、残留応力が疲労き裂の進展方向に及ぼす影響を明らかにするために、継



手の残留応力分布を考慮した継手強度解析手法の構築を行う。

疲労負荷による疲労き裂の進展挙動は一般的に応力拡大係数範囲もしくは、負荷応力範囲によって考察がなされている。そこで本研究においても実験で得られた疲労き裂の進展挙動の違いについて考察を行うために、疲労負荷中の応力分布を把握する必要がある。しかし、抵抗スポット溶接継手の疲労き裂発生部、および進展経路は継手内部であり、実測による応力の把握が困難であることから本検討では弾塑性有限要素解析を用いることとした。

一般的に残留応力を考慮した継手強度解析手法として、テンパー通電シミュレーションにより計算された残留応力を初期応力として継手強度解析に入力する手法が採用されている。しかし、熱解析と継手強度解析では異なる要素形状のモデルを用いることが一般的である。そのため、熱解析であるテンパー通電シミュレーションで得られた積分点における応力の値を、そのまま継手強度解析の要素に入力することはできない。

そこで本章では、残留応力を考慮した継手強度解析手法の構築を目的として、テンパー通電シミュレーションで計算された残留応力を継手強度解析の要素に合わせた残留応力として計算する手法を構築する。

#### (a) 継手強度解析の概要

残留応力を継手強度解析の要素に合わせて計算する手法として、まずテンパー通電シミュレーションと継手強度解析の要素形状の違いを考慮するために、それぞれの解析に用いている要素形状の把握を行う。要素形状の把握にあたって、テンパー通電シミュレーションでは残留応力が計算および出力される積分点の座標を計算する。継手強度解析では残留応力を入力する要素重心の座標をその要素の節点座標をもとに計算する。そして、テンパー通電シミュレーションにおける積分点の座標と継手強度解析における要素重心の座標をもとに、継手強度解析の要素重心における残留応力値を線形補間により計算する。

以上のような手順により、テンパー通電シミュレーションから継手強度解析に残留応力を入力する手法を構築する。解析ソフトには MSC Software 社製、非線形構造解析プログラムである Marc<sup>67)</sup>を使用し弾塑性解析を行った。

## (b) 解析モデルおよび境界条件

疲労試験片の解析モデルを Fig. 2.53 に示す. モデルは対称性を考慮して 1/2 モデルとし, 最小メッシュ寸法を  $50\ \mu\text{m} \times 50\ \mu\text{m} \times 23\ \mu\text{m}$  とした. 境界条件は治具により固定された部分を剛体として設定し, 下板を固定, 上板にはく離方向の荷重を負荷した.

なおナゲット, HAZ 部の直径および厚さ, ならびにコロナボンド部の長さは, 断面マクロ観察より計測した. 断面マクロ観察にはナゲット中央部にて切断した継手を使用し, 3%ナイトールにより組織を現出した. Fig. 2.54 に継手強度解析モデルにおけるナゲットおよび HAZ 領域を示す.

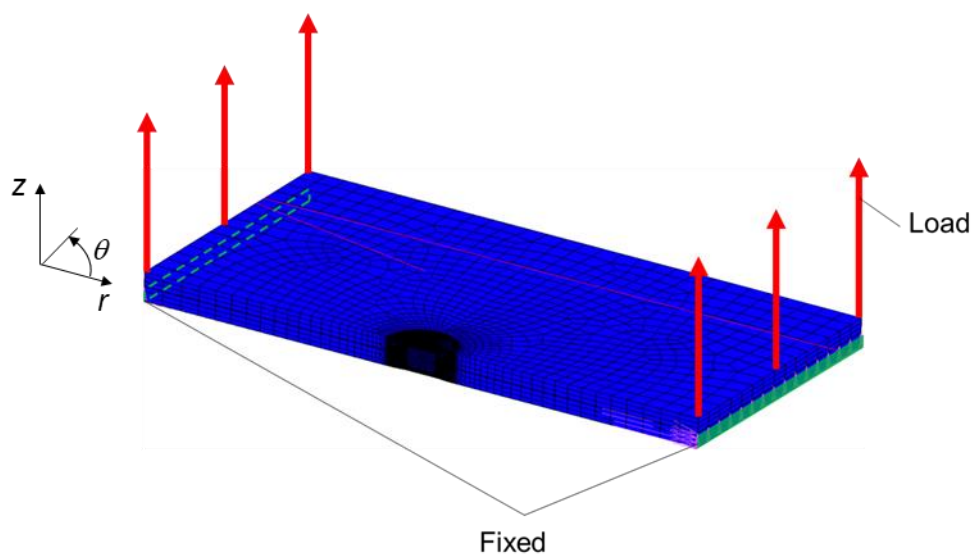


Fig. 2.53 Analysis model and boundary condition (peeling load mode).

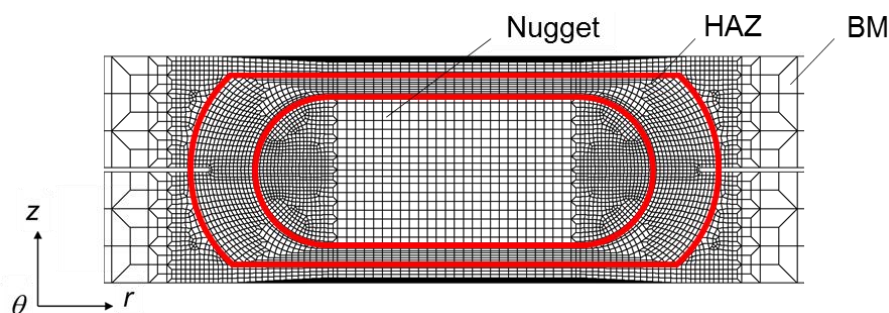


Fig. 2.54 Magnified view around spot welded joint.

## (c) 機械的性質および塑性構成関係

一般的に荷重を付加された構造物においては, 外力と残留応力の影響により塑性ひずみが生じる. そして, 塑性ひずみの発生により残留応力が再分布することが知ら

れている。そのため、残留応力を考慮した継手強度解析においても塑性ひずみの発生、ならびにそれに伴う残留応力の再分布を計算可能である必要がある。これらの計算においては材料の応力-ひずみ関係が重要であり、抵抗スポット溶接継手の内部は、溶接中ならびにテンパー通電中の熱履歴に応じて硬さ分布が異なる。硬さに応じて降伏応力も異なることから、荷重付加中の塑性ひずみ量が異なることが予想される。そのため、硬さに応じて応力-ひずみ関係を変更する必要がある。そこで、一般的な低炭素鋼の応力-ひずみ関係について実験により得られたデータに基づいて、継手内部の硬さ分布計測結果をもとに、各部の硬さと母材硬さの比を母材の塑性構成関係に乗ずることで硬さごとの応力-ひずみ関係を求めた。硬さに対応する塑性構成関係を Fig. 2.55 に示す。また Fig. 2.56 に示すように、実験で得られた硬さ分布と一致するよう解析モデル各部の硬さ分布を決定した。なお縦弾性係数は 205 GPa、ポアソン比は 0.3 とした。

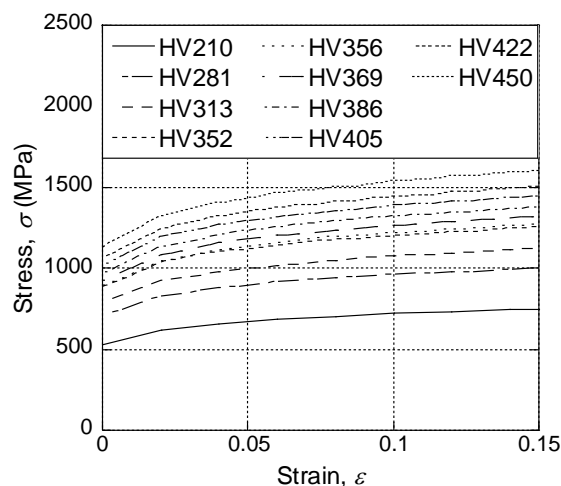
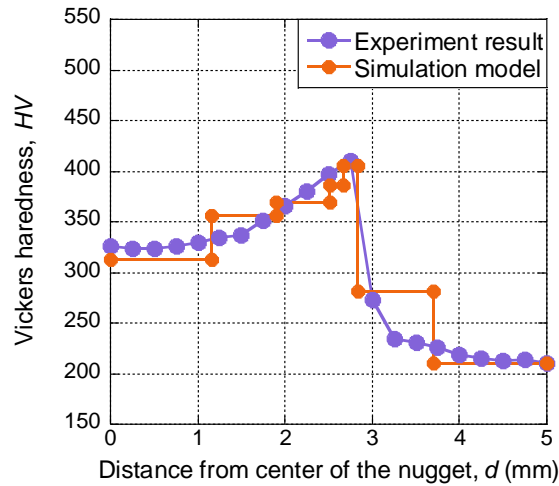
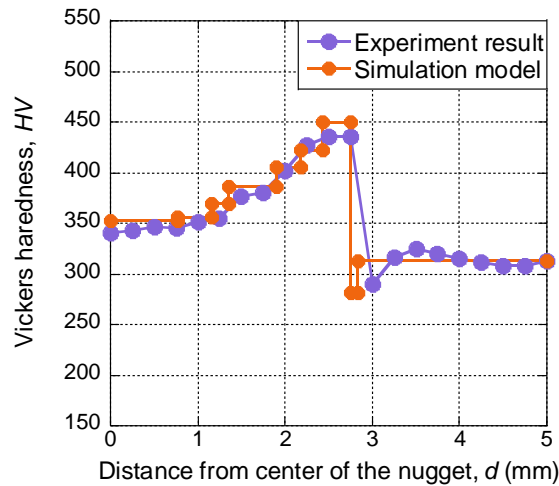


Fig. 2.55 Comparison between S-S curve and hardness of Vickers.



(a)  $TS= 590$  MPa



(b)  $TS= 980$  MPa

Fig. 2.56 Hardness distribution used in simulation model.

(d) 継手構造解析における残留応力入力手法の構築

テンパー通電により生じた残留応力を継手強度解析において考慮するために、テンパー通電シミュレーションの各積分点の残留応力を構造解析の要素に入力する。この手法の構築に向けてまず形状関数を用いて四角形要素の節点座標から積分点の座標を計算した<sup>68)</sup>。なお三角形要素については要素の重心を積分点として座標を計算した。次に、継手強度解析において初期応力は要素重心に入力されるため、継手強度解析における各要素の重心の座標を計算した。最後に継手強度解析の要素重心に残留応力を入力するために、要素重心の最も近傍に位置するテンパー通電シミュレーションの積分点4点を検索し、4点の応力値について線形補間を行うことで要素重心に内挿した。

以下に積分点における応力を要素重心に内挿するための計算手法を示す。Fig. 2.57 にテンパー通電シミュレーションの積分点と継手強度解析の要素重心の座標についての模式図を示す。黒の中塗り丸が積分点，赤丸が要素重心である。また中抜き丸で示した IP12 および IP34 は，それぞれ IP1 と IP2 を結ぶ直線上において x 座標が  $x_{CG}$  の点，IP3 と IP4 を結ぶ直線上において x 座標が  $x_{CG}$  の点である。積分点 IP1, IP2, IP3, IP4 における応力がそれぞれ  $S_1, S_2, S_3, S_4$  であるとき，まず IP12 および IP34 の応力  $S_{12}$  および  $S_{34}$  はそれぞれ，

$$S_{12} = \frac{S_1 - S_2}{x_1 - x_2}(x_{12} - x_2) + S_2 \quad (2.7)$$

$$S_{34} = \frac{S_4 - S_3}{x_4 - x_3}(x_{34} - x_3) + S_3 \quad (2.8)$$

と表される。そして要素重心における応力  $S_{CG}$  は，

$$S_{CG} = \frac{S_{12} - S_{34}}{y_{12} - y_{34}}(y_{CG} - y_{34}) + S_{34} \quad (2.9)$$

となる。この計算について継手強度解析の各要素に対して行い，残留応力を入力した。また，残留応力の入力には 2 次元モデルに対して行い，その後継手強度解析のプリプロセッサにおいて Fig. 2.53 に示す 3 次元モデルに展開し解析を実施した。

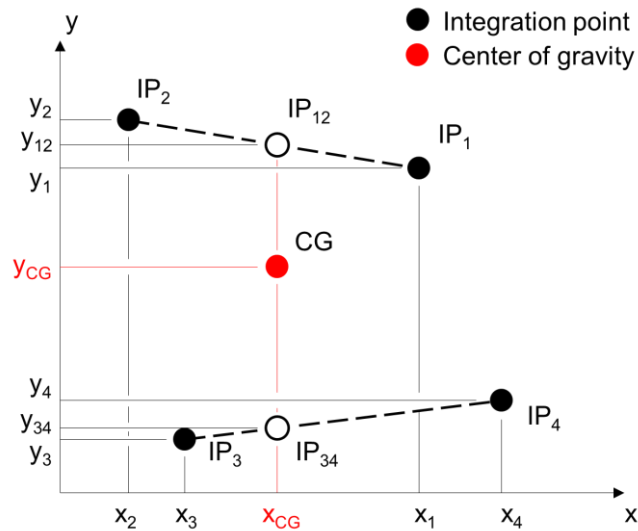
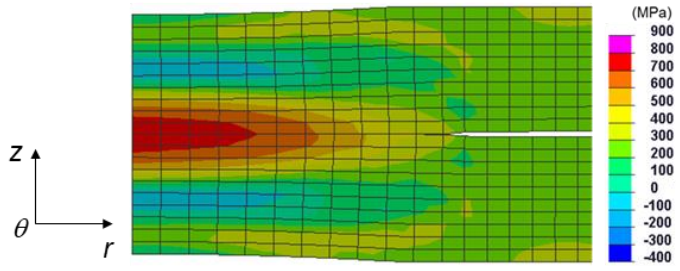


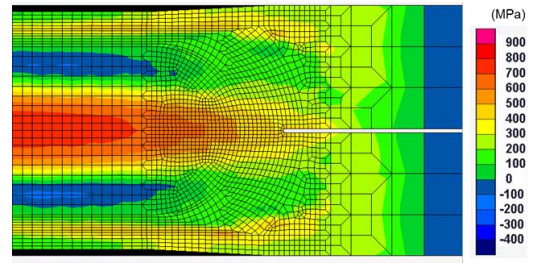
Fig. 2.57 Schematic illustration of coordinate of integration points in welding analysis model and center of gravity of elements in structural analysis model.

#### (e) 残留応力の入力結果

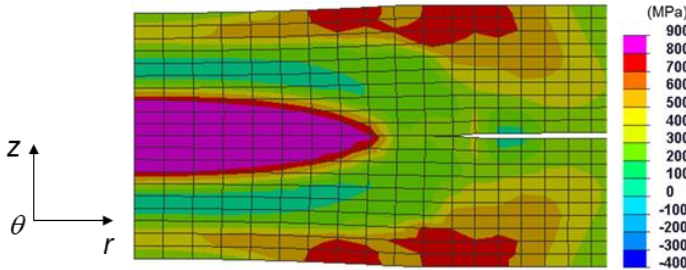
残留応力分布について、テンパー通電シミュレーションにて出力した結果と、継手強度解析にて出力した結果を比較し、入力の精度を検証する。テンパー通電シミュレーションから継手強度解析には垂直応力とせん断応力のすべてを入力した。ここでは最適焼戻し条件のナゲット径方向および周方向、板厚方向の残留応力分布について、テンパー通電シミュレーションのものと継手強度解析のものをそれぞれ Fig. 2.58, Fig. 2.59 に示す。Fig. 2.58, Fig. 2.59 から、すべての方向において引張残留応力または圧縮残留応力の発生している箇所およびその範囲が概ね一致していることがわかる。また Fig. 2.60 にナゲット端部における径方向残留応力を示す。ナゲット端部においても概ね一致した残留応力の値を継手強度解析に入力できていることが確認できた。このことから、本章で構築した手法を用いて、テンパー通電シミュレーションから継手強度解析へ残留応力を概ね精度よく入力できるものと考えられる。



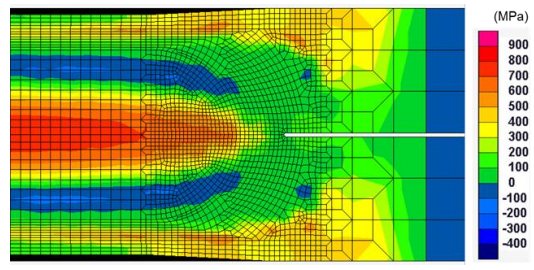
(a)  $\sigma_r$



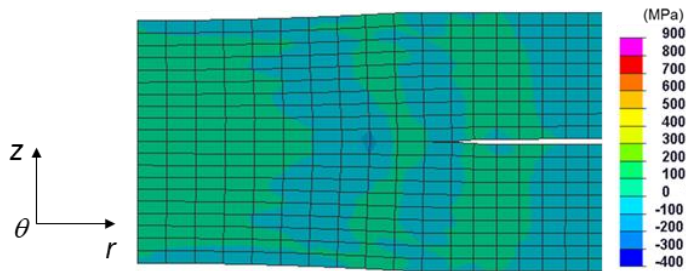
(a)  $\sigma_r$



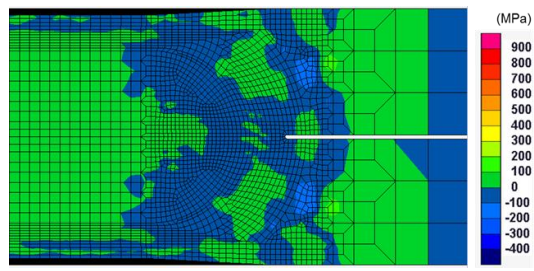
(b)  $\sigma_\theta$



(b)  $\sigma_\theta$



(c)  $\sigma_z$



(c)  $\sigma_z$

Fig. 2.58 Residual stress of welding simulation.

Fig. 2.59 Residual stress of structural simulation.

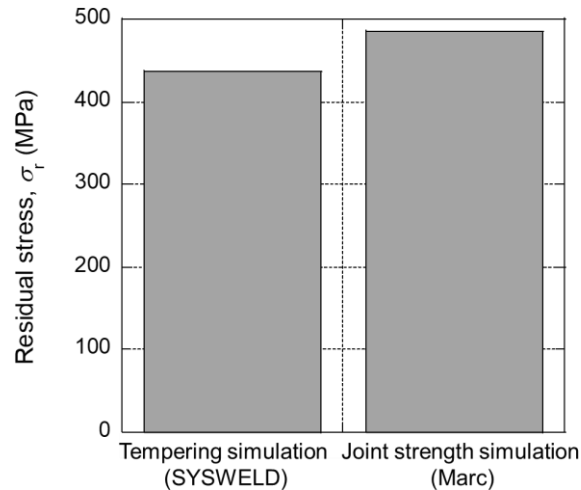


Fig. 2.60 Comparison of residual stress ( $\sigma_r$ ) at edge of the nugget between tempering simulation and joint strength simulation.

### 2.8.3 疲労負荷中の継手内部の応力分布に及ぼす硬さの影響

疲労負荷中における疲労き裂起点の応力を as weld と最適焼戻し条件のそれぞれで明らかにするために、継手強度解析を実施する。この継手強度解析では硬さ分布の違いのみを考慮し、せん断荷重を負荷することで硬さが継手の応力状態に及ぼす影響を明らかにする。

#### (a) 解析条件

疲労負荷中の疲労き裂の起点における応力を計算するために、継手強度解析を実施した。解析ソフトには MSC Software 社製、非線形構造解析プログラムである Marc<sup>67)</sup> を使用し、弾塑性解析を行った。疲労試験片の解析モデル Fig. 2.61 に示す。モデルは対称性を考慮して 1/2 モデルとし、最小メッシュ寸法を  $50\ \mu\text{m} \times 50\ \mu\text{m} \times 23\ \mu\text{m}$  とした。境界条件は治具により固定された部分を剛体として設定し、下板を固定、上板にはく離方向の荷重を負荷した。負荷荷重は、疲労試験における高サイクル領域を想定した荷重  $L_{\text{max}} = 4.0\ \text{kN}$  を負荷した。

なおナゲット、HAZ 部の直径および厚さ、ならびにコロナボンド部の長さは、断面マクロ観察より計測した。断面マクロ観察にはナゲット中央部にて切断した継手を使用し、3%ナイタールにより組織を現出した。Fig. 2.62 に継手強度解析モデルにおけるナゲットおよび HAZ 領域を示す。

また、この継手強度解析ではテンパー通電により生じた残留応力は考慮しないこと



とし、解析モデル内部の硬さ分布は実験で得られた硬さ分布をもとに決定した。解析モデルの硬さ分布について、実験で得られた硬さ分布と比較し Fig. 2.63 に示す。なお、それぞれの硬さに対応する塑性構成関係は Fig. 2.64 に示すものを用いた。塑性構成関係は一般的な低炭素鋼の応力-ひずみ関係について実験により得られたデータに基づいて、継手内部の硬さ分布計測結果をもとに、各部の硬さと母材硬さの比を母材の塑性構成関係に乗ずることで硬さごとの応力-ひずみ関係を求めた。そして縦弾性係数は 205 GPa、ポアソン比は 0.3 とした。

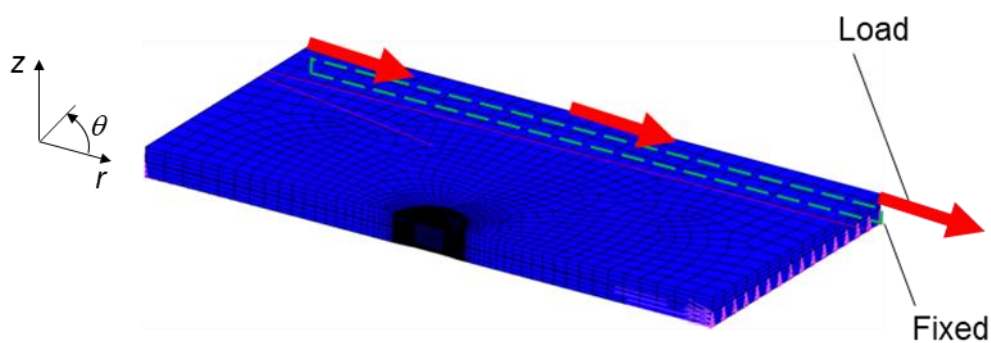


Fig. 2.61 Analysis model and boundary condition (shearing load mode).

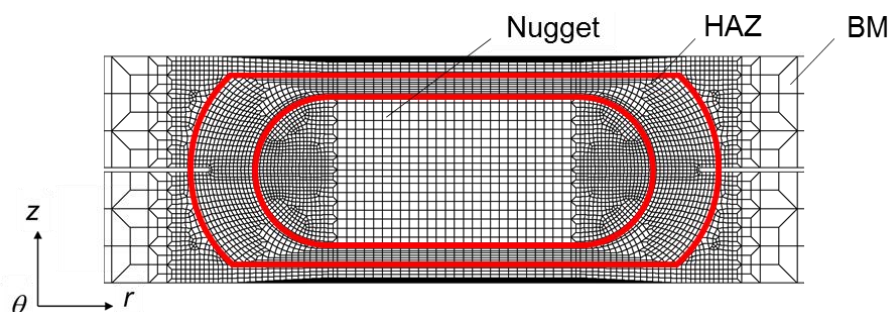
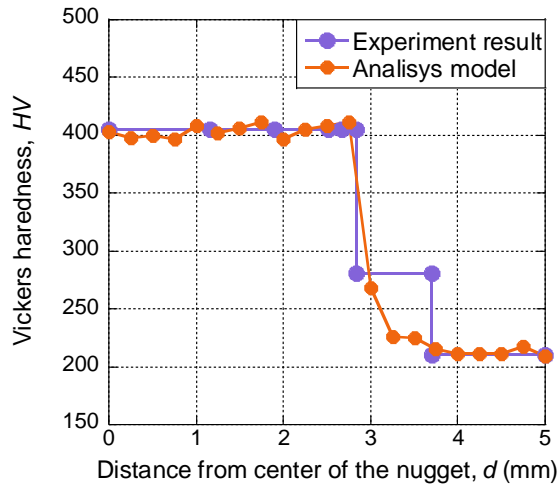
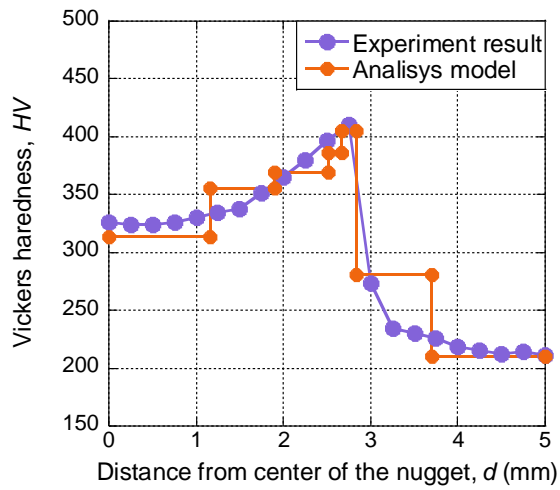


Fig. 2.62 Magnified view around spot welded joint.



(a) As weld



(b) Optimal\_Temper

Fig. 2.63 Vickers hardness distribution.

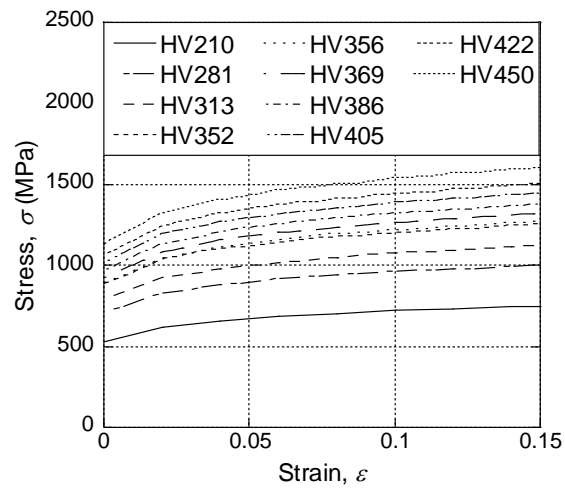


Fig. 2.64 Comparison between S-S curve and Vickers hardness.

(b) 解析結果

Fig. 2.65, Fig. 2.66 および Fig. 2.67 に径方向，周方向および板厚方向の応力分布を示す．また，Fig. 2.68 に示すようなシートセパレーション先端からナゲット中心にかけて 2 mm の範囲について，径方向，周方向および板厚方向の応力分布を Fig. 2.69 に示す．ここで，荷重軸直角方向のき裂が開く方向である径方向の応力分布に着目する．Fig. 2.69 (a)よりテンパー通電を施した条件では as weld に比べ，き裂発生点での引張応力が低下した．これはき裂発生点での硬さが低下したことにより降伏応力が低下し，それ以上の応力が発生しなくなったことが原因と考えられる．また，最適焼戻し条件においてき裂発生点での応力が低下した因子として，き裂先端が鈍化したことによる応力集中の緩和も考えられる．そこで次節では，テンパー通電によるき裂先端の形状変化について，実験と継手強度解析による検討を行う．

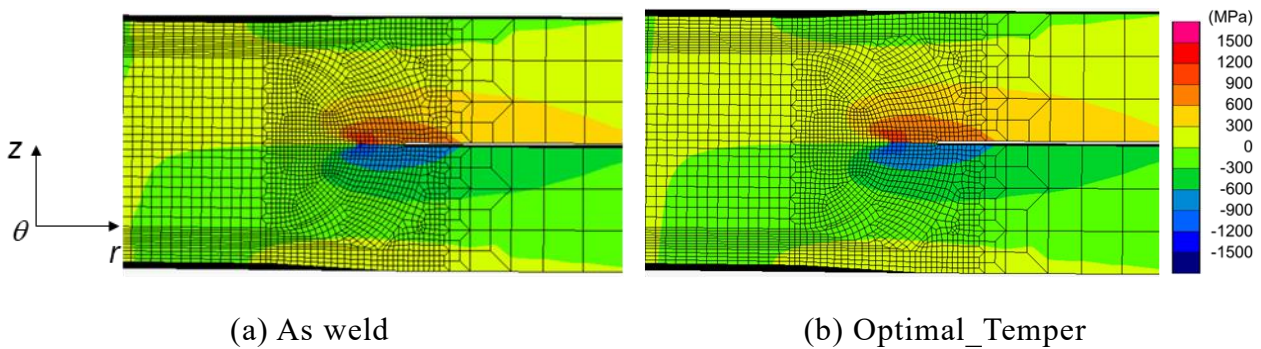


Fig. 2.65 R-direction stress distribution ( $\sigma_r$ ).

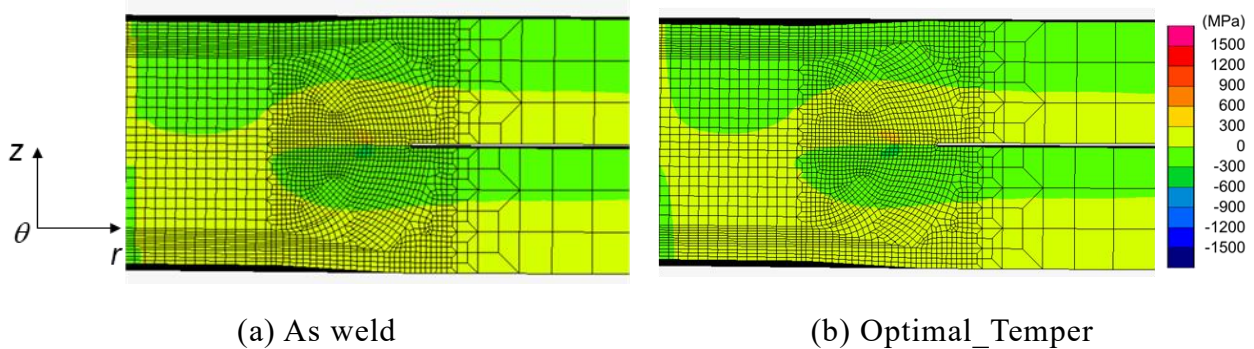


Fig. 2.66  $\theta$ -direction stress distribution ( $\sigma_\theta$ ).

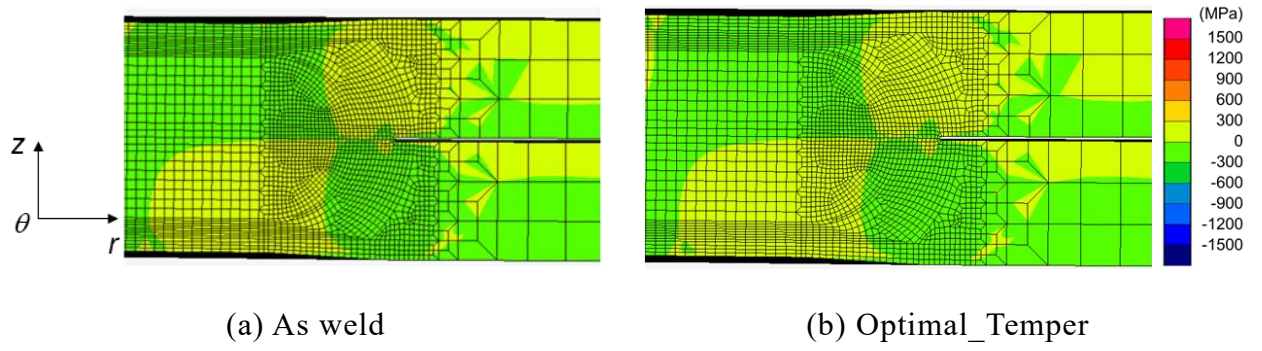


Fig. 2.67 Z-direction stress distribution ( $\sigma_z$ ).

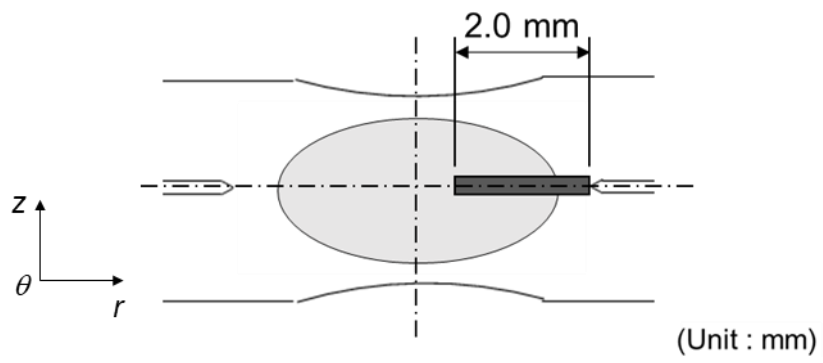
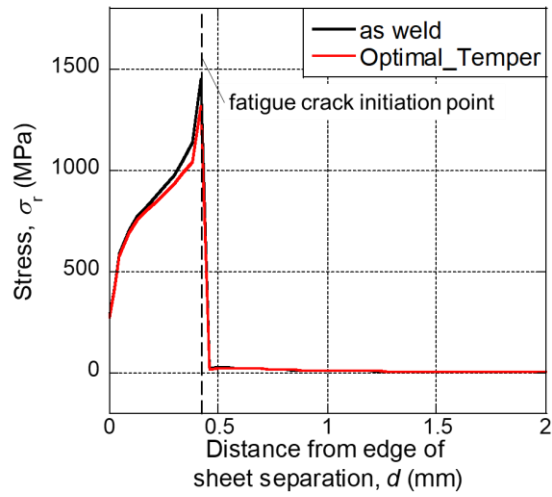
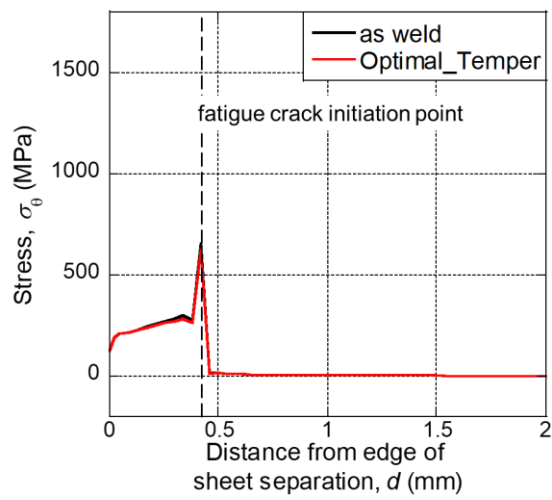


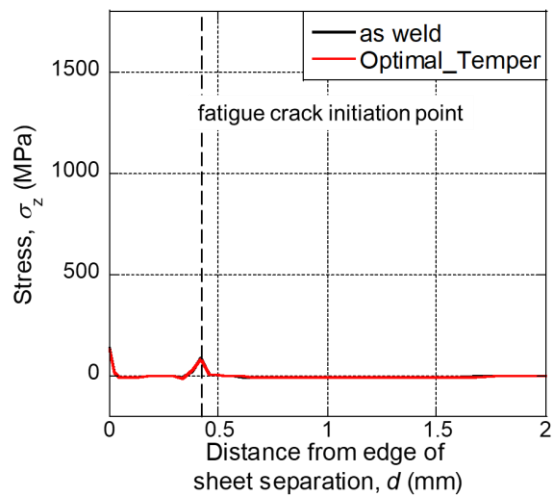
Fig. 2.68 Calculation position.



(a)  $\sigma_r$



(b)  $\sigma_\theta$



(c)  $\sigma_z$

Fig. 2.69 Stress distribution from edge of the sheet separation.

#### 2.8.4 き裂先端形状に及ぼすテンパー通電の影響

前節より，テンパー通電を施したことによる応力値低下の因子として，き裂先端形状の鈍化による応力集中の緩和が考えられた．そこで，Table 2.6 に示す繰返し数にて疲労試験を停止した試験体を用いて，シートセパレーション先端の変形量を **as weld** と最適焼戻し条件で比較した．次に，継手強度解析によるき裂先端形状の比較および，き裂先端における塑性ひずみ分布の算出を行い，き裂先端形状に及ぼすテンパー通電の影響について検討を行う．

Table 2.6 Percentage of normalized number of cycles.

N/N <sub>f</sub> (%)	Number of cycles (cycles)	
	as weld	Optimal_Temper
10	5452	10418

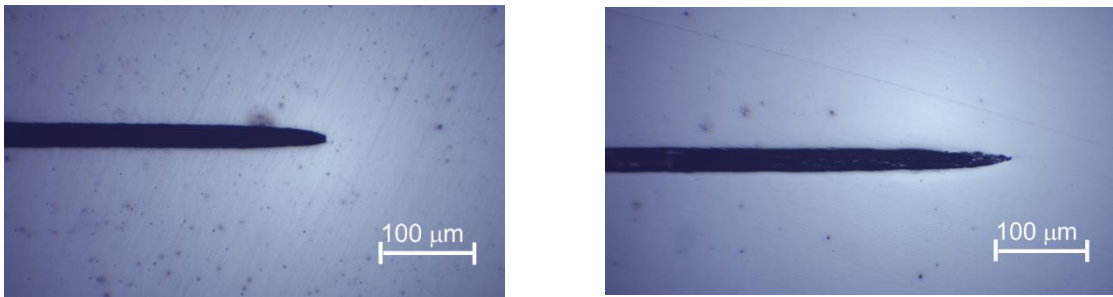
Fig. 2.70 に疲労試験を中断した試験片の断面マクロを示す．Fig. 2.70 より **as weld** と最適焼戻し条件においてシートセパレーション先端における変形量の差は確認できなかった．次に，継手強度解析においても同様の比較を行った．Fig. 2.71 に継手強度解析における荷重負荷後のシートセパレーション先端形状を示す．Fig. 2.71 より継手強度解析上においても **as weld** と最適焼戻し条件でシートセパレーション先端の変形量の差は確認できなかった．このことから疲労き裂の発生点における応力の緩和に，き裂先端部の鈍化は影響を及ぼしていないことがわかる．

一方で，き裂発生点において塑性ひずみの発生が確認できた．そこで，Fig. 2.72, Fig. 2.73 および Fig. 2.74 に径方向，周方向および板厚方向の塑性ひずみ分布を示す．さらに，Fig. 2.75 に相当塑性ひずみ分布を示す．また，Fig. 2.76 にシートセパレーション先端からナゲット中心にかけての径方向，周方向および板厚方向の塑性ひずみ分布を示す．ここで，荷重軸直角方向のき裂が開口する方向である径方向の塑性ひずみ分布に着目する．Fig. 2.76 (a)よりテンパー通電を施した条件では **as weld** に比べ，き裂発生点での径方向塑性ひずみが増大した．これよりテンパー通電を施し，き裂先端が軟化した条件では **as weld** に比べ大きな塑性ひずみが発生したものの，シートセパレーション先端の変形としてはほとんど差が見られないことが明らかとなった．



なお、Fig. 2.77 に示すように相当塑性ひずみも、最適焼戻し条件において大きくなることがわかった。

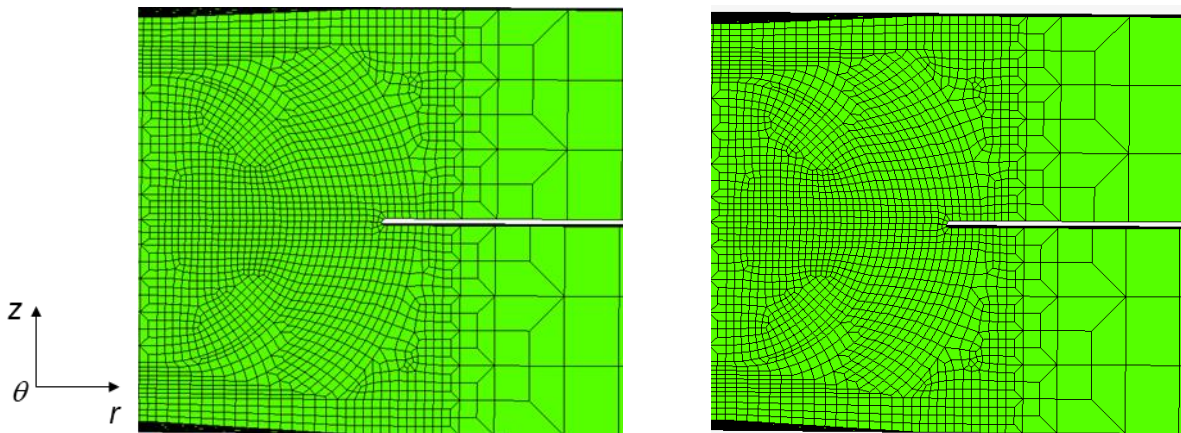
以上より、継手強度解析においてき裂発生点での応力が低下した原因は、き裂の先端形状が鈍化したことによる応力集中の緩和ではなく、テンパー通電による軟化により降伏応力が低下したことで、き裂発生点において降伏応力以上の応力が発生しなかったことが支配的であるものと考えられる。



(a) As weld ( $N/N_f = 10\%$ )

(b) Optimal\_Temper ( $N/N_f = 10\%$ )

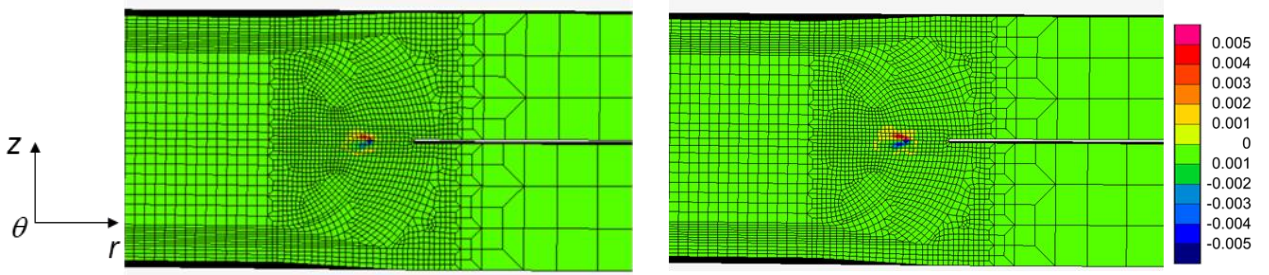
Fig. 2.70 Shape of sheet separation of experimental results.



(a) As weld

(b) Optimal\_Temper

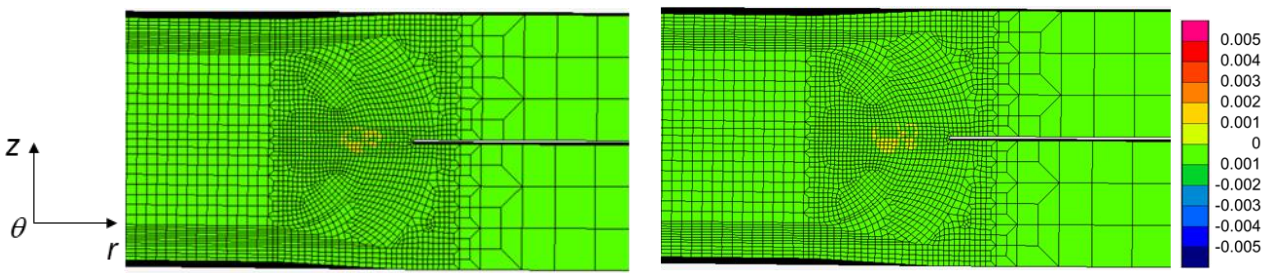
Fig. 2.71 Shape of sheet separation of simulation results.



(a) As weld

(b) Optimal\_Temper

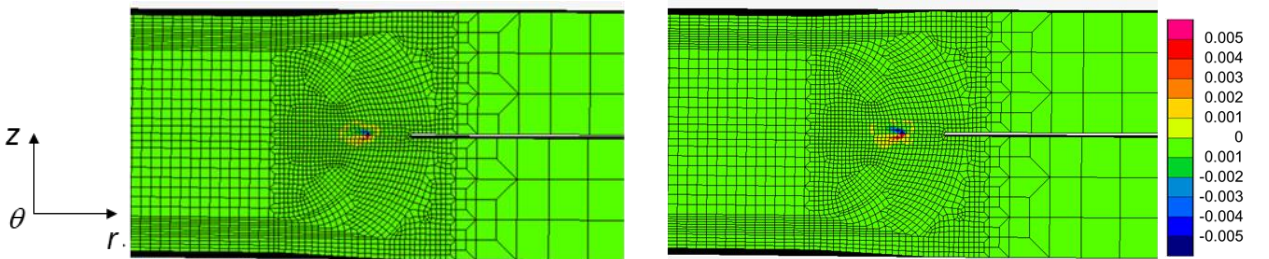
Fig. 2.72  $R$ -direction plastic strain distribution ( $\epsilon_r^p$ ).



(a) As weld

(b) Optimal\_Temper

Fig. 2.73  $\theta$ -direction plastic strain distribution ( $\epsilon_{\theta}^p$ ).

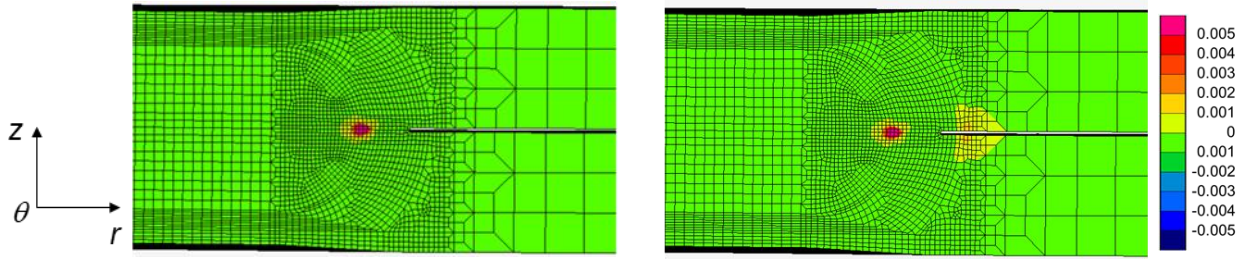


(a) As weld

(b) Optimal\_Temper

Fig. 2.74  $Z$ -direction plastic strain distribution ( $\epsilon_z^p$ ).

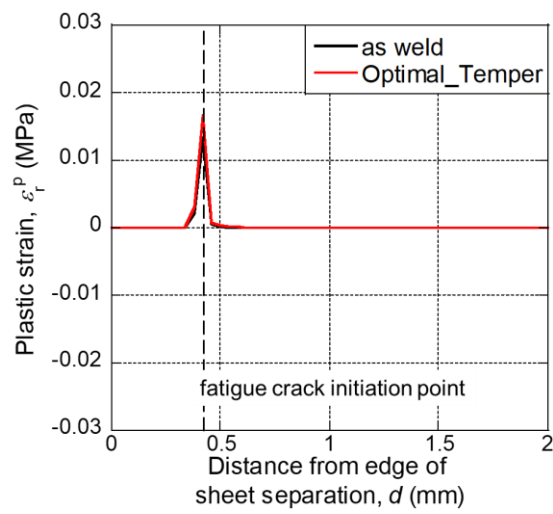




(a) As weld

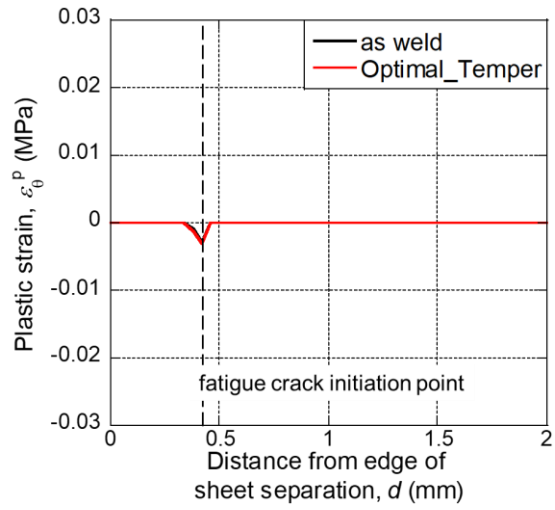
(b) Optimal\_Temper

Fig. 2.75 Equivalent plastic strain distribution ( $\varepsilon^{eq}$ ).

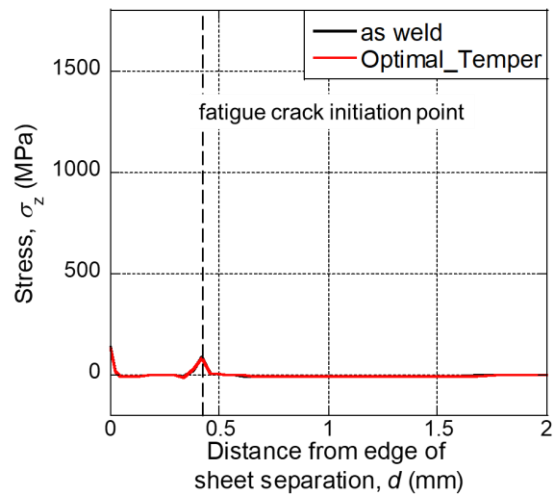


(a)  $\sigma_r$

Fig. 2.76 Plastic strain distribution from edge of the sheet separation.



(b)  $\sigma_{\theta}$



(c)  $\sigma_z$

Fig. 2.76 Continued.

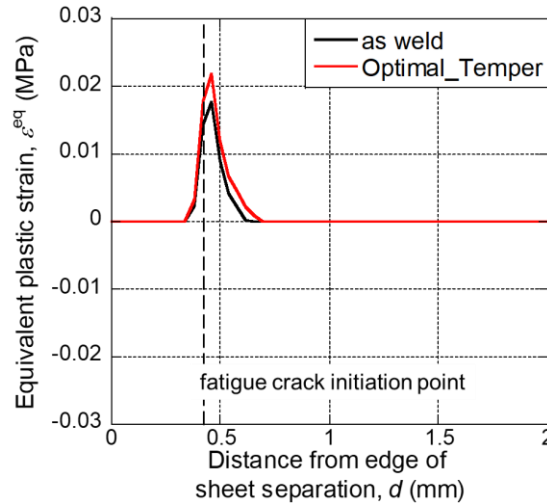


Fig. 2.77 Equivalent plastic strain distribution from edge of the sheet separation.

## 2.9 残留応力が疲労き裂起点の応力に及ぼす影響

はく離負荷モードの疲労寿命は最適焼戻し条件において、 $TS= 590 \text{ MPa}$  より  $TS= 980 \text{ MPa}$  において高い値を示した。そして、その疲労寿命はせん断負荷モードの疲労寿命を整理可能であるナゲット端部の軟化度合い、すなわち硬さでは整理することができなかった。このことから、はく離負荷モードの疲労寿命は硬さではなく残留応力が影響を及ぼしているものと予想した。つまりはく離負荷モードにおける疲労寿命の鋼板強度による違いについて検討することで、テンパー通電による引張残留応力が疲労強度に及ぼす影響を明らかにすることができると考えられる。そこで本節では、疲労き裂の発生・進展寿命、疲労き裂の起点を明らかにするとともに、疲労き裂起点の応力状態を明らかにすることで、残留応力が疲労強度に及ぼす影響を考察する。

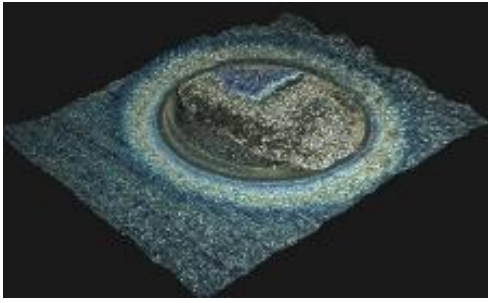
特に疲労き裂起点の応力状態については、テンパー通電シミュレーションにより計算された残留応力について鋼板強度による差を述べるとともに、残留応力を考慮した継手強度解析を実施することで疲労試験時の応力状態について検討を行う。また、疲労き裂起点において垂直応力を算出することで疲労き裂の進展方向を予測し、実験結果との比較と垂直応力に及ぼす残留応力の影響を述べることで、残留応力の影響を示す。

### 2.9.1 疲労き裂の観察

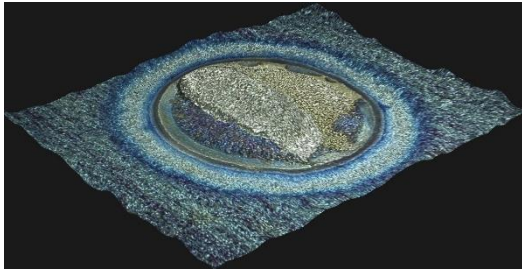
本検討では、疲労寿命に残留応力が大きく影響を及ぼしているものと考えられる  $TS=590\text{ MPa}$  と  $TS=980\text{ MPa}$  の最適焼戻し条件の継手について、はく離負荷モードにおける疲労寿命の違いに着目し、その疲労き裂の発生および進展挙動を明らかにする。また、観察された疲労き裂の発生寿命や進展挙動の違いから、鋼板強度に応じて疲労寿命に差が生じた原因の解明、ならびに溶接部特性が疲労き裂の発生・進展挙動に及ぼす影響について考察を行う。

#### (a) 疲労き裂の発生寿命および進展寿命の観察

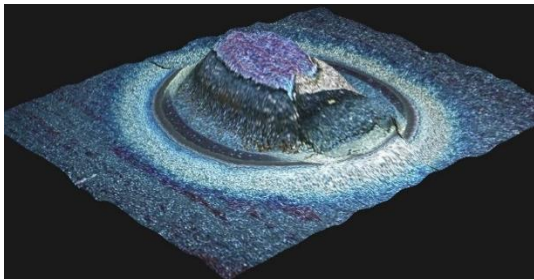
疲労き裂の発生・進展挙動を観察するために、一定回数の繰返し負荷を与えた継手について、疲労き裂の発生および進展状態を観察した。その3次元画像について  $TS=590\text{ MPa}$  を Fig. 2.78 に、 $TS=980\text{ MPa}$  を Fig. 2.79 に示す。Fig. 2.78, Fig. 2.79 において、青く見える部分が疲労き裂である。Fig. 2.78, Fig. 2.79 の結果から、大きな違いとして板厚方向き裂の発生寿命が異なることが挙げられる。 $TS=590\text{ MPa}$  においては繰返し数  $N=119876\text{ cycles}$  で板厚方向き裂の発生が見られる。一方で  $TS=980\text{ MPa}$  では、 $N=152877\text{ cycles}$  で板厚方向き裂の発生が見られ、この発生寿命が  $TS=980\text{ MPa}$  で大きいことが、疲労寿命の違いを生じた原因の一つと考えられる。なお、疲労き裂の進展寿命や進展速度に関しては、Fig. 2.78 (c)および(d)に見られるように破断寿命の85%から90%の間の比較的短い繰返し数のうちに板表面まで貫通していることがわかる。これは  $TS=980\text{ MPa}$  でも同様の傾向であり、疲労き裂の進展速度は発生寿命に見られるような顕著な差が見られなかった。



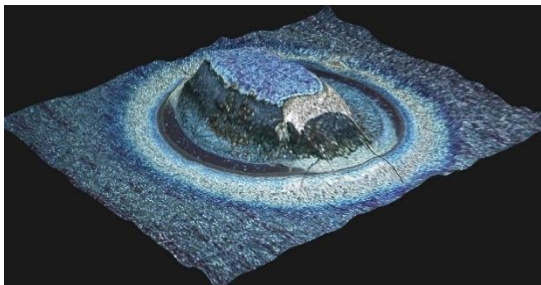
(a)  $N = 35258$  cycles ( $N/N_f = 25\%$ )



(b)  $N = 119876$  cycles ( $N/N_f = 85\%$ )

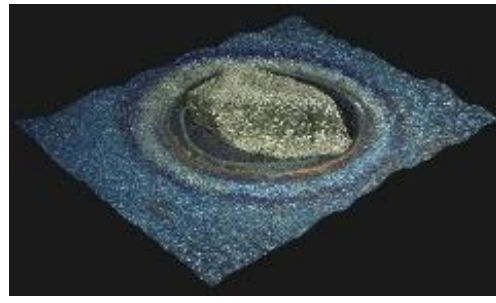


(c)  $N = 126297$  cycles ( $N/N_f = 90\%$ )

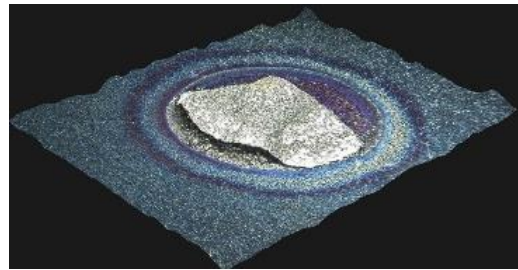


(d)  $N = 133979$  cycles ( $N/N_f = 95\%$ )

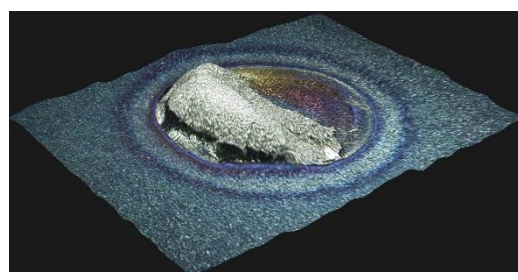
Fig. 2.78 Photo of Fatigue crack of  $TS= 590$  MPa under peeling load mode ( $N_f = 141030$  cycles).



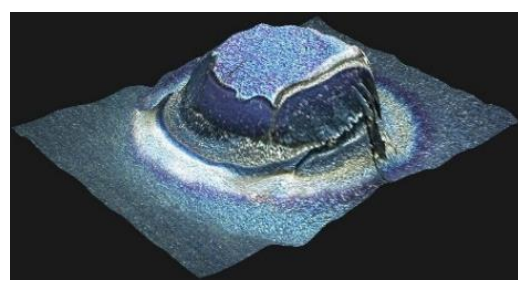
(a)  $N = 76439$  cycles ( $N/N_f = 25\%$ )



(b)  $N = 122302$  cycles ( $N/N_f = 40\%$ )



(c)  $N = 137589$  cycles ( $N/N_f = 45\%$ )



(d)  $N = 152877$  cycles ( $N/N_f = 50\%$ )

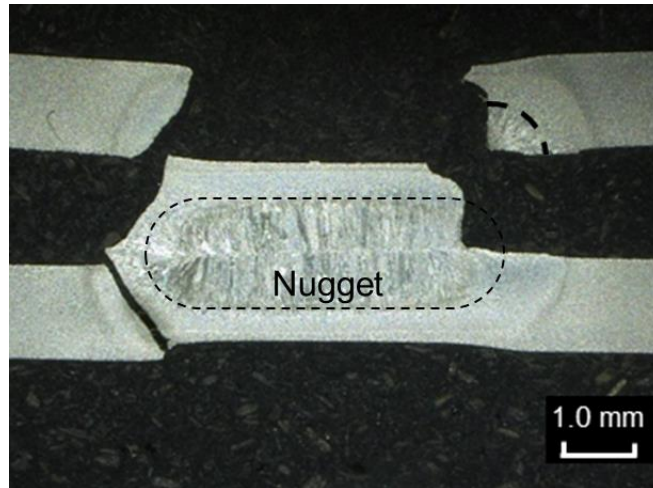
Fig. 2.79 Photo of Fatigue crack of  $TS= 980$  MPa under peeling load mode ( $N_f = 305754$  cycles).

## (b) 疲労き裂の進展方向

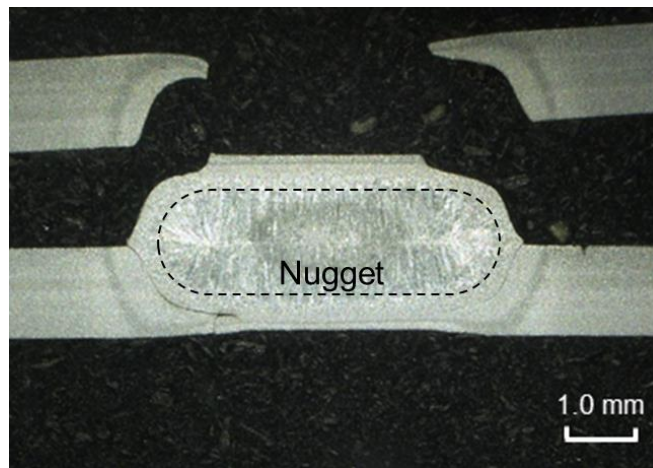
疲労き裂の発生および進展寿命の観察結果から、疲労寿命の違いは板厚方向き裂の発生寿命に起因しているものと推察された。次に、板厚方向き裂の発生寿命に差が生じた原因について考察を行うために、断面マクロ写真による疲労き裂の進展経路観察を行った。その結果を Fig. 2.80 に示す。Fig. 2.80 より  $TS=590\text{ MPa}$  において、疲労き裂はその起点と考えられるシートセパレーション先端部から、まず界面方向へ進展している。そして界面方向のき裂がナゲット内部へ到達したのち板厚方向き裂が発生している。一方で、 $TS=980\text{ MPa}$  においては疲労き裂の起点において板厚方向き裂が発生している。

つまり、板厚方向き裂の発生箇所の違いにより、板厚方向き裂の発生寿命が変化したものと予想される。これは繰返し負荷中における疲労き裂先端の応力が、ナゲット内部とシートセパレーション先端部で違いが生じたためであると考えられた。そして、板厚方向き裂の発生箇所が異なった原因として、疲労き裂の起点におけるき裂進展方向の違いを挙げ、さらに疲労き裂の進展方向には残留応力が鋼板強度によって異なったことが影響を及ぼしているものと推察した。





(a)  $TS= 590 \text{ MPa}$

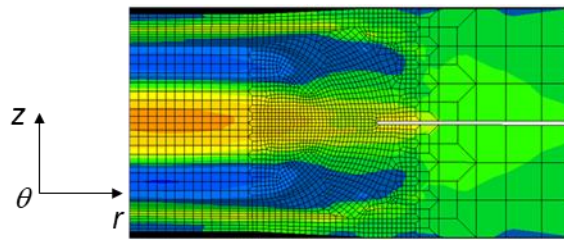


(b)  $TS= 980 \text{ MPa}$

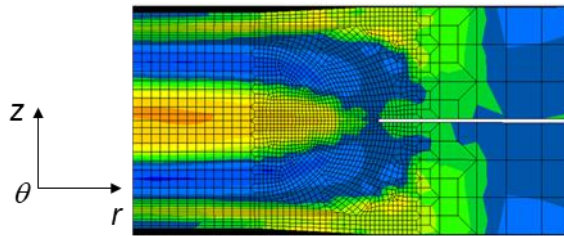
Fig. 2.80 Cross section of the specimens after fatigue test under peeling load mode.

### 2.9.2 残留応力が疲労き裂起点における応力幅に及ぼす影響

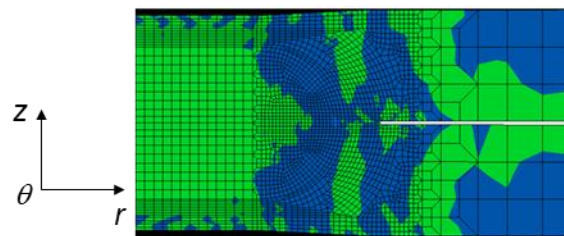
ナゲット径方向および周方向，板厚方向の応力分布を  $TS= 590 \text{ MPa}$  と  $TS= 980 \text{ MPa}$  について計算した．最小荷重負荷時の応力分布を Fig. 2.81, Fig. 2.82 に，最大荷重負荷時のものを Fig. 2.83, Fig. 2.84 に示す．Fig. 2.83, Fig. 2.84 においてはナゲット端部においても外力による応力集中がほとんど見られず，生じている応力はほとんどテーパー通電による残留応力であると考えられる．一方で Fig. 2.81, Fig. 2.82 では応力集中によりナゲット端部に非常に高い応力が生じている．なおナゲット中心部に生じている応力は外力に起因するものは小さいと考えられ，残留応力が支配的となっていると考えられる．



(a)  $\sigma_r$

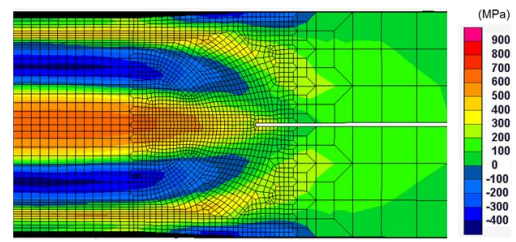


(b)  $\sigma_\theta$

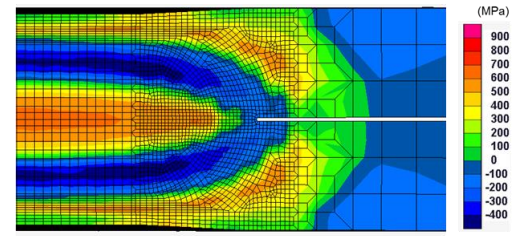


(c)  $\sigma_z$

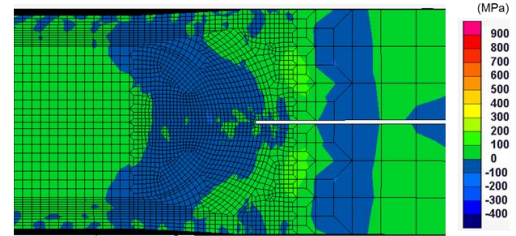
Fig. 2.81 Stress distribution of  $TS=590$  MPa (under minimum peel loading).



(a)  $\sigma_r$



(b)  $\sigma_\theta$



(c)  $\sigma_z$

Fig. 2.82 Stress distribution of  $TS=980$  MPa (under minimum peel loading).



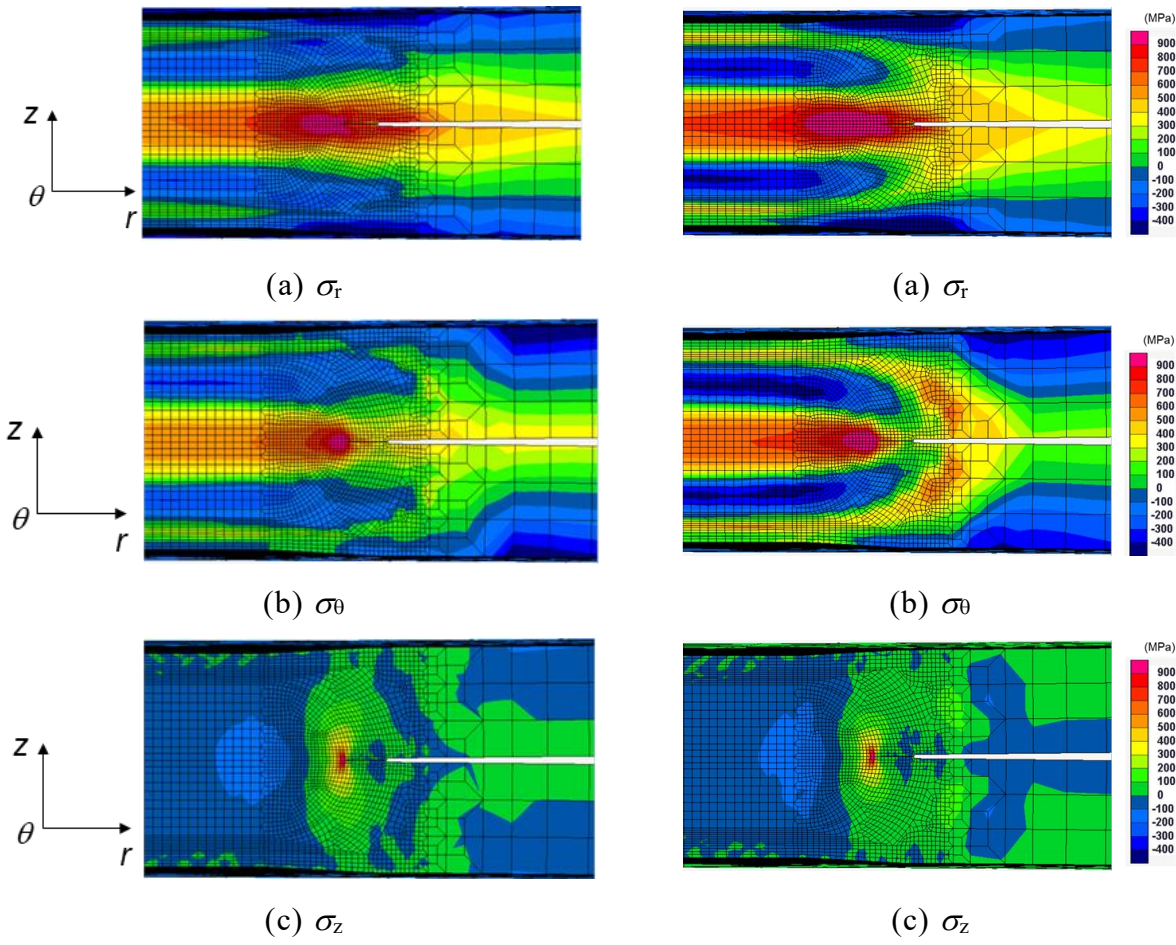


Fig. 2.83 Stress distribution of  $TS= 590$  MPa (under maximum peel loading).

Fig. 2.84 Stress distribution of  $TS= 980$  MPa (under maximum peel loading).

次に、最大荷重負荷時の応力と最小荷重負荷時の応力の差である応力範囲を計算した。応力範囲分布の算出範囲は、Fig. 2.85 に示すようにナゲット端部からナゲット内部まで 0.5 mm の範囲とした。なお、算出した応力範囲は 2.6.1 項でナゲット端部の残留応力に大きな違いが見られたナゲット径方向応力ならびに、板界面の開口方向応力である板厚方向応力である。ナゲット径方向ならびに板厚方向の応力範囲分布を Fig. 2.86 に示す。この結果から、ナゲット端部の応力範囲は径方向においては  $TS= 980$  MPa のほうが高くなっていることがわかる。これは、残留応力の影響がわずかに表れたものと考えられる。一方で、板厚方向応力範囲は  $TS= 590$  MPa のほうが高くなっていることがわかる。

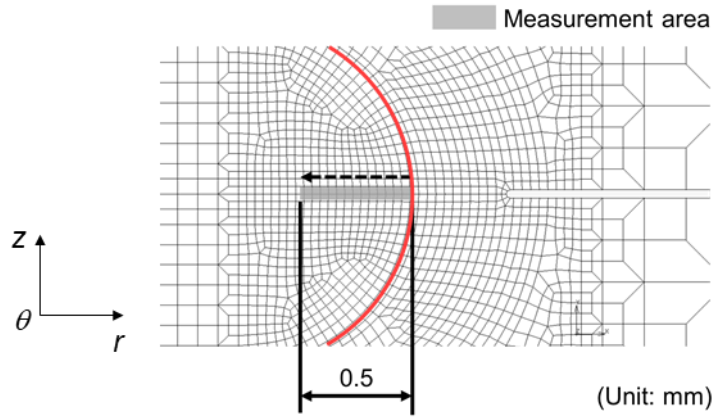
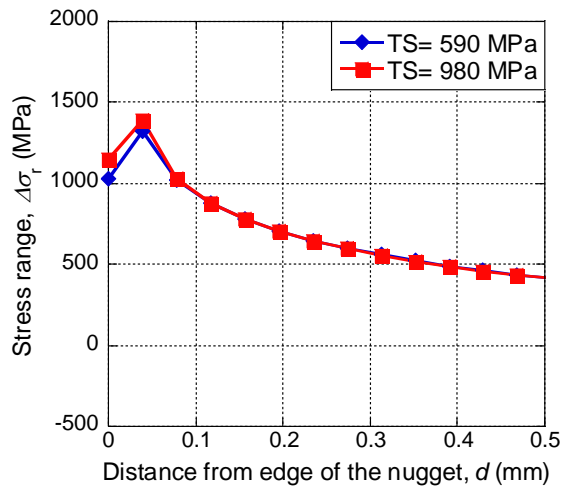
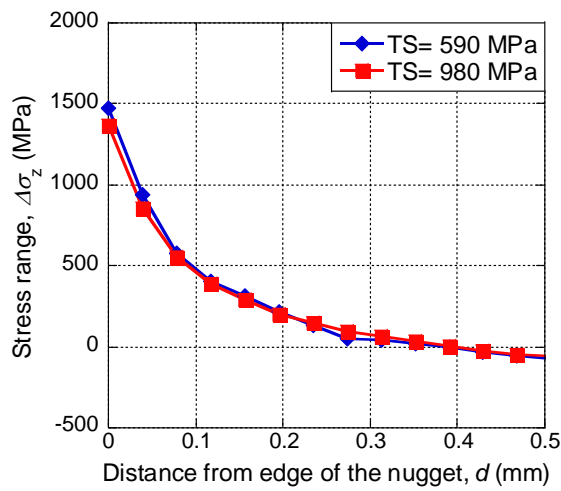


Fig. 2.85 Evaluation points of stress range distribution.



(a)  $\Delta\sigma_r$



(b)  $\Delta\sigma_z$

Fig. 2.86 Comparison of stress range distribution between  $TS= 590$  MPa and  $TS= 980$  MPa.

### 2.9.3 垂直応力範囲を用いた疲労き裂進展方向の予測

本項では、前項で計算された応力範囲をもとに、き裂進展方向について垂直応力範囲に基づく危険面の考え方から考察を行う<sup>24, 69)</sup>。危険面とは疲労損傷が最大となる面のことであり、その疲労損傷パラメータとして垂直応力範囲 $\Delta\sigma_\psi$ <sup>24)</sup>を用いることとした。垂直応力範囲 $\Delta\sigma_\psi$ は抵抗スポット溶接継手における疲労き裂の進展方向予測により予測結果を得ることが示されている。垂直応力とは Fig. 2.87 に示すナゲット端部の節点において x 軸（上下鋼板の合わせ面）から反時計回りに角度 $\psi$ だけ傾いた面に垂直に作用する応力であり、ナゲット径方向応力( $\sigma_x$ )および板厚方向応力( $\sigma_y$ )、せん断応力 ( $\tau_{xy}$ ) を用いて、

$$\sigma_\psi = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \frac{\sigma_y - \sigma_x}{2} \cos 2\psi + \tau_{xy} \sin 2\psi \quad (2.10)$$

と表せる。そして、垂直応力範囲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。そこで継手強度解析により最大荷重負荷時ならびに最小荷重負荷時の応力を計算することで各方向の応力範囲を求め、得られた応力範囲を用いて垂直応力範囲を計算した。ここで垂直応力範囲が最大となる角度の面が危険面である。

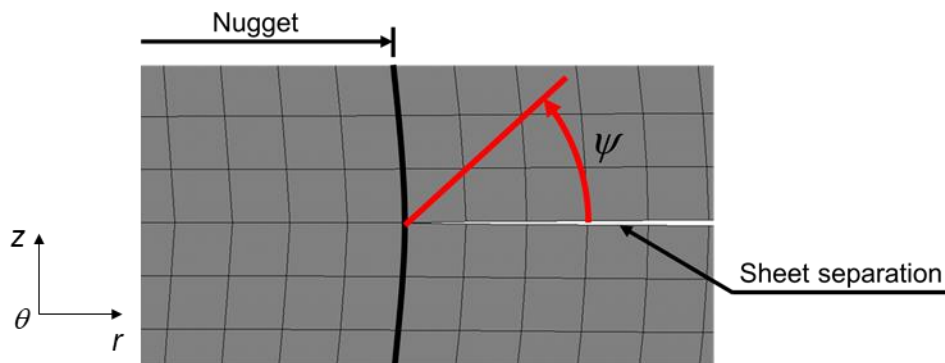


Fig. 2.87 Schematic illustration of surface for calculate normal stress.

垂直応力範囲について  $TS=590\text{ MPa}$  と  $TS=980\text{ MPa}$  を比較した結果が Fig. 2.88 である。Fig. 2.88 から  $TS=590\text{ MPa}$  では垂直応力が約  $180^\circ$  方向で最大となる。つまりき裂進展方向は界面方向であるという予測が得られ、実験結果と一致する。一方で  $TS=980\text{ MPa}$  においても約  $180^\circ$  方向で垂直応力範囲は最大となっておりき裂進展方向の予測結果は実験結果と一致しないことがわかった。以上の結果から、残留応力は

わずかに疲労き裂の進展方向を変化させる効果を有するもののその影響はほとんどないことが示唆された。

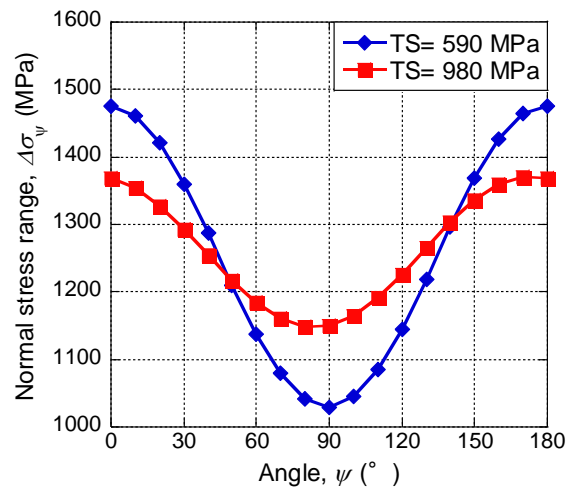


Fig. 2.88 Comparison of normal stress range ( $\Delta\sigma_\psi$ ) between  $TS= 590$  MPa and  $TS= 980$  MPa.

## 2.10 結言

テンパー通電を実施工へ適用するための課題の一つとして、その疲労強度向上メカニズムがいまだ明らかにされたとは言い難いことが挙げられる。つまり、テンパー通電による残留応力の変化、そして硬さと残留応力が疲労強度に及ぼす影響が明らかにされていないということである。そこで本章ではまずテンパー通電による硬さと残留応力、すなわち溶接部特性の変化について明らかにし、さらに鋼板強度をも変更することで残留応力と硬さを制御し、溶接部特性が疲労強度特性に及ぼす影響を明らかにした。はじめにテンパー通電による溶接部特性の変化と疲労寿命の関係を示した。その結果、

- (1) テンパー通電により継手内部は大きく軟化し、ナゲット中心部が最も軟化した条件で疲労寿命が向上する、

ことが明らかとなり従来研究と同様の結果が得られた。次に、テンパー通電を施した継手の温度と硬さの関係を抵抗スポット溶接シミュレーションに入力することで、テンパー通電による残留応力変化を計算可能な数値シミュレーション手法を構築した。その結果、

(2) テンパー通電により引張残留応力が増大する,

(3) 引張残留応力の増大は焼戻しマルテンサイトの体積分率と対応する,

ことが明らかとなった. 焼戻しマルテンサイト量に引張残留応力が比例する原因としては, 温度上昇による熱膨張と焼戻しによる軟化により圧縮塑性ひずみが負荷されるためであると考えられる.

次にテンパー通電法による硬さと残留応力の変化が疲労強度特性に及ぼす影響を明らかにすることを目的として, 焼戻し状態と鋼板強度の変更, 荷重負荷方向の変更を行った. その結果,

(4) テンパー通電を施した継手の疲労寿命は鋼板強度, 荷重負荷方向にかかわらず上昇し, 特に  $TS=980\text{ MPa}$  の最適焼戻し条件ははく離負荷モードにおいて  $TS=590\text{ MPa}$  より疲労寿命が大きく上昇した,

(5) ナゲット端部の軟化度合いによって, せん断負荷モードの疲労寿命は概ね整理できたものの, はく離負荷モードの疲労寿命は整理できなかった,

ことが明らかとなった. この結果から, せん断負荷モードの疲労寿命には硬さが, はく離負荷モードの疲労寿命には残留応力が影響を及ぼしているものと予想した. そこでそれぞれの荷重負荷モードについて, 疲労き裂の発生・進展寿命の把握, 疲労き裂の起点における応力状態の変化を取得した. まずせん断負荷モードについては,

(6) *as weld* と最適焼戻し条件を比較すると, 疲労き裂の発生寿命は最適焼戻し条件で増大した,

(7) 疲労き裂は焼戻し状態にかかわらずナゲット端部で板厚方向に進展した,

(8) 疲労試験時の継手内部の応力は, 最適焼戻し条件で小さい値を示した,

(9) 疲労試験時にシートセパレーション先端部に顕著な開口は見られなかったことから焼戻し条件による応力の差は疲労き裂起点の形状ではなく硬さに起因するものであることが示唆された,

ことが明らかとなり, 硬さの低下が疲労強度を向上させることを明らかにすることができた. 次にはく離負荷モードでは,

(10)  $TS=590\text{ MPa}$  より  $TS=980\text{ MPa}$  において疲労き裂の発生寿命が増大した,

(11) 破断形態は,  $TS=590\text{ MPa}$  では界面破断,  $TS=980\text{ MPa}$  では部分プラグ破断であった,

(12) 疲労き裂の進展方向は,  $TS=980\text{ MPa}$  ではナゲット端部近傍でき裂が板厚方

向に進展した,

(13) ナゲット端部近傍の垂直応力が最大値を示す角度は,  $TS=590\text{ MPa}$  で  $180^\circ$  ,  
 $TS=980\text{ MPa}$  でも  $180^\circ$  方向であったが, 値は  $TS=980\text{ MPa}$  で小さな値となった,  
ことが明らかとなった. この結果から,  $TS=980\text{ MPa}$  で垂直応力が小さな値となっ  
た原因としてテンパー通電後の残留応力が影響を及ぼしていると考えられる. しかし  
その一方で, 垂直応力から予測される疲労き裂の進展方向は実験結果と一致しない.  
このことから, 残留応力がナゲット端部の応力, ひいては疲労き裂起点の応力状態に  
及ぼす影響は小さく, これがテンパー通電による硬さ変化が疲労強度に有意にはたら  
いた原因であると考えられる. 以上の検討によりテンパー通電による硬さと残留応力  
の変化が疲労き裂の起点における応力状態に及ぼす影響, ひいては疲労強度に及ぼす  
影響について詳細に把握することができた. 一方でテンパー通電によって生じる硬さ  
の低下と引張残留応力の増大のうち, 疲労強度向上においてどちらが支配的となっ  
ているかについては明らかではなく, 疲労強度向上に最適なテンパー通電条件予測手法  
を提案するための指標となる溶接部特性を決定することができたとは言い難い. そこ  
で次章では, 硬さの低下と引張残留応力の増大が疲労強度向上に及ぼす影響を明らか  
にする.

## 第3章 テンパー通電による疲労強度向上の主因子の明確化

### 3.1 緒言

テンパー通電の施工条件予測手法を提案するために、施工条件と溶接部特性、そして疲労強度特性のすべての関係を定式化することは困難であるため、疲労強度向上の主因子となる溶接部特性を一つ取り上げ、それに対して施工条件との関係を定式化することとする。2章では、テンパー通電による溶接部特性の変化が疲労強度特性に及ぼす影響について検討し、硬さと残留応力による疲労強度が変化する原因を示したものの、疲労強度向上の主因子を明らかにできたとは言い難い。

テンパー通電によって疲労強度が最大となる最適軟化条件では継手内部が大きく軟化し、それに伴って引張残留応力が増大する。疲労き裂の起点となるナゲット端部近傍ではこれらの変化は小さいもののその傾向は同じであり、この軟化と引張残留応力の増大のうち疲労強度向上の主因子を明らかにすることができれば、テンパー通電の施工条件を種々変更してその因子を計測することで、施工条件と溶接部特性の関係を定式化することができる。

硬さと残留応力の疲労強度に及ぼす影響の大小を明らかにするためには、それぞれを独立して制御する手法が必要となる。残留応力のみを独立して制御するための手法としてプレス加工法が提案されており<sup>40)</sup>、継手内部に圧縮残留応力を付与することで疲労強度を向上可能である。この手法によってプレス加工の有無で残留応力のみを制御することが可能であることが期待される。さらに、プレス加工法により継手内部の残留応力が変化する原因は、パンチと接触している継手表面に塑性ひずみが導入されるためであると考えられる。このとき継手表面は加工硬化により硬さも変化しているものと予想され、仮にプレス荷重を増大し継手内部まで塑性変形させた場合には、継手内部の硬さ制御が可能であると考えられる。

そこで本章では、テンパー通電による疲労強度向上の主因子を明らかにするために、プレス加工により残留応力と硬さを独立して制御し疲労寿命を取得した。まず、残留応力のみを制御するため、継手内部の硬さが変化しないようなプレス荷重を決定した。次にテンパー通電のみを施した継手とテンパー通電後にプレス加工を施し残留応力を制御した継手のそれぞれで疲労寿命を取得することで圧縮残留応力が疲労強

度に及ぼす影響を把握した。最後に硬さが変化するような荷重でプレス加工を実施した継手についても疲労寿命を取得し、加工硬化による硬さの増大が疲労強度に及ぼす影響を把握した。以上の検討から、テンパー通電による軟化と引張残留応力の増大のうち、疲労強度向上の主因子となるものを明らかにした。

### 3.2 プレス加工による残留応力の制御

焼戻し状態ではテンパー通電の施工により引張残留応力が増大することが示された。引張残留応力は一般的に疲労強度を低下することが知られており、テンパー通電による疲労強度向上は硬さの低下によるものと推察される。そこで本節ではテンパー通電を施した継手の疲労強度に及ぼす引張残留応力の影響ならび硬さ低下の影響についてそれぞれ明らかにするために、青山らによって検討された塑性加工法を用いることとした。青山らが as weld の継手に対してプレス加工を施し圧縮残留応力が疲労強度を向上させることを示した一方で、本検討ではテンパー通電により軟化しかつ引張残留応力が発生している継手に対してプレス加工により圧縮残留応力を付与することでその影響を把握する。さらには加工硬化を生じるようにプレス荷重を変更することで硬さの変化が疲労強度に及ぼす影響についても明らかにする。

#### 3.2.1 プレス荷重と硬さ分布の関係

本検討におけるプレス加工には SHIMADZU 社製型式 UH-300kNA の 30 t 万能試験機を使用した。この 30 t 万能試験機にダイセットを装着して実験を行った。ダイセットには自作で製作したパンチホルダーを組み付けており、パンチホルダーに挿入したパンチで抵抗スポット溶接継手を加圧した。パンチの先端径はナゲット径と同じ  $\phi 4.4 \text{ mm}$  とした。30 t 万能試験機にダイセットを組み付けた際の写真を Fig. 3.1 に示す。





(a) Overview



(b) Detail



(c) Specimen attached to 30t universal testing machine

Fig. 3.1 30 t universal testing machine after the die set installation.

### 3.2.2 プレス荷重と疲労寿命の関係

まず残留応力のみを制御可能な荷重, つまり加工硬化を起こさないプレス荷重を明らかにした. なお圧縮残留応力はプレス荷重に応じて大きくなるものと予想し, 加工硬化を生じないプレス荷重の中でも最大の荷重を取得することとした.

ここでは,  $TS=980$  MPa の鋼板を用いて最適焼戻し条件の継手を作製したのち, 1.5 tf, 2.0 tf, 3.0 tf, 3.5 tf, 4.0 tf, 5.0 tf の荷重でプレスを行った. 以上 Press の 6 条件と as weld, 最適焼戻し条件の硬さ分布を取得し Fig. 3.2 に示す. 硬さ分布の取得範囲

は溶接部断面の 1/4 の範囲にとした。Fig. 3.2 から、最適焼戻し条件より 2.0 tf や 3.0 tf の方が軟化しているがこれはテンパー通電時の温度分布にばらつきが生じたためであると考えられる。一方で、3.5 tf 以上の荷重においてナゲットが全体的に硬化し、特にナゲット端部付近から HAZ にかけて顕著に硬化していることがわかった。これを詳細に確認するため、顕著に硬化しているナゲット端部（ナゲット中心より径方向に 2.25 mm，板厚方向に 0.15 mm）における硬さの平均値を比較した。

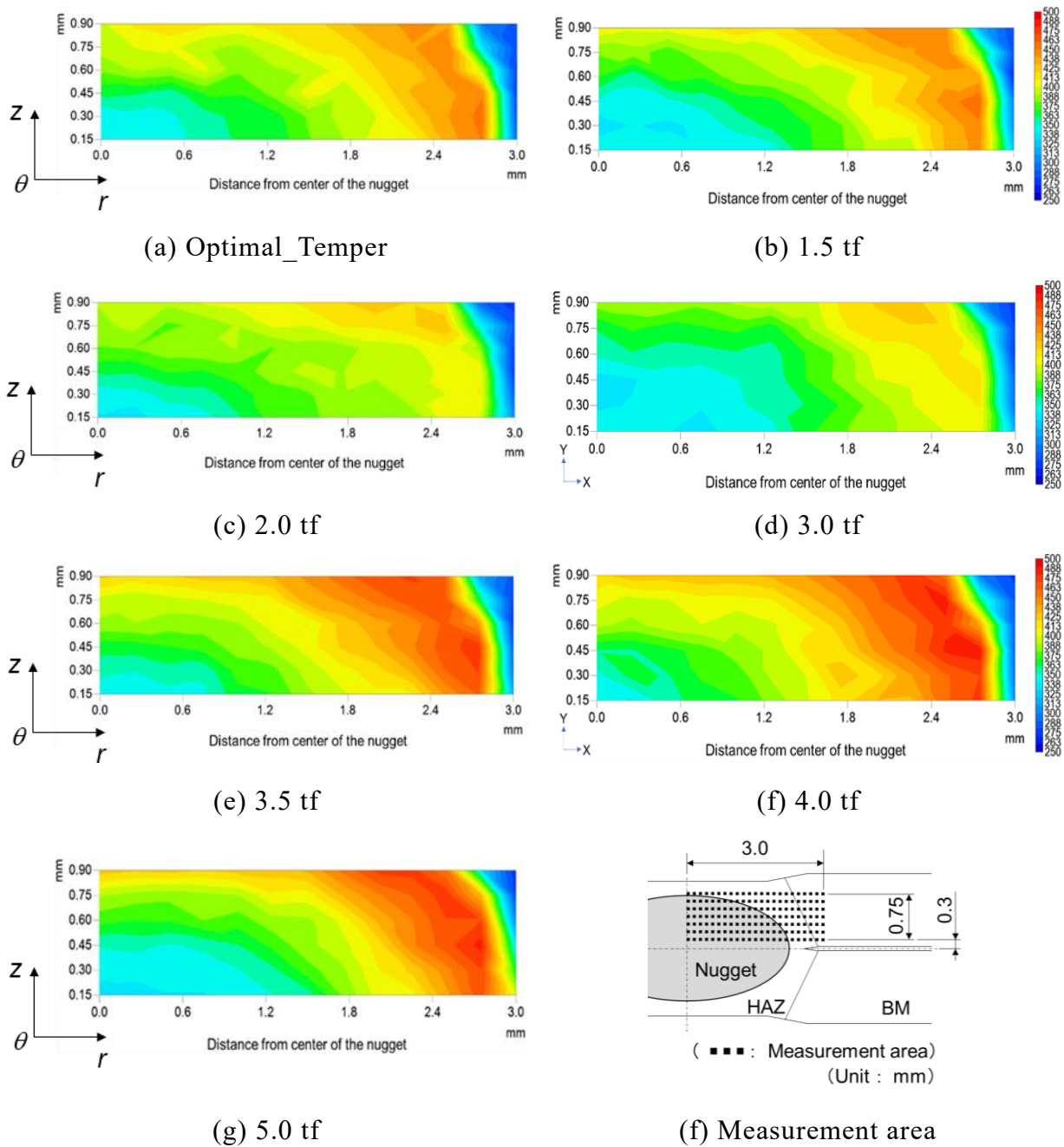


Fig. 3.2 Comparison of the map of Vickers hardness distribution between Temper and Press.

Fig. 3.3 にナゲット端部の硬さを示す. Fig. 3.3 から 3.0 tf までの荷重では硬さに変化は見られない. 一方で 3.5 tf 以上の荷重条件では 3.0 tf 以下の荷重条件と比較して硬さが顕著に上昇した. したがって, 3.5 tf 以上の荷重で加工硬化が発生しているものと判断し, 残留応力のみを制御可能な条件は 3.0 tf に決定した.

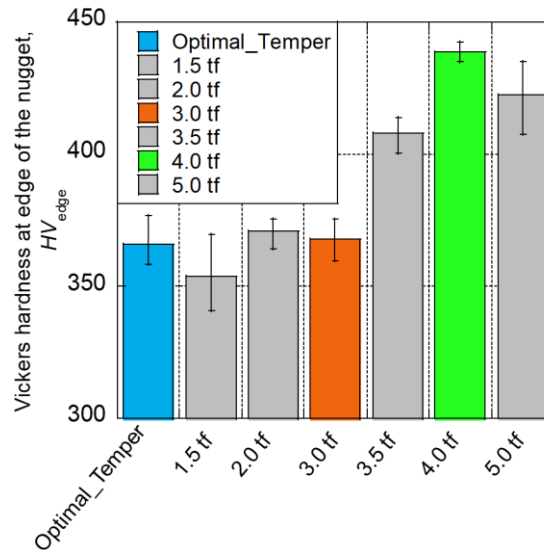


Fig. 3.3 Comparison of the mean of the Vickers hardness between As weld and Temper and Press.

疲労試験結果を Fig. 3.4 に示す。3.0 tf は最適焼戻し条件に対して  $\Delta L = 1.125$  kN 以上において、概ね疲労寿命に差は確認できない。しかし、 $\Delta L = 0.585$  kN に着目すると Fig. 3.5 に示すように疲労寿命が最大となっていることがわかった。これが残留応力の影響であると考え、次にプレス加工による残留応力の変化を明らかにする。

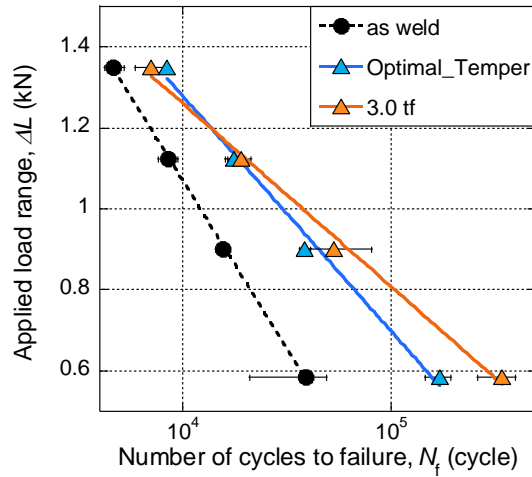


Fig. 3.4 Comparison of  $\Delta L$ - $N$  curve of peeling load mode among As weld, Optimal\_Temper and Press.

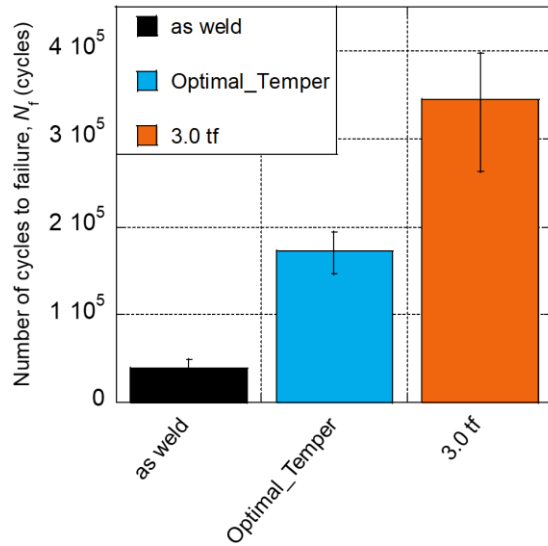


Fig. 3.5 Comparison of the fatigue life between As weld and Optimal\_Temper and Press (applied load range  $\Delta L= 0.585$  kN).

### 3.2.3 プレス加工後の残留応力が疲労強度に及ぼす影響

プレス加工により付加される残留応力を明らかにするために、まずテンパー通電により生じる残留応力を算出したのち、その残留応力を引き継いで構造解析を実施しプレス加工による残留応力の変化を明らかにする。

#### (a) 数値解析による残留応力の算出

解析ソフトは、Marc（汎用有限要素解析ソフト）を使用した。試験片の解析モデル

を Fig. 3.6 に示す. モデルは対称性を考慮して 1/2 モデルとし, 最小メッシュ寸法を  $50 \mu\text{m} \times 50 \mu\text{m} \times 23 \mu\text{m}$  とした. 境界条件は鋼板の両側面と下側のパンチ底面を固定, 上側のパンチの上面にプレス荷重を負荷した. また, 残留応力分布は, Fig. 3.7 に示すようにナゲット中心からシートセパレーション間で取得した. なお, 物性値は Fig. 3.8 に示すように本研究における最適焼戻し条件の実験結果に合わせた.

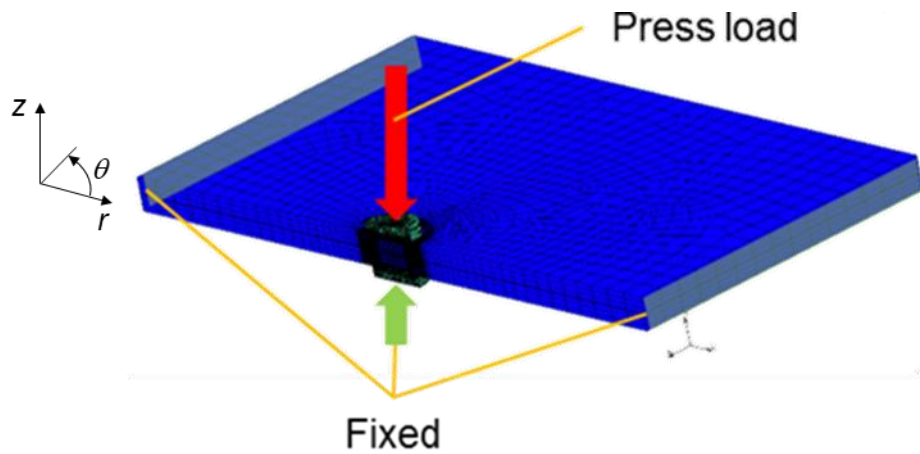


Fig. 3.6 Analysis model and boundary condition.

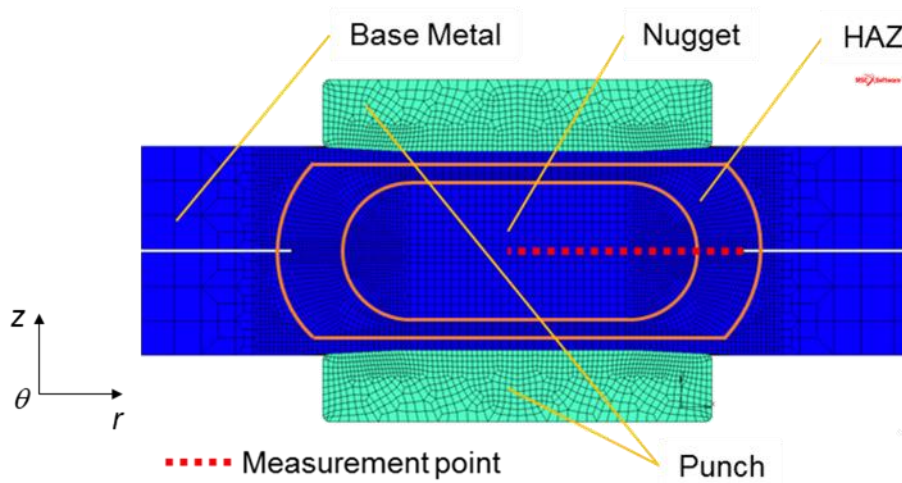


Fig. 3.7 Magnified view around spot welded joint.

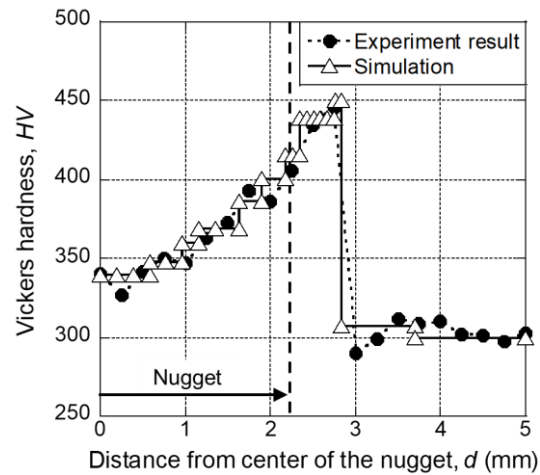
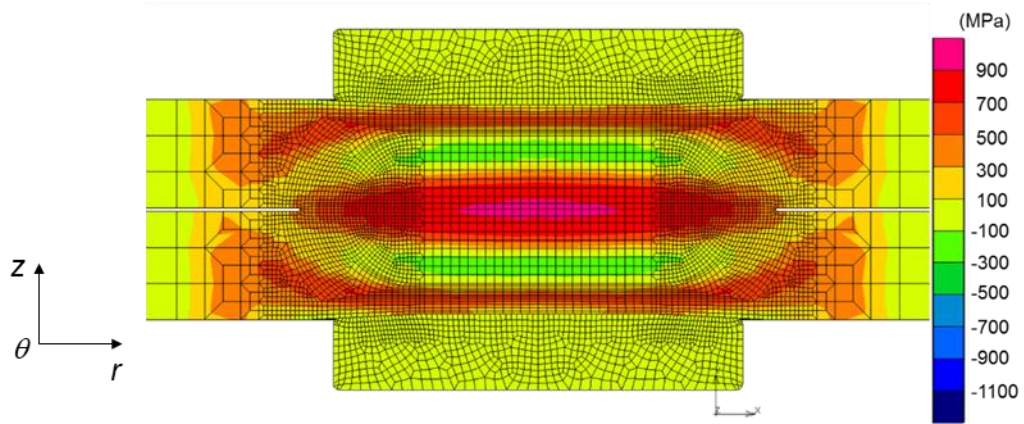


Fig. 3.8 Vickers hardness distribution of the analysis.

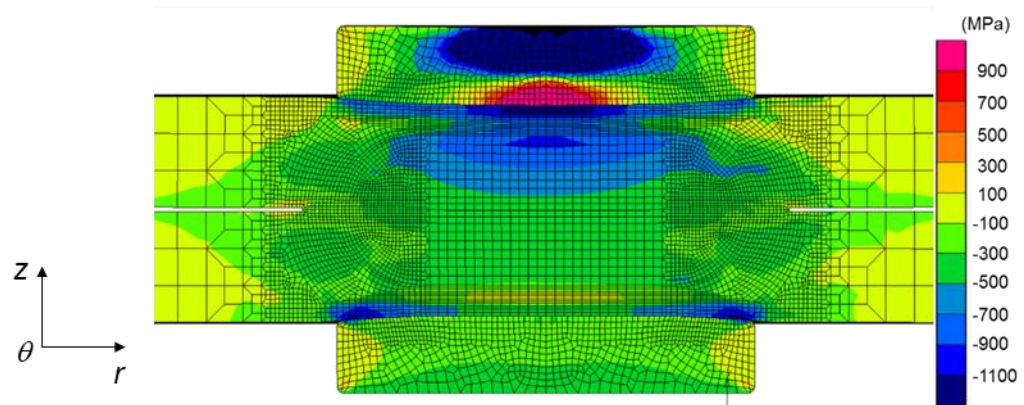
(b) 残留応力が疲労強度に及ぼす影響に関する考察

解析結果について、ナゲット径方向の残留応力分布のコンターとグラフをそれぞれ Fig. 3.9 と Fig. 3.10 に示す。これらのグラフからプレス荷重に応じて引張残留応力が低下し、3.0 tf では圧縮残留応力が生じていることがわかる。このことから疲労強度の向上には圧縮残留応力が影響を及ぼしたと言える。そしてプレス荷重により付与された圧縮残留応力は鋼板強度の変更により得られる残留応力の変化よりも大きいため疲労寿命も顕著に変化したものと推察される。

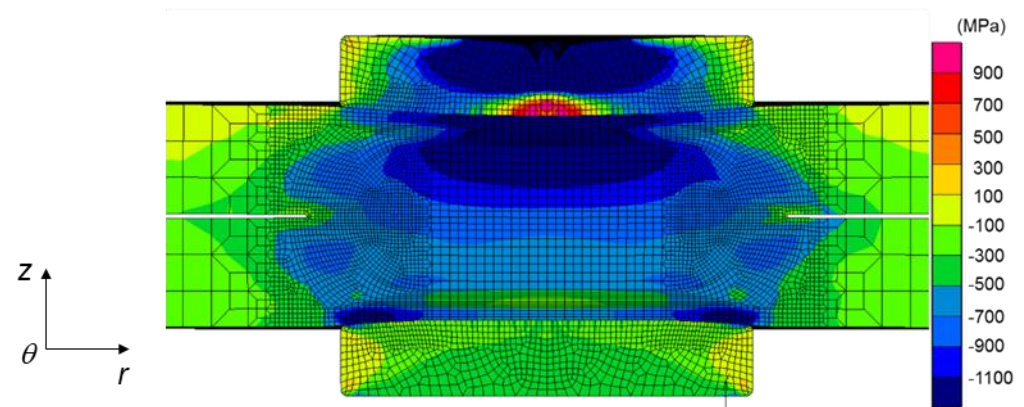




(a) Optimal\_Temper



(b) 2.5 tf



(c) 3.0 tf

Fig. 3.9 Contour of residual stress ( $\sigma_r$ ) distribution after press working.



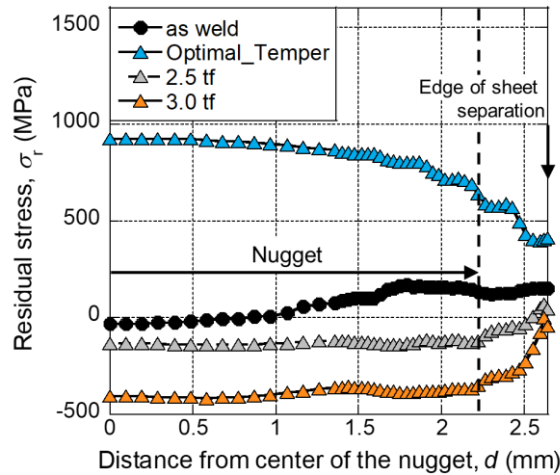


Fig. 3.10 Comparison of residual stress ( $\sigma_r$ ) distribution between As weld and Temper and Press.

### 3.3 プレス加工による硬さと残留応力の制御

さらに前節の硬さ試験結果において加工硬化を生じた 4.0 tf の継手についても疲労寿命を取得することで、硬さが疲労寿命に及ぼす影響について検討した。Fig. 3.11 に加工硬化を生じた 4.0 tf の継手の疲労試験結果を示す。さらに  $\Delta L = 0.585$  kN における疲労寿命を比較して Fig. 3.12 に示す。Fig. 3.11 および Fig. 3.12 から 4.0 tf の疲労寿命が 3.0 tf より低下していることがわかる。前節ではプレス加工により生じる圧縮残留応力の大きさはプレス荷重に概ね比例することが示唆された。つまり 4.0 tf では 3.0 tf と同じかそれ以上の圧縮残留応力が生じていると予想される。一方で疲労寿命が低下したということは 4.0 tf では圧縮残留応力の増大による疲労強度向上効果よりも加工硬化による疲労強度の低減効果が顕著に作用したため 3.0 tf と比較して疲労寿命が低下したものと予想される。

以上の結果から、テンパー通電による疲労強度向上の主因子は軟化であることが示唆された。そこで、疲労強度を向上可能なテンパー通電の施工条件予測式を提案するための指標として硬さ分布に着目することとする。

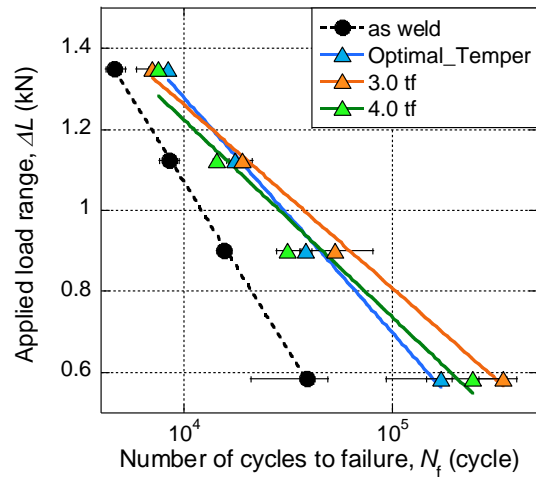


Fig. 3.11 Comparison of  $\Delta L$ - $N$  curve of peeling load mode among As weld, Optimal\_Temper and Press.

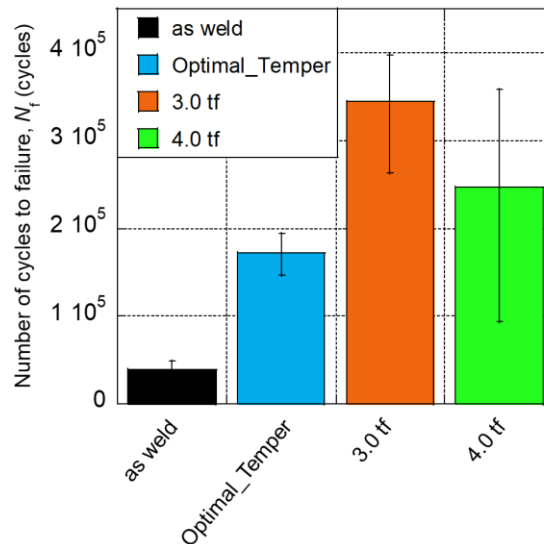


Fig. 3.12 Comparison of the fatigue life between As weld and Temper and Press (applied load range  $\Delta L= 0.585$  kN).

### 3.4 結言

テンパー通電により硬さと残留応力が大きく変化するものの、これらのうち疲労強度向上の主因子は未だ明らかにされておらず、疲労強度向上に最適なテンパー通電の施工条件を提案するための指標を決定することはできていない。そこで残留応力と硬さを独立して制御することのできるプレス加工を用いることで、テンパー通電による疲労強度向上の主因子を明らかにした。その結果、

- (14) プレス荷重が 3.0 tf までは加工硬化を生じず, 残留応力のみを制御可能であることが示唆された,
- (15) プレス荷重が 3.0 tf の条件で疲労寿命が向上し, さらに数値解析結果から圧縮残留応力も付与されていたことから圧縮残留応力は疲労寿命の向上因子であることが明らかとなった,
- (16) プレス荷重が 4.0 tf の条件では加工硬化を生じ, 数値解析結果から圧縮残留応力は 3.0 tf と同等もしくはそれ以上の値となっていると予想された,
- (17) プレス荷重が 4.0 tf の疲労寿命は 3.0 tf の疲労寿命より低下したことから, 硬さの増大は疲労寿命の低下因子であり, その影響は圧縮残留応力による疲労強度向上効果より大きいことが示唆された,

ことが明らかとなった. 以上の結果から, テンパー通電を施した継手には, 硬さの低下が疲労強度を向上し, 引張残留応力の増大が疲労強度を低下させる作用を有することが明らかとなった. さらに硬さが疲労強度の支配因子であることを明らかにすることができた. そこで, 次章では硬さ分布を指標として疲労強度向上が可能なテンパー通電の施工条件予測手法を提案するための検討を行う.

## 第4章 電極の冷却効果が最適焼戻し条件に及ぼす影響

### 4.1 緒言

第3章ではテンパー通電の最適な施工条件の提案するにあたってその指標を見出すことを目的として、疲労強度向上の主因子となる溶接部特性について検討し、硬さがその指標となることを示した。本章では疲労強度が向上する硬さ分布である最適焼戻し条件を指標として疲労強度向上が可能なテンパー通電条件を明らかにする。

施工条件の予測手法提案のためには本来、テンパー通電の施工条件と疲労強度に加えて、温度、機械特性や残留応力、継手の応力・ひずみ状態、疲労き裂の発生・進展特性それぞれの関係を定式化することが必要であるが、この手法によって提案される予測式は非常に煩雑なものとなることが予想される。ここで、3章において疲労強度向上の支配因子が硬さであることを明らかにすることができたことから、硬さとテンパー通電の施工条件との関係式のみを定式化することで、目標とする予測式を提案できると考えた。

ただし、テンパー通電の施工条件と硬さの関係はすでに概ね明らかにされており、従来研究で提案されている  $Q$  値<sup>43)</sup> を 0.6~0.7 の値とすることで最適焼戻し状態を得ることが可能である。ここで  $Q$  値はテンパー通電の電流値の2乗にテンパー通電時間を乗じた値である。また最適焼戻し条件とは継手中心部が焼戻し温度まで上昇するような条件を意味しており、これには投入した熱量が継手の発熱に寄与することが重要である。しかし、抵抗スポット溶接法において材料は電極に挟まれており絶えず冷却されているため、投入熱量のすべてが発熱に寄与しないことが予想される。特にテンパー通電時間の延長は電極と鋼板が接触している時間の延長を意味し、テンパー通電時間に比例して電極の抜熱量は増大するものと考えられる。よって、テンパー通電の最適焼戻し条件を予測するためには、テンパー通電時間に応じた電極抜熱量の変化を明らかにしたうえで、入熱量と電極の抜熱量、そして継手の発熱量の関係を明らかにすることの2つが必要である。ここで、入熱量のうち継手の発熱に使用されない熱量がすべて電極に奪われると仮定すると、入熱量は継手の発熱量と電極の抜熱量の和で表されるため、テンパー通電時間と電極抜熱量の関係を明らかにすれば入熱量と抜熱量、そして発熱量の関係も同時に示すことが可能である。

そこで本章では、入熱量と電極の抜熱量、継手の発熱量の関係を明らかにするために、 $Q$  値を入熱量の代表値とすることとし、最適焼戻し状態が得られる  $Q$  値とテンパー通電時間の関係を明らかにする。

まず、 $Q$  値を一定値にした場合にテンパー通電時間を変更すると最適焼戻し状態を得ることができなくなることを示し、電極抜熱量がテンパー通電時間によって変化することを示唆する。なお、テンパー通電時間によっては同じ硬さ分布でも疲労寿命が異なることが懸念されるため、テンパー通電時間を変更した最適焼戻し条件で疲労寿命を取得することで、最適焼戻し条件において疲労寿命は概ね一定値となることを示す。最後にテンパー通電時間を変更して最適焼戻し条件となる  $Q$  値を取得することでテンパー通電時間と電極の抜熱量の関係の把握、ひいては入熱量と電極の抜熱量、そして継手の発熱量の関係を明らかにする。

## 4.2 最適焼戻し状態が得られる $Q$ 値とテンパー通電時間の関係

本節では最適焼戻し状態が得られる  $Q$  値とテンパー通電時間の関係を明らかにする。最適焼戻し状態が得られる  $Q$  値がテンパー通電時間に応じて変化すると考えられる原因は電極の冷却作用であり、これは鋼板から電極への熱伝達現象である。そして伝達される熱量は電極と鋼板が接触している時間、すなわちテンパー通電時間に比例すると予想される。そこで本節では入熱量を一定値として、テンパー通電時間とテンパー電流値の組合せを変更することで電極の抜熱量を変更する。

### 4.2.1 $Q$ 値を一定としテンパー通電時間を変更した場合の硬さ分布の変化

本節ではテンパー通電時間を  $T_t=20, 50$  cycles の 2 条件について、入熱量を表す  $Q$  値を一定値： $Q=1.04$  としてテンパー通電を実施した。テンパー電流値は  $T_t=20$  cycles で 5.1 kA,  $T_t=50$  cycles で 3.2 kA である。なお、 $Q=1.04$  は  $T_t=20$  cycles における最適焼戻し条件である。

これらの継手で硬さ分布を取得し、その結果を Fig. 4.1 に示す。Fig. 4.1 から  $T_t=20$  cycles は最適焼戻し条件であるのに対して、 $T_t=50$  cycles は焼戻し不十分な状態となっている。テンパー通電時間を延長した場合には、入熱量が同じである一方で電極の抜熱量が増大したために発熱量が低下したことが示唆された。

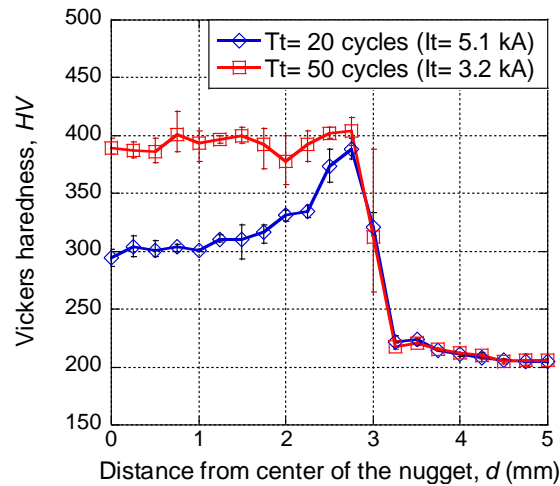


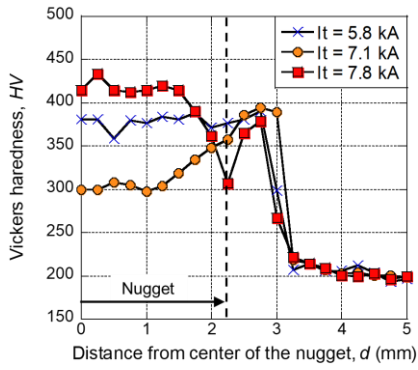
Fig. 4.1 Comparison of hardness distribution between  $T_t = 20$  cycles and 50 cycles.

#### 4.2.2 テンパー通電時間に応じた最適焼戻し条件の取得

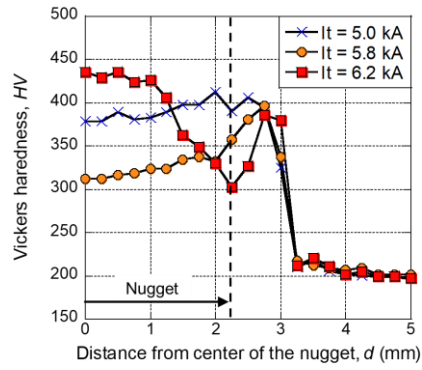
次に最適焼戻し条件を得るための入熱量と電極の抜熱量の関係を把握する。電極の抜熱量はテンパー通電時間に比例すると予想し、各テンパー通電時間においてテンパー電流値を 0.1 kA ごとに変更して硬さ分布を取得した。溶接およびテンパー通電条件を Table 4.1 に、得られた硬さ分布を Fig. 4.2 に示す。Fig. 4.2 から、すべてのテンパー通電時間で最適焼戻し条件を得ることができた。さらに最適焼戻し条件に着目してテンパー通電時間とテンパー電流値との関係を取得し Fig. 4.3 に示す。Fig. 4.3 から最適焼戻し条件を得るためのテンパー電流値はテンパー通電時間とともに低下させる必要があることがわかる。

Table 4.1 Welding and tempering condition.

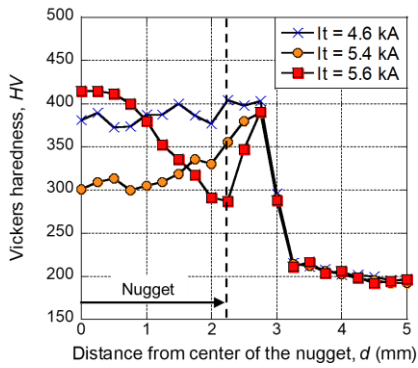
	Force, $F$ (kN)	Welding current, $I_0$ (kA)	Welding time, $T_0$ (cycles)	Tempering current, $I_t$ (kA)	Tempering time, $T_t$ (cycles)
$T_t = 5$ cycles	3	5.7	16	5.8 ~ 8.3	5
$T_t = 10$ cycles				5.0 ~ 7.0	10
$T_t = 15$ cycles				4.6 ~ 5.6	15
$T_t = 20$ cycles				4.5 ~ 5.6	20
$T_t = 30$ cycles				4.3 ~ 5.4	30
$T_t = 40$ cycles				4.5 ~ 5.3	40
$T_t = 50$ cycles				4.1 ~ 5.1	50



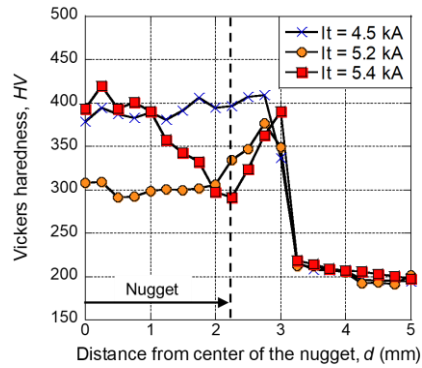
(a)  $T_t = 5$  cycles



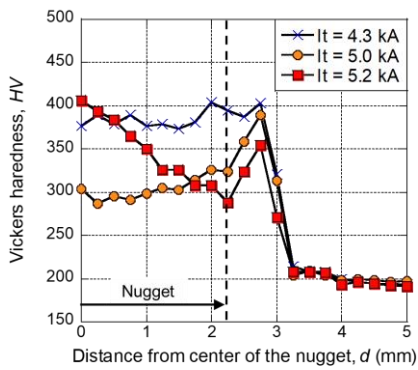
(b)  $T_t = 10$  cycles



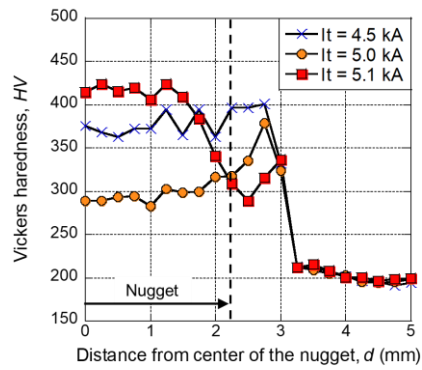
(c)  $T_t = 15$  cycles



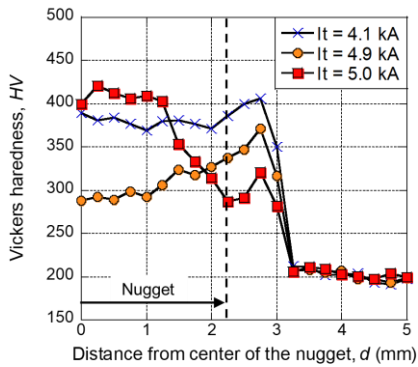
(d)  $T_t = 20$  cycles



(e)  $T_t = 30$  cycles



(f)  $T_t = 40$  cycles



(g)  $T_t = 50$  cycles

Fig. 4.2 Hardness distribution of each tempering time.

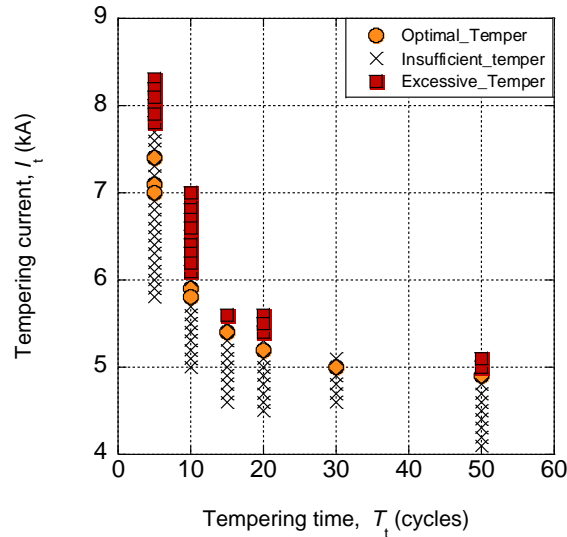


Fig. 4.3 Relationship between tempering current and tempering time.

ただしこのテーパー電流値の低下からは投入熱量に対する抜熱量の変化を読み取ることができない。そこで次にテーパー電流値とテーパー通電時間から  $Q$  値を算出し、 $Q$  値とテーパー通電時間の関係を Fig. 4.4 に示した。また最適焼戻し条件に絞って  $Q$  値とテーパー通電時間の関係を示したものが Fig. 4.5 である。

Fig. 4.5 から最適焼戻し条件を得るためにはテーパー通電時間に応じて  $Q$  値を増大させる必要があり、そしてその関係は線形関係となることが明らかとなった。この関係は、傾きを  $Q_1$ 、切片を  $Q_0$  とすると

$$Q = Q_1 \cdot T_t + Q_0 \quad (4.1)$$

と表せる。ここでテーパー通電時間に伴って電極の抜熱量が増大すると考えると、この線形関係の傾きは電極の冷却効果を表しているものと考えられる。さらに切片に着目するとテーパー通電時間が 0 cycles の場合においても  $Q$  値が正の値を持つことがわかる。テーパー通電時間が 0 cycles の場合を電極の抜熱量が 0 であると仮定すると、そのときの熱量はすべて温度上昇に使用されると考えられる。つまり切片は発熱量を表していると予想される。

以上の考察から、式(4.1)に示した関係は投入熱量が電極の抜熱量と発熱量の和であることを示していると考えられる。そこで次にこれらの仮説について検証を行う。



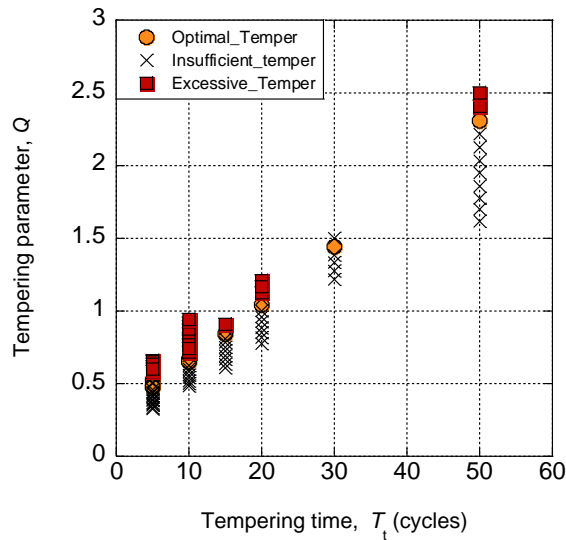


Fig. 4.4 Relationship between  $Q$  value and tempering time.

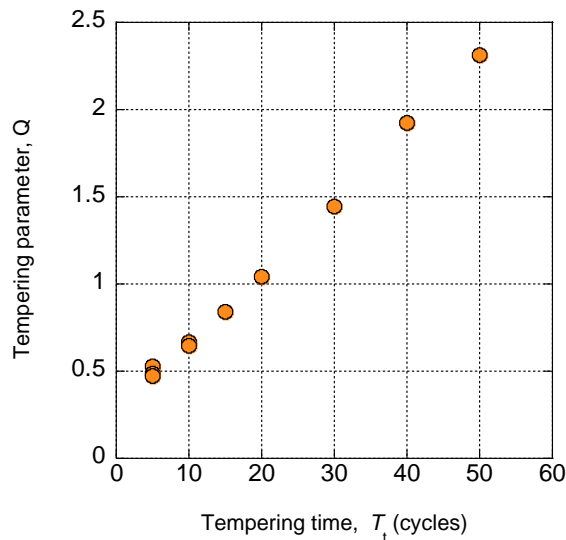


Fig. 4.5 Relationship between  $Q$  value of Optimal\_temper and tempering time.

#### 4.2.3 テンパー通電時間の違いが疲労強度に及ぼす影響

投入熱量に及ぼす抜熱量と発熱量の検証を行うに先立って、テンパー通電時間が疲労強度に及ぼす影響について明確にする。本研究では疲労強度向上に最適な条件を検討対象としており、これは最適焼戻し条件と一致することを2章に示した。しかし最適焼戻し条件であってもテンパー通電時間の変更に伴って疲労寿命も変化することが予想される。そこでテンパー通電時間の変更による疲労寿命の変化を把握することとした。

なおテンパー通電時間が疲労寿命を変化させる原因として残留応力の影響が挙げ

られる。テンパー通電時間の変更はテンパー通電中の温度を変化させ、その結果残留応力に影響を及ぼす。そのメカニズムを以下に示す。焼戻しマルテンサイトの発生量は加熱時間に比例するため、最適焼戻し状態を得る際にテンパー通電時間を延長することで加熱温度を低く抑えることができる。そしてテンパー通電により発生する引張残留応力は熱膨張量に依存するため、加熱温度を低くすることで引張残留応力を抑制できると予想される。つまりテンパー通電時間の延長は引張残留応力の低減による疲労強度向上効果を有すると考えられる。

本検討では実験にてテンパー通電時間  $T_t = 20$  cycles と  $50$  cycles の最適焼戻し条件にて疲労寿命を取得した。ナゲット径は  $4\sqrt{t}$  を狙い値として溶接電流値を  $5.7$  kA、通電時間を  $16$  cycles とした。なお最適焼戻し状態が得られるテンパー電流値は  $T_t = 20$  cycles では  $5.2$  kA、 $T_t = 50$  cycles では  $4.9$  kA であった。

#### (a) テンパー通電時間を変更した場合の硬さ・残留応力分布

まず継手断面 4 分の 1 領域の硬さ分布を Fig. 4.6 に示す。Fig. 4.6 から  $T_t = 20$  cycles と  $50$  cycles のどちらもナゲット中心部が最も軟化した最適焼戻し条件となっていることがわかる。次に Fig. 4.7 に継手のナゲット中心部から  $5$  mm 範囲の硬さ分布を示す。Fig. 4.7 からテンパー通電時間を延長した場合にも同一の硬さ分布を得ることができた。

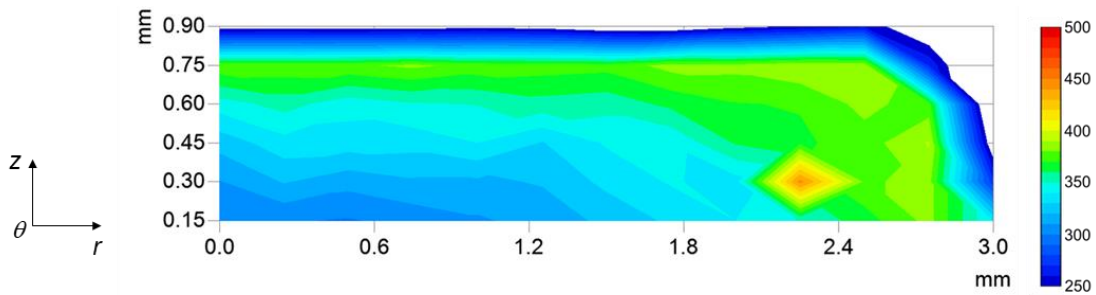
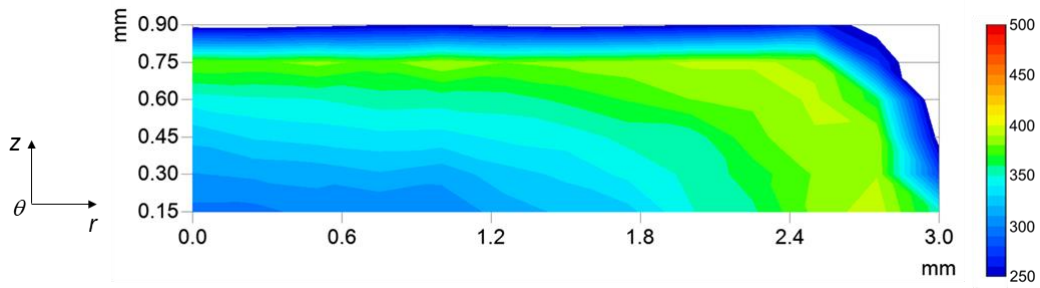
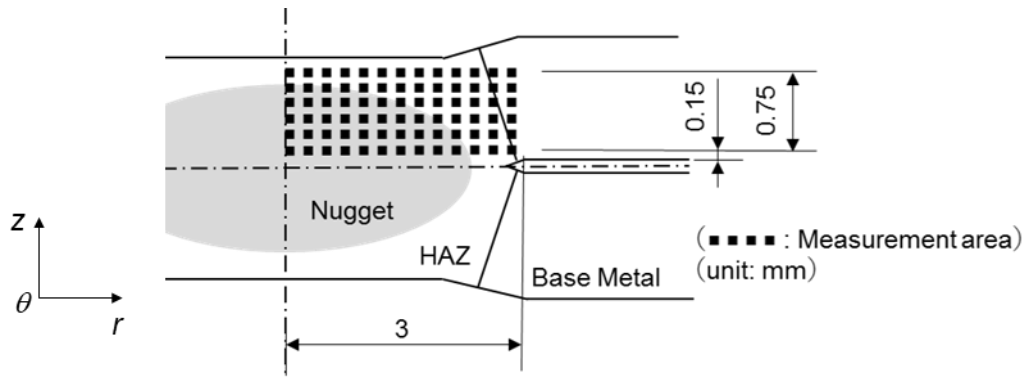


Fig. 4.6 Comparison of hardness distribution between  $T_t = 20$  cycles and 50 cycles.

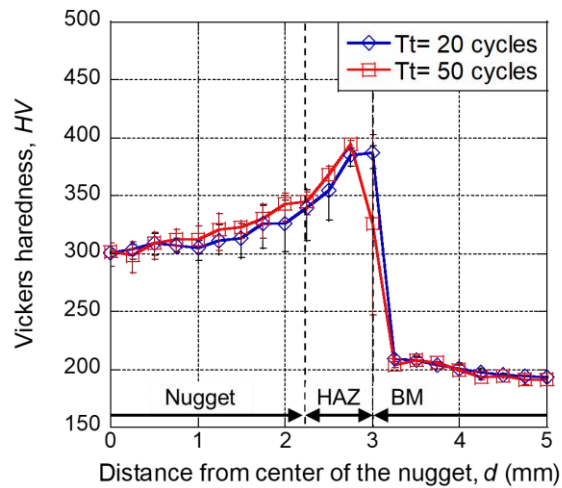
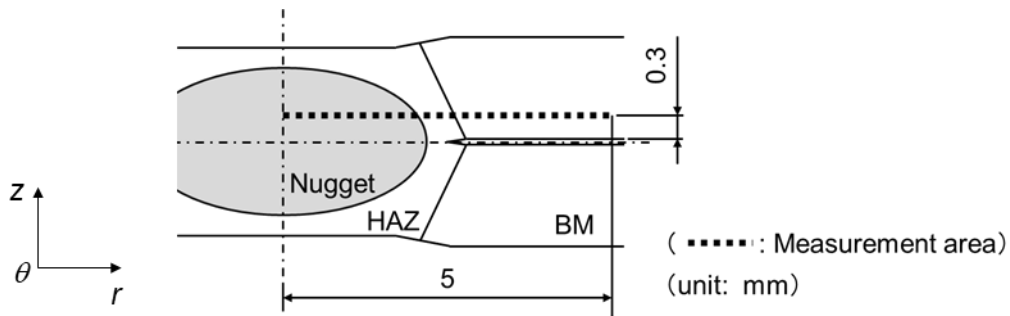


Fig. 4.7 Comparison of hardness distribution between  $T_t = 20$  cycles and 50 cycles.

次にテンパー通電により生じる残留応力分布をテンパー通電シミュレーションにより明らかにする。  $T_t = 20$  cycles と 50 cycles の残留応力分布について Fig. 4.8, Fig. 4.9 にそれぞれ示す。 なお  $T_t = 20$  cycles と 50 cycles のどちらもテンパー電流値を調整することで、数値解析上においても硬さ分布が最適焼戻し状態となるようにしている。

Fig. 4.8, Fig. 4.9 から、テンパー通電時間によってナゲット径方向と周方向の残留応力分布が大きく異なっていることが見て取れる。 さらに詳細に残留応力を比較するために Fig. 4.10 にナゲット中心部から 5 mm 範囲のナゲット径方向残留応力分布を示す。 Fig. 4.10 からナゲット内部において  $T_t = 20$  cycles で  $T_t = 50$  cycles より大きな引張残留応力が生じており、疲労寿命にも違いが生じると考えられる。

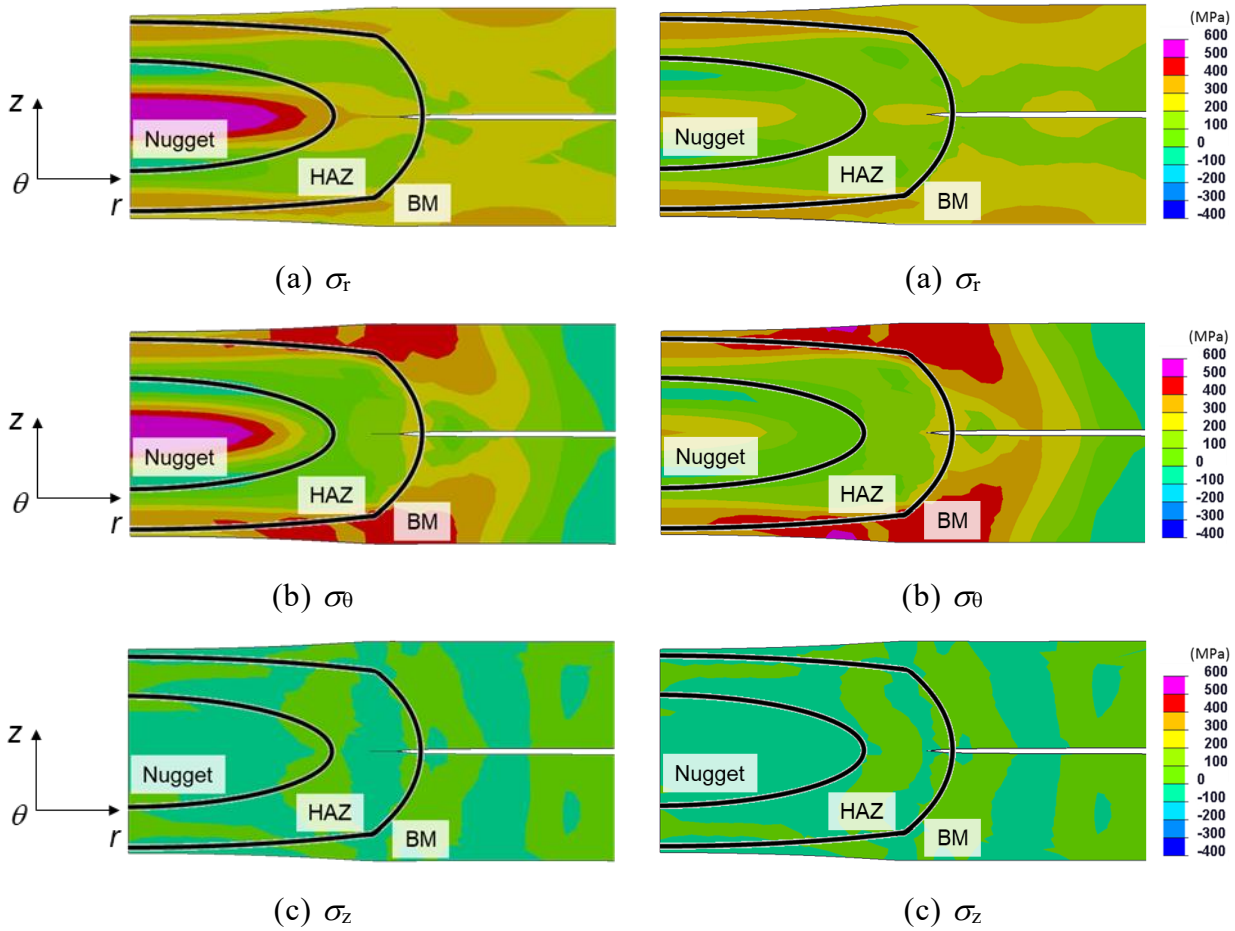


Fig. 4.8 Residual stress of  $T_t = 20$  cycles.

Fig. 4.9 Residual stress of  $T_t = 50$  cycles.

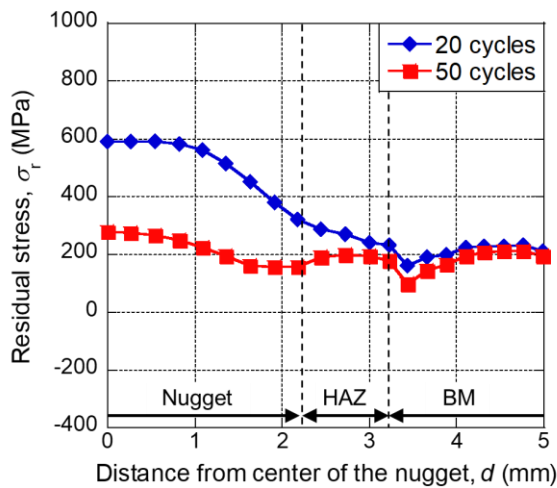


Fig. 4.10 Comparison of residual stress distribution ( $\sigma_r$ ) between  $T_t = 20$  cycles and 50 cycles.

## (b) 疲労寿命の取得

はく離負荷モードで疲労寿命を取得した結果を Fig. 4.11 に示す. 疲労寿命は低サイクル領域, 高サイクル領域ともにほとんど変化していない. この原因としては第 3 章で示したように疲労寿命に残留応力の影響が比較的小さいこと, そして Fig. 4.10 からもわかるように HAZ と母材との境界付近, すなわちシートセパレーション先端近傍の残留応力に差がほとんど見られないことも挙げられる. この検討から, テンパー通電時間の変更は疲労寿命にほとんど影響を及ぼさず, 最適焼戻し条件はすべてのテンパー通電時間において疲労強度向上に最適な条件であると言える.

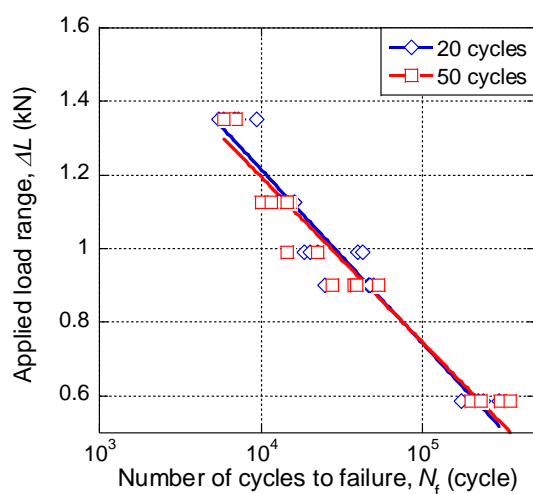


Fig. 4.11 Comparison of  $\Delta L-N$  curve between  $T_t = 20$  cycles and 50 cycles (under peeling load).

## 4.3 電極の冷却効果が $Q$ 値とテンパー通電時間の関係に及ぼす影響

最適焼戻し状態が得られる  $Q$  値とテンパー通電時間の関係 (以下,  $Q-T_t$  関係) の傾きが電極の冷却効果を意味することを示すためにテンパー通電中のみ電極の熱伝導率を変更する. 電極の熱伝導率を高くした場合, 鋼板から電極に奪われた熱は早急に冷却水へと伝わるため電極温度の低下を引き起こす. その結果, 電極と鋼板の温度差が拡大し鋼板から電極への熱伝達を促進するものと予想される.

本節ではこの電極熱伝導率の変更による  $Q-T_t$  関係の傾きの変化を確認することで  $Q-T_t$  関係の傾きが電極の冷却効果であることを示す. そしてテンパー通電中のみ電極の熱伝導率を変更するために数値シミュレーションを用いた.

#### 4.3.1 テンパー通電シミュレーション条件

テンパー通電シミュレーションにて使用した電極熱伝導率の値を Fig. 4.12 に示す。電極熱伝導率は、実際の銅材料の 3 倍の値とすることで、電極温度の低下、ひいては電極-鋼板間の熱伝達量の増大を狙った。また、溶接条件は実験と一致させ、テンパー電流値を変更することで各テンパー通電時間における最適焼戻し条件を取得した。最適焼戻し状態の判断には数値解析結果から算出した硬さ分布を使用した。硬さ分布の算出方法は 2.4.2 項 (b) に示したとおりである。そして最適焼戻し条件の定義は実験と同様に、ナゲット中心部から 1.00 mm までの範囲の平均硬さが 315 以下となる条件と定義した。

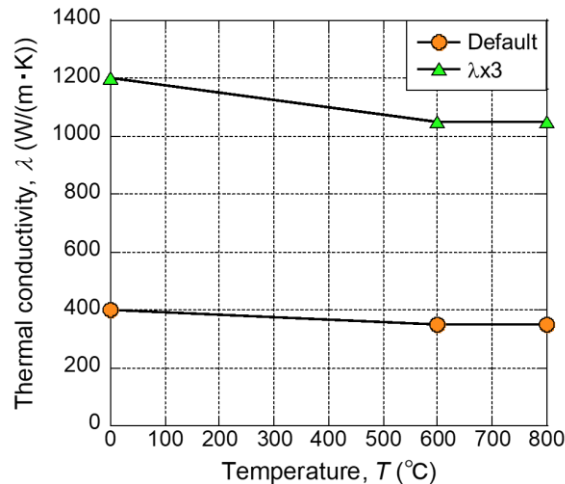


Fig. 4.12 Thermal conductivity of electrode (simulation).

#### 4.3.2 電極の熱伝導率の変更による最適焼戻し条件の変化

まずテンパー通電シミュレーションで計算された最適焼戻し条件の硬さ分布を Fig. 4.13 に示す。Fig. 4.13 から電極の熱伝導率を変更した条件と元の条件で最適焼戻し条件を取得することができた。さらに電極と継手の表面温度の差を取得した結果を Fig. 4.14 に示す。Fig. 4.14 から電極と継手の表面温度の差は、電極熱伝導率を増大した条件で大きくなることがわかる。このことから電極熱伝導率の増大によって電極の冷却効果の増大が期待できる。そこで次に電極熱伝導率の変更前後で  $Q$ - $T_f$  関係を比較した。その結果を Fig. 4.15 に示す。Fig. 4.15 から電極熱伝導率を増大した条件では切片はほとんど変化していない一方で、傾きが大きく変化している。このことから、傾き

は電極の冷却効果を意味していると言える。

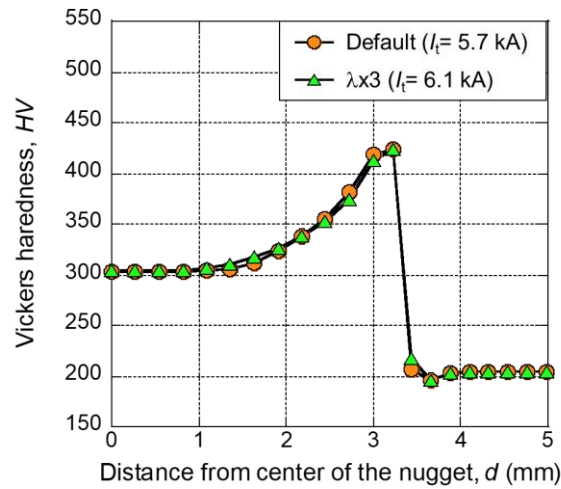


Fig. 4.13 Comparison of hardness distribution between Default and  $\lambda x3$  ( $T_t = 20$  cycles) (simulation).

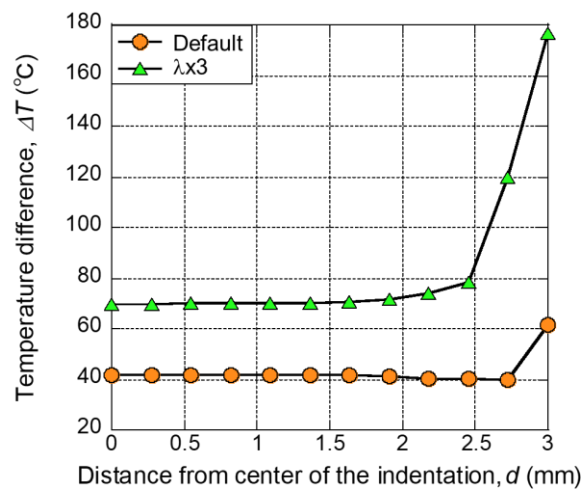


Fig. 4.14 Temperature difference between electrode and sheet surface (simulation).



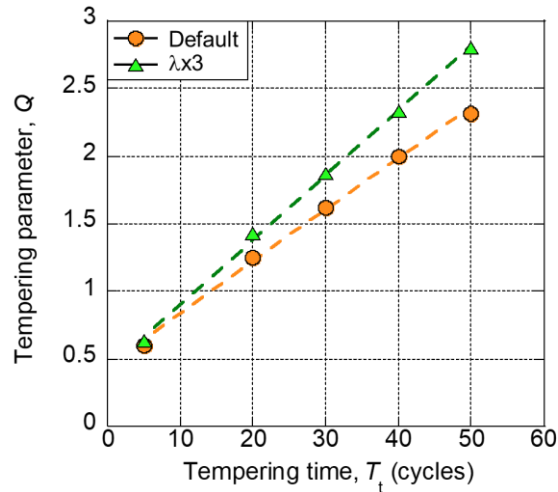


Fig. 4.15 Comparison of  $Q$ - $T_t$  relationship between with and without changing thermal conductivity of electrode (simulation).

#### 4.4 最適焼戻し状態を得るための発熱量が $Q$ 値とテンパー通電時間の関係に及ぼす影響の検討

切片が継手の温度を上昇に使用される発熱量であると仮定すると、継手温度の上昇に伴いこの値も上昇するものと予想される。そして継手温度の上昇はテンパー通電後の硬さ分布によって判断可能である。Fig. 4.16 に  $T_t = 5$  cycles においてテンパー電流値を変更した継手の硬さ分布を再び示す。過度な焼戻し条件は最適焼戻し条件と硬さ分布が異なっており、これはテンパー電流値の増大がテンパー通電中の温度上昇を引き起こしたことを示している。

このようにテンパー通電時の温度が異なる最適焼戻し条件と過度な焼戻し条件の  $Q$ - $T_t$  関係を比較して Fig. 4.17 に示す。Fig. 4.17 からグラフの傾きは最適焼戻し条件と過度な焼戻し条件でほとんど変化が見られない。一方で切片は過度な焼戻し条件で大きくなっていることがわかる。このことから、切片はテンパー通電において継手の温度上昇に使用される熱量、すなわち発熱量を示していることが明らかとなった。

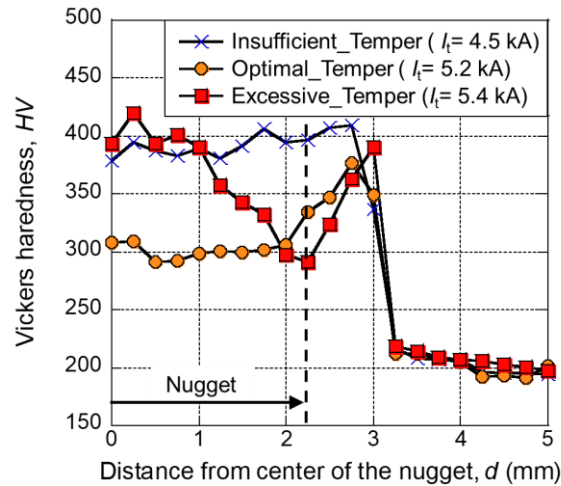


Fig. 4.16 Hardness distribution of  $T_t=20$  cycles.

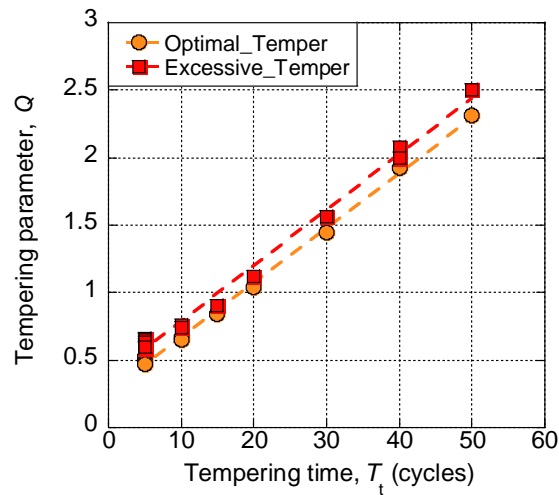


Fig. 4.17 Comparison of  $Q$ - $T_t$  Relationship between Optimal\_Temper and Excessive\_Temper.

#### 4.5 結言

本章では、疲労強度向上に最適なテンパー通電条件を明らかにするために、まず電極の冷却効果と関係があると考えられるテンパー通電時間が最適焼戻し状態を得るための  $Q$  値に及ぼす影響を把握した。その結果、

- (1)  $Q$  値を一定にしてテンパー通電時間を変更した場合には、焼戻し状態が変化した、ことがわかった。このことから、入熱量のすべてが継手の発熱に寄与するわけではないことが明らかとなった。次に最適焼戻し状態を得るための入熱量がテンパー通電時間とともにどのように変化するか調べるため、テンパー通電時間を変更して硬さ分布

を取得した。その結果、

(2) 最適焼戻し状態を得るための  $Q$  値はテンパー通電時間に比例して線形的に増大する、

ことが明らかになった。電極の抜熱量がテンパー通電時間に比例すると仮定すると、この線形関係の傾きは電極の冷却効果を表していると考えられる。また切片は継手の温度上昇に使用される熱量、すなわち発熱量と言える。まず線形関係の傾きが電極の冷却効果を表しているという仮説を検証するために、テンパー通電シミュレーションを使用してテンパー通電時のみ電極の熱伝導率を変更し  $Q$  値とテンパー通電時間の関係を取得した。その結果、

(3) 電極の熱伝導率を大きくした場合、最適焼戻し状態を得るための  $Q$  値とテンパー通電時間の関係の傾きが大きくなった、

ことがわかった。つまり、電極の熱伝導率の増大により電極の冷却効果が大きくなったことで電極への熱伝達量が増加したと言える。次に切片が最適焼戻し状態を得るための必要最小限の入熱量を表しているという仮説を検証するために最適焼戻し状態の切片と過度な焼戻し条件の切片を比較した。その結果、

(4) 切片は過度な焼戻し条件のほうが大きい値を示した、

ことがわかった。これは過度な焼戻し条件のほうが継手内部の温度が高い、つまり発熱に必要な熱量が高いからであり、切片が発熱量であることが示された。

以上の結果から、入熱量と電極の抜熱量、そして継手の発熱量の関係を明らかにすることができた。次章では種々の溶接条件についてこの2つの因子の変化を調査し、最適焼戻し状態を得るためのテンパー通電条件を汎用的に表現することができる指標を示す。

## 第5章 最適焼戻し条件を決定づける材料特性

### 5.1 緒言

第4章では、テンパー通電による疲労強度向上が可能な施工条件の予測式提案に向けて、最適焼戻し条件の入熱量が電極の抜熱量と継手の発熱量の和で表されること、そして電極の抜熱量はテンパー通電時間に比例することを示した。近年においては、継手の品質向上の観点からナゲット形成状態の把握<sup>70, 71)</sup>ひいては散り抑制制御といった溶接時の温度場制御が行われており、実験では温度や発熱量に基づく手法が提案されている<sup>72, 73)</sup>ほか、数値解析では時々刻々と変化する温度分布についての詳細な理解<sup>74-78)</sup>が進められている。また強度向上のため特定の元素偏析緩和や焼戻し、結晶粒微細化<sup>66, 79-82)</sup>などを目的とした後通電手法も多く提案されている。この後通電手法についても溶接時と同様に温度場制御が重要であるものの、その予測手法の提案<sup>83)</sup>はほとんど行われていないのが現状である。テンパー通電における温度場予測に有効な指標を提案することは、これら後通電手法における温度場予測の統一的な考え方を提案することにもつながる結果である。しかし実施工においては、電極の抜熱量と継手の発熱量はともに溶接施工条件によって変化することが予想される。

一般的に抵抗スポット溶接のような抵抗発熱を利用する場合にはその温度場を決定する因子に、施工条件としては電極形状、加圧力、電流値、通電時間の4つが、材料特性としては固有抵抗や板厚、強度、表面状態<sup>44-50)</sup>などが挙げられる。実際の生産工程でもテンパー通電を利用するにあたってはこれらの因子に依存せず温度場を予測可能な手法が必要である。

ここで電極の抜熱を電極-鋼板間における熱伝達現象、継手の発熱を抵抗発熱現象と捉えると、抜熱量は熱伝達率と電極-鋼板間の接触面積と温度勾配によって、発熱量は加熱部の質量と比熱、そして加熱温度によって表される。このとき溶接施工条件や材料特性によって変化する因子は電極-鋼板間の接触面積と温度勾配、加熱部の質量と比熱、そして加熱温度とほとんどの因子が該当する。これらすべての因子について溶接条件や材料特性との関係を定式化することも必要ではあるが、本研究では抵抗スポット溶接にかかわらず抵抗溶接手法全般に対して汎用的な指標を示すことに重きを置くこととし、溶接施工条件に依存しない定数を示すこととした。

そこで本章では、抜熱量と発熱量それぞれを溶接施工条件に依存しない汎用的な指標を示すために、施工条件と材料特性を変更して電極の抜熱量および継手の発熱量の変化を調査したうえで、電極の抜熱量は熱伝達現象に、継手の発熱量は抵抗発熱現象に基づき汎用的に整理可能な指標を示す。そして変更した条件は継手の温度場に大きな影響を及ぼす因子の中から、ナゲット径すなわち溶接電流値と加圧力、材料特性については鋼板強度、板枚数を変更することとした。

## 5.2 抵抗発熱量を用いた入熱量の整理

本節では、電極の冷却効果や最小入熱量に影響を及ぼすと予想される溶接条件を変更して最適焼戻し条件の  $Q-T_f$  関係を取得する。

一般的な抵抗スポット溶接において、ナゲットの形成には電極形状、加圧力、溶接電流値、通電時間の4つが主要な因子として知られている。さらに材料因子としては固有抵抗や板厚のほか、表面状態なども影響を及ぼす。そこでこれらの因子を変更して最適焼戻し条件を取得することで、その影響を明らかにする。

### 5.2.1 溶接条件を変更した場合の最適焼戻し条件

変更した条件はナゲット径、電極加圧力、鋼板強度、板枚数の4つである。Table 5.1 に示すように、ナゲット径の変更は溶接電流値の変更により行い、ほかの3つの条件はナゲット径が  $4\sqrt{t}$  ( $\approx 4.38$  mm) となるように溶接電流値を調整した。

Table 5.1 Welding condition.

	Welding current, $I_0$ (kA)	Welding time, $T_0$ (cycles)	Force, $F$ (kN)	Tensile strength of base metal, $TS$ (MPa)	Number of sheets $N$
(Base)	5.7	16	3.0	590	2
$d_N=3\sqrt{t}$	4.5	16	3.0	590	2
$d_N=4.5\sqrt{t}$	6.5				
$F=4.0$ kN	6.0	16	4.0	590	2
$F=5.0$ kN	6.2		5.0		
$TS=980$ MPa	5.3	16	3.0	980	2
$N=3$	5.0	16	3.0	590	3
$N=4$	5.0				4

それぞれの溶接施工条件について  $Q$ - $T_t$  関係を取得した結果を Fig. 5.1 に示す. なお  $TS=980$  MPa の最適焼戻し条件はナゲット中心から 1.0 mm の範囲の硬さの平均値が 330 以下となる条件とした. Fig. 5.1 からナゲット径, 電極加圧力, 鋼板強度を変更した場合はテンパー通電時間が大きい条件でわずかに最適焼戻し条件に違いが見られるものの, 概ね同値であると言える. 一方で板枚数を変更した場合には最適焼戻し条件に大きな違いが見られることが明らかとなった.

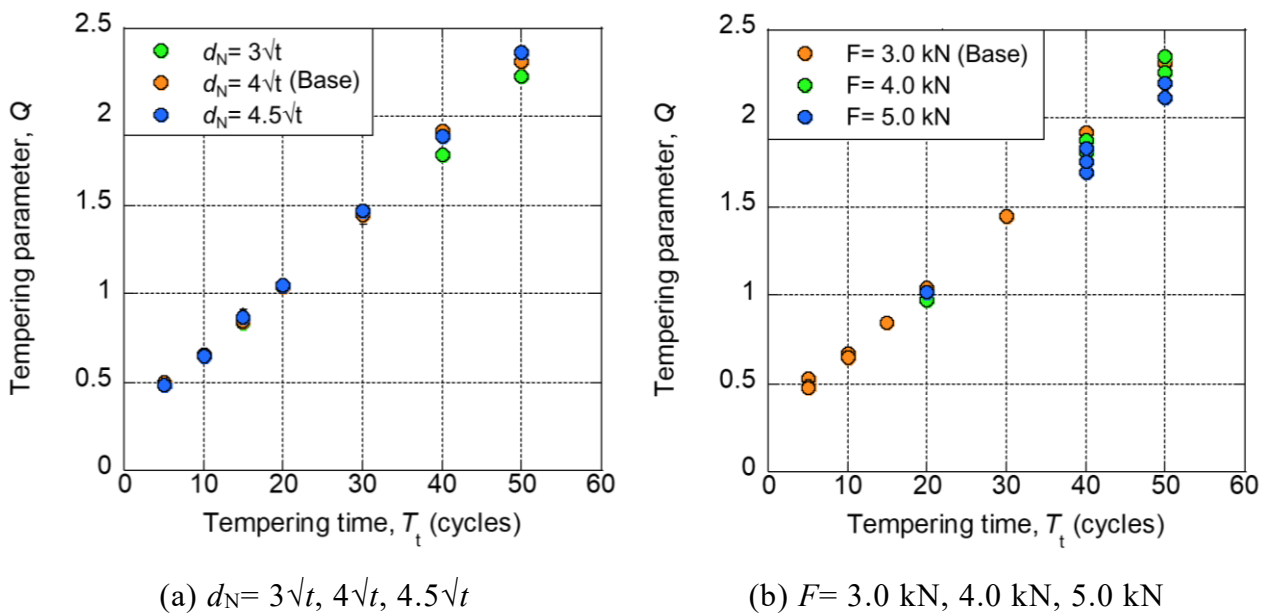
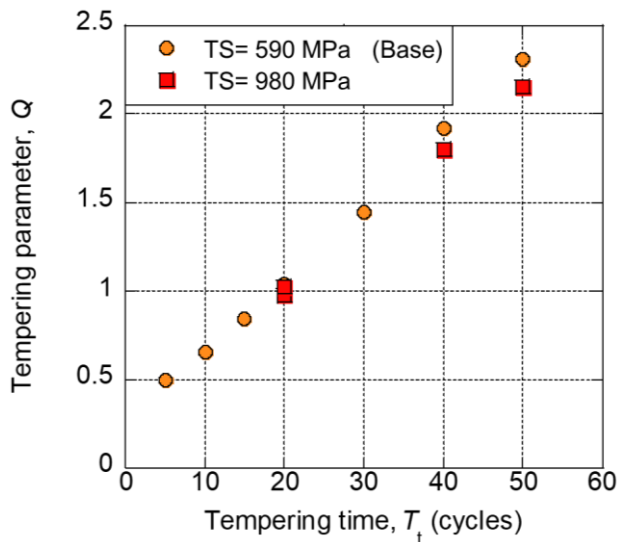
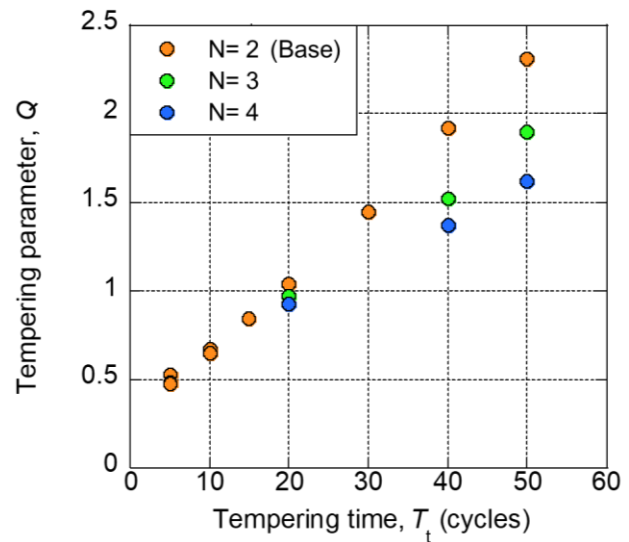


Fig. 5.1 Relationship between  $Q$  value and tempering time.



(c)  $TS= 590, 980$  MPa



(d)  $N= 2, 3, 4$

Fig. 5.1 Continued.

### 5.2.2 入熱量による整理

最適焼戻し条件を  $Q$  値で整理することができなかった原因として  $Q$  値に継手の電気抵抗値が考慮されていないことが挙げられる. 一般的に電気抵抗を利用した発熱現象における入熱量は,

$$Q = I^2 \cdot t \cdot R \quad (5.1)$$

と表される<sup>84)</sup>. ここで  $I$  は電流値,  $t$  は通電時間,  $R$  は導体の電気抵抗値である. 一方で,  $Q$  値はテンパー通電時の入熱量を表す値を用いているものの, このとき継手の電気抵抗値を溶接およびテンパー通電条件から求めることができないためその値が入力されていない. その代わりに溶接時の入熱量を表す値を分母に用いることで電気抵抗値を簡単ではあるが考慮しているものと推察される.

一般的に溶接時の入熱量が大きい場合はナゲット径が増大する. そして電極-鋼板間の接触面積などもそれに比例して増大すると考えられる. その結果, 電極の抜熱量が増大するだけでなく継手の電気抵抗値が減少する. 電気抵抗値の減少は発熱量の低下を招くためテンパー通電時の入熱量を増大する必要がある. 以上の過程からわかるように溶接入熱量の増大はテンパー通電時の入熱量の増大を引き起こす. そこで最適焼戻し条件を統一的に表現するために, テンパー通電時の入熱量を溶接時の入熱量で除すことが考案されたものと推察される. このように考えると, 前項において検討し

たすべての溶接条件において個別に継手の電気抵抗値を取得しテンパー通電時の入熱量を計算すれば、最適焼戻し条件を統一的に整理できるはずである。ここで電気抵抗値は、

$$R = \rho * \frac{L}{S} \quad (5.2)$$

と表される。  $\rho$  ( $\Omega/m$ )は固有抵抗値、  $L$  (m)は通電部の長さ、  $S$  ( $m^2$ )は通電面積である。抵抗スポット溶接継手においては  $L$  が継手の厚さであり、  $S$  は電極-鋼板間の接触面積や溶融部を含む鋼板間の接触面積などが挙げられる。また電極の冷却効果は電極-鋼板間の接触面積に強く依存することが予想される。

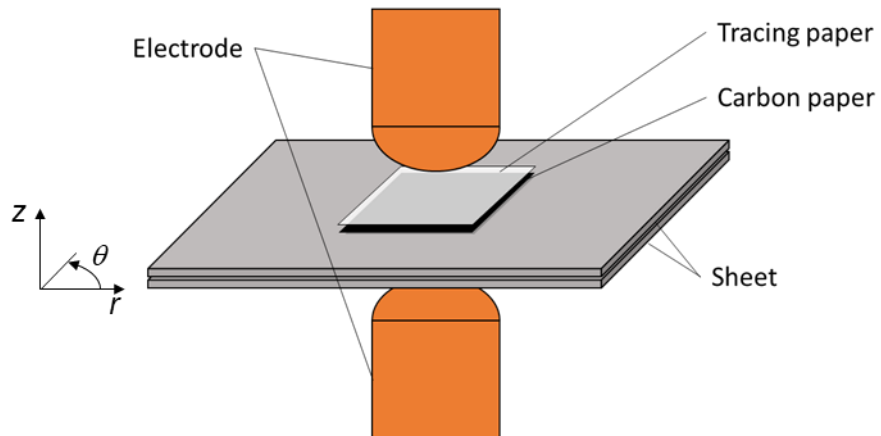
そこで継手の電気抵抗値を算出するために継手の厚さと電極-鋼板間の接触面積を取得する。

#### (a) 電極-鋼板間の接触面積の取得

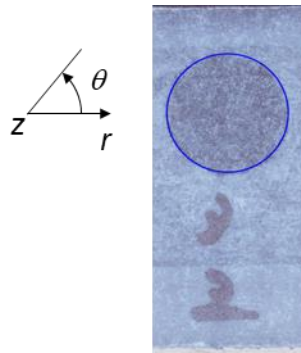
Fig. 5.2 (a)に示すように、溶接後の継手にカーボン紙とトレーシングペーパーを設置し再び加圧のみを行うことで Fig. 5.2 (b)のような圧痕形状を取得した。 Fig. 5.2 (b)に示した青丸は圧痕の端部を三点指定することで描画し、この円の直径から圧痕の面積を計測した。

その結果を Fig. 5.3 に示す。 Fig. 5.3 (a)からナゲット径の増大とともに接触面積も増大することがわかる。これは継手表面温度の上昇により降伏応力が低下するためであると考えられる。同様に Fig. 5.3 (c)のように鋼板強度が小さいほど接触面積は大きい。また Fig. 5.3 (d)では接触面積は板厚の増加に伴って若干減少するように見えるものの顕著に対応が見られるとは言い難い。





(a) Schematic illustration of installing tracing paper and carbon paper



(b) Photo of tracing paper

Fig. 5.2 Measurement method of contact area between electrode-sheet.

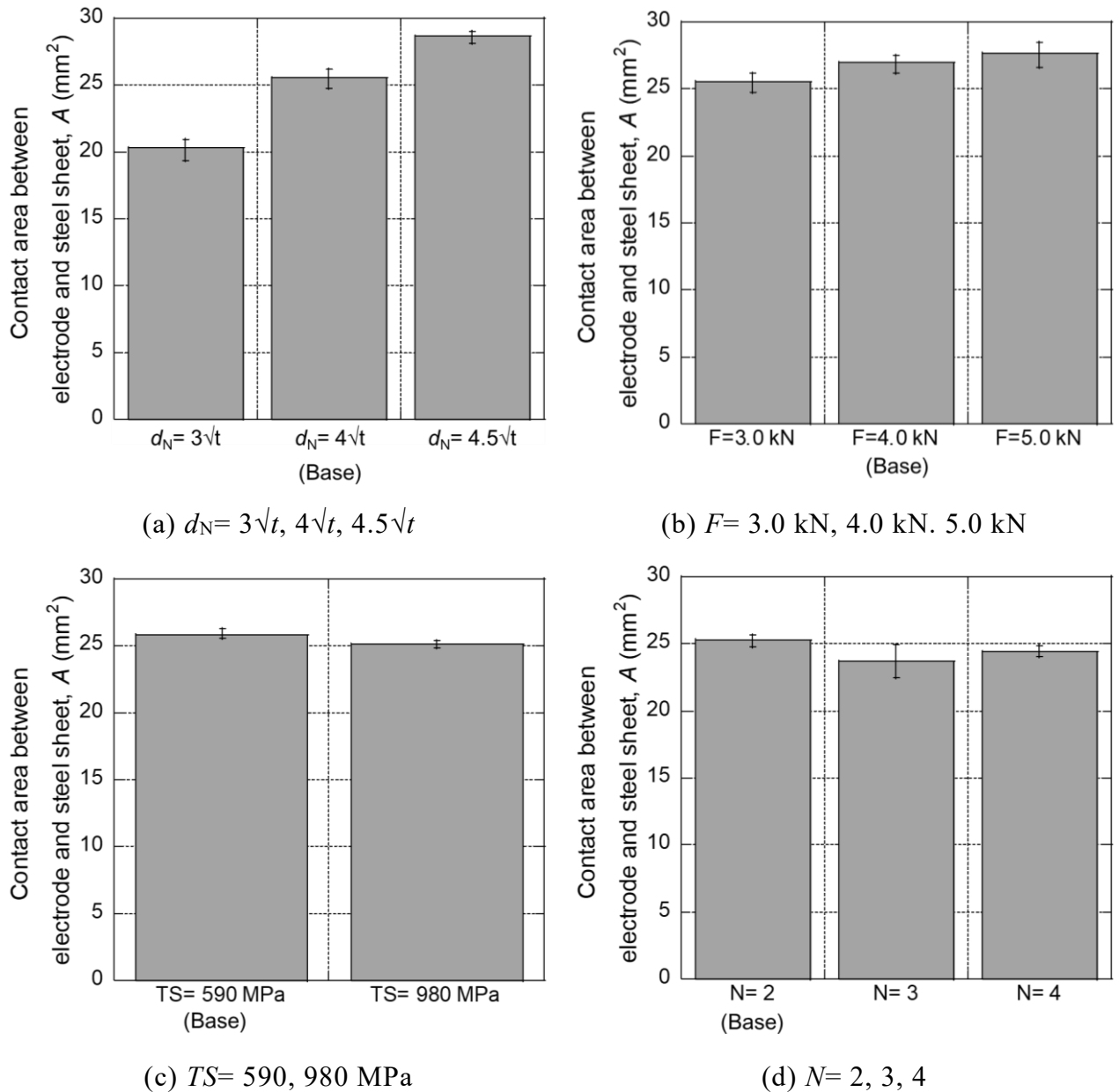


Fig. 5.3 Contact area between electrode-sheet.

(b) 継手の最小厚さの取得

継手厚さは Fig. 5.4 に示すように圧痕の中心部における継手の最小厚さを代表値として取得することとした。なお計測は断面写真から行った。その結果を Fig. 5.5 に示す。Fig. 5.5 (a)からナゲット径に比例して継手厚さは減少するように見えるものの顕著な差は見られず、これは加圧力や鋼板強度を変更した場合も同様であった。なお板厚を変更した場合はその板厚だけ継手厚さが増大する結果となった。

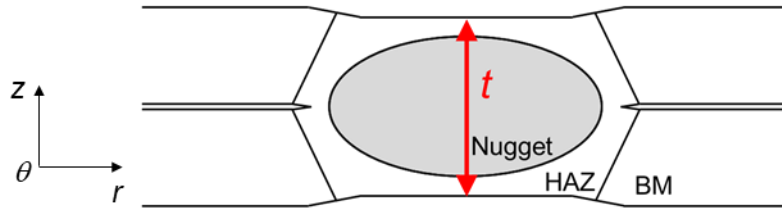


Fig. 5.4 Measurement point of minimum thickness of joint.

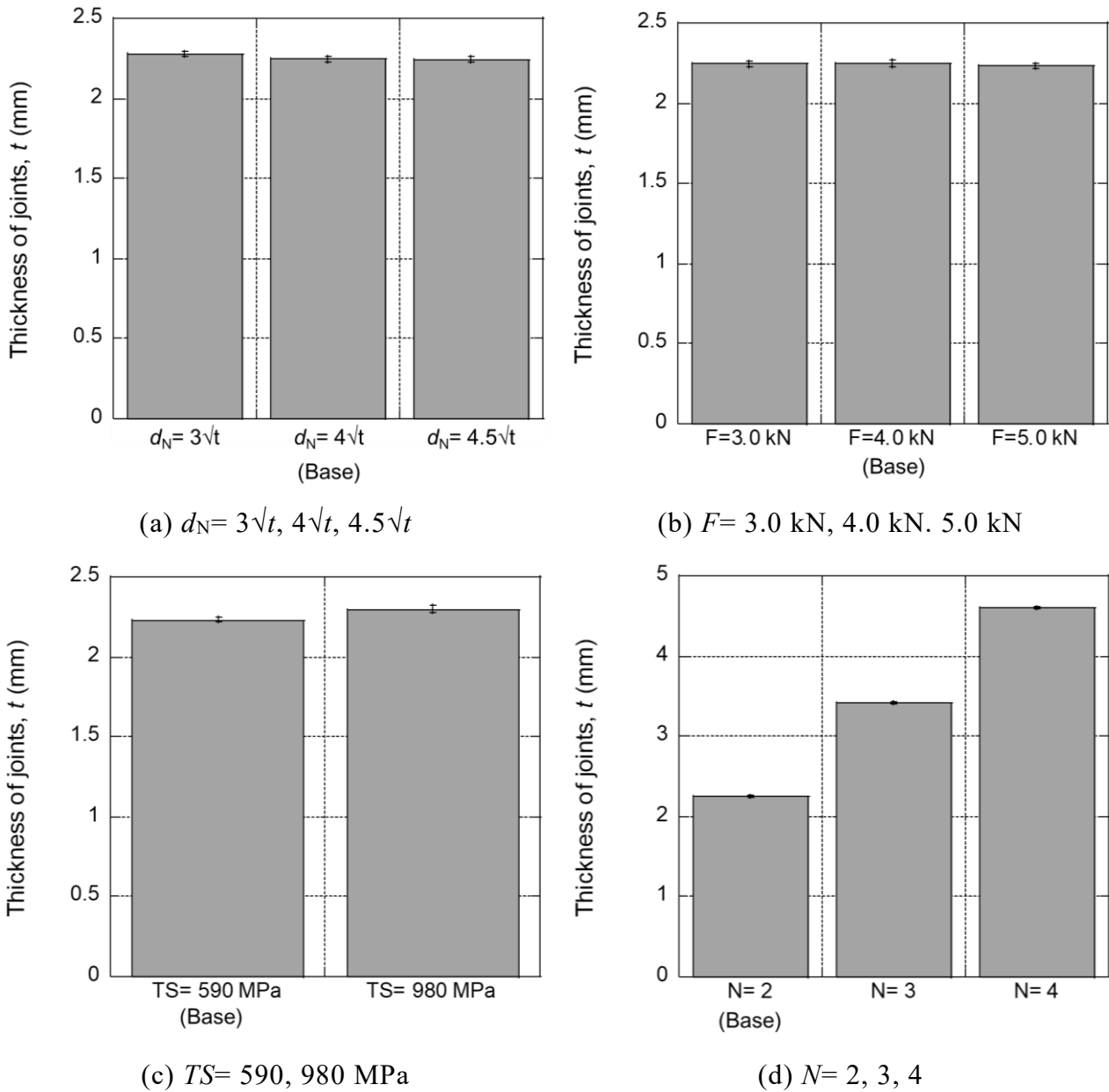
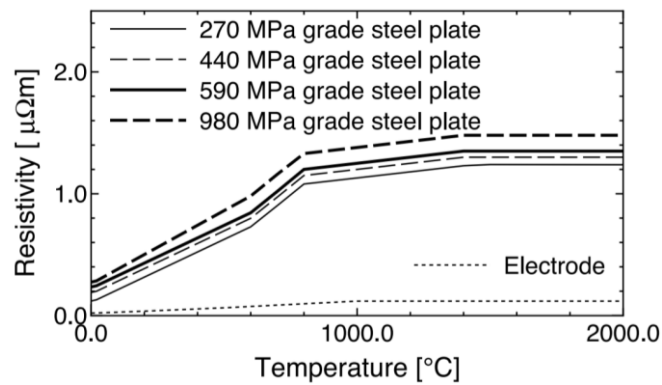


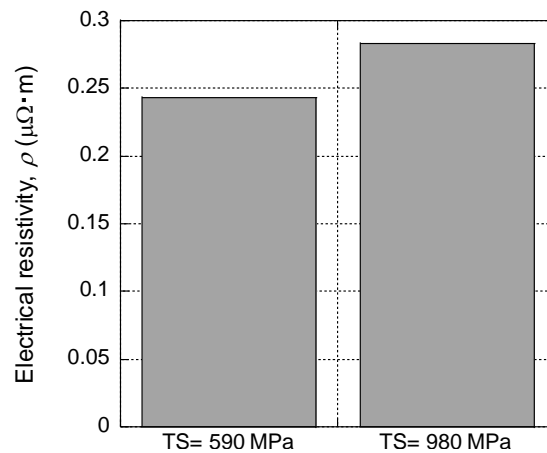
Fig. 5.5 Minimum thickness of joint.

(c) 継手の電気抵抗値の算出

鋼板の固有抵抗値は二保ら<sup>85)</sup>の数値シミュレーションに用いられた物性値を適用した。鋼板の固有抵抗値を Fig. 5.6 に示す。Fig. 5.6 から  $TS= 590 \text{ MPa}$  の固有抵抗値は  $0.243 \mu\Omega\cdot\text{m}$ 、 $TS= 980 \text{ MPa}$  は  $0.283 \mu\Omega\cdot\text{m}$  である。



(a) Electrical resistivity of steel sheets<sup>85)</sup>



(b) Electrical resistivity of  $TS= 590 \text{ MPa}$  and  $980 \text{ MPa}$  at  $0^{\circ}\text{C}$

Fig. 5.6 Electrical resistivity.

さらに、鋼板の固有抵抗、継手厚さ、電極-鋼板間の接触面積から継手の電気抵抗値を計算した。その結果を Fig. 5.7 に示す。Fig. 5.7 から継手の電気抵抗値はナゲット径の増大、加圧力の増大、鋼板強度の低下により増大することがわかる。これは接触面積に対応することがわかる。また板枚数の増加により電気抵抗値は増大しているが、これは継手厚さの増大が大きいいためである。

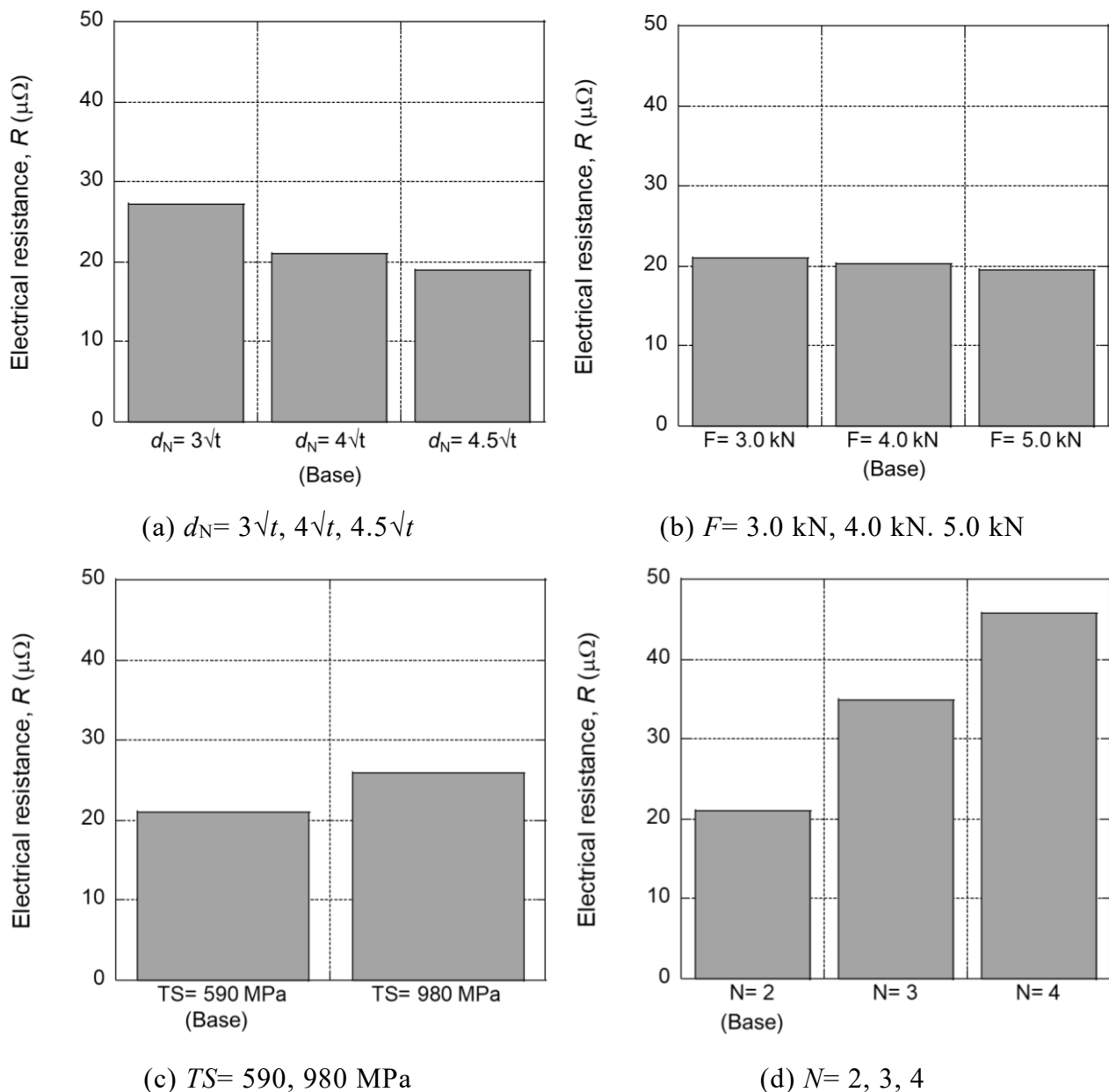


Fig. 5.7 Electrical contact resistance.

#### (d) 入熱量による最適焼戻し条件の再整理

上記の電極-鋼板間接触面積，継手厚さ，鋼板の固有抵抗値から入熱量を計算し，入熱量とテンパー通電時間の関係を整理した．その結果を Fig. 5.8 に示す．Fig. 5.8 から，加圧力と鋼板強度を変更した条件に関しては  $Q$  値よりも条件ごとの差が小さい結果が得られた．一方で，ナゲット径を変更した条件に関して，切片は同一の値のように見えるものの，傾きに大きな違いが見られる．さらに板枚数を変更した条件では傾きの違いは見られないものの切片に大きな違いが見られる結果が得られた．

この入熱量とテンパー通電時間の関係から、入熱量を  $H$  (J) とすると

$$H = H_1 \cdot T_t + H_0 \quad (5.3)$$

と表され、傾き  $H_1$  が電極の冷却効果、切片  $H_0$  が発熱量を意味することから、ナゲット径を変更した条件では電極の冷却効果が変化し、板枚数を変更した条件では継手の発熱量が変化したと言える。

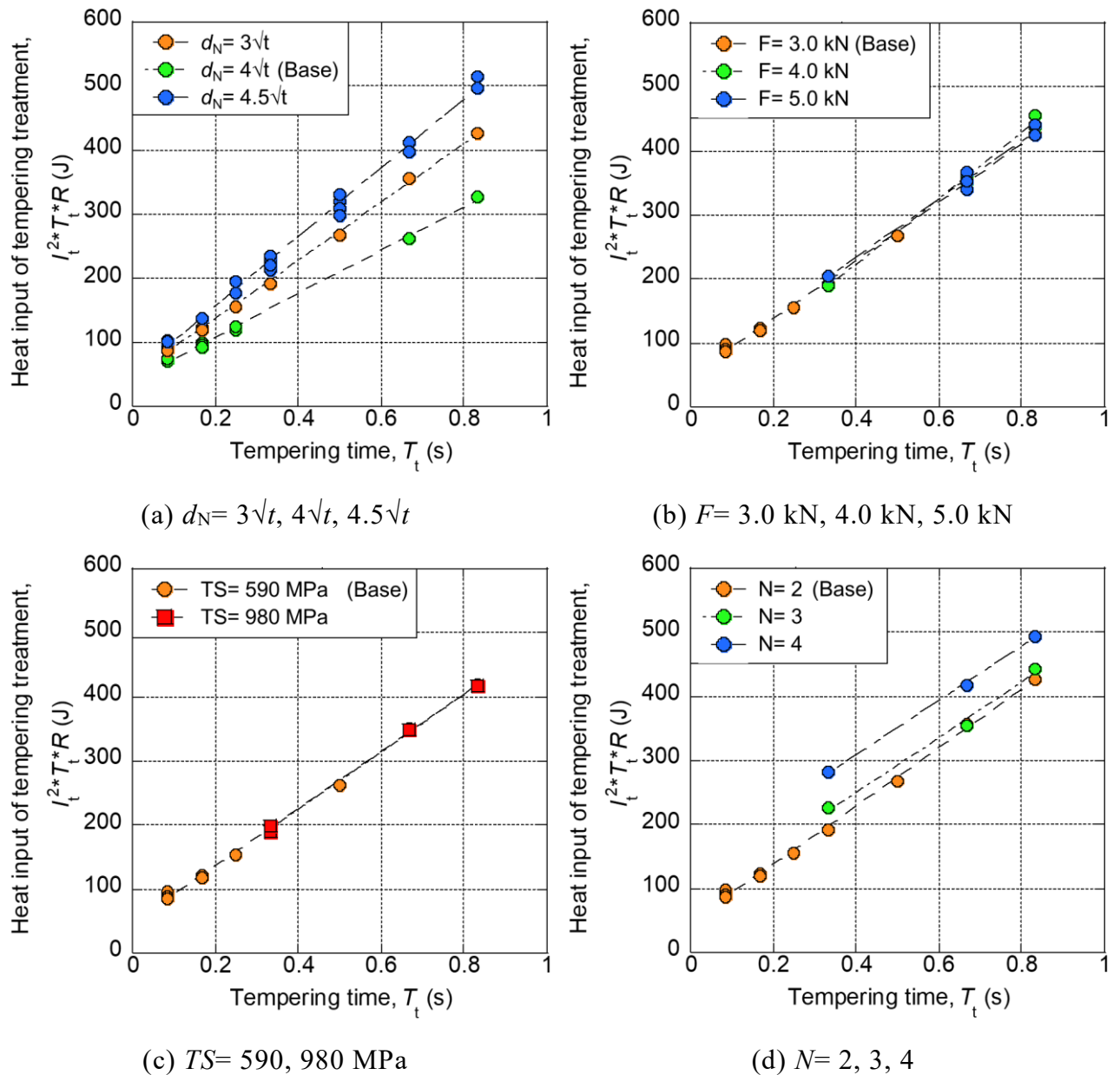


Fig. 5.8 Relationship between calorific value and tempering time.

### 5.3 電極冷却効果の予測因子

まず電極の冷却効果を予測可能な指標を提案する．ナゲット径を変更した場合の入熱量とテンパー通電時間の関係の傾きの値を Fig. 5.9 に示す．Fig. 5.9 から，ナゲット径が大きい条件で電極の冷却効果は大きくなると言える．

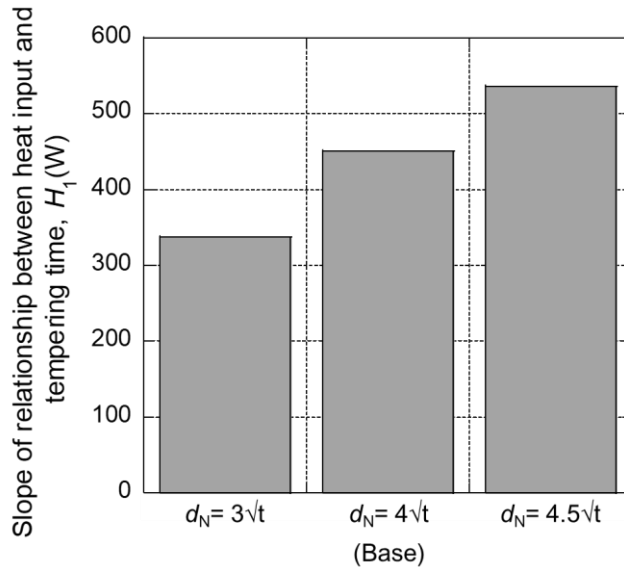


Fig. 5.9 Cooling effect of electrode.

電極による冷却は電極-鋼板間の熱伝達現象である．電極-鋼板間で熱伝達により移動する単位時間あたりの熱量は

$$H_1 = q \cdot S \quad (5.4)$$

と表される．ここで $q$  ( $\text{W}/\text{m}^2$ )は熱流束， $S$  ( $\text{m}^2$ )は電極-鋼板間の接触面積である．なお熱流束は

$$q = h \cdot \Delta T \quad (5.5)$$

と表される．ここで $h$  ( $\text{W}/\text{m}^2/\text{K}$ )は熱伝達率， $\Delta T$  ( $\text{K}$ )はテンパー通電中における電極-鋼板間の温度差である．つまり溶接施工条件ごとの電極冷却効果の違いは，電極-鋼板間の接触面積や熱伝達率，もしくは電極-鋼板間の温度差が異なるためであると考えられる．特に，ナゲット径を変更した条件では電極-鋼板間の接触面積が大きく異なっているものと予想される．

### 5.3.1 熱流束の算出

電極-鋼板間の接触面積が電極冷却効果の違いの主因子であると考え、5.4式より熱流束が定数となると考えた。そこで5.2.2(a)にて取得した電極-鋼板間の接触面積の値をFig. 5.10に改めて示し、この値を用いて算出した熱流束をFig. 5.11示す。Fig. 5.11から熱流束はナゲット径によって若干異なるように見えるものの、電極冷却効果の値と比較すると比較的ナゲット径に依存せず、概ね一定の値となったと言える。

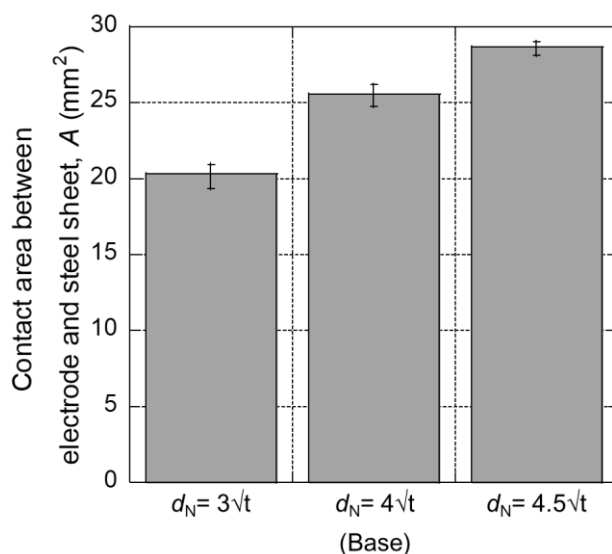


Fig. 5.10 Contact area between electrode and sheet.

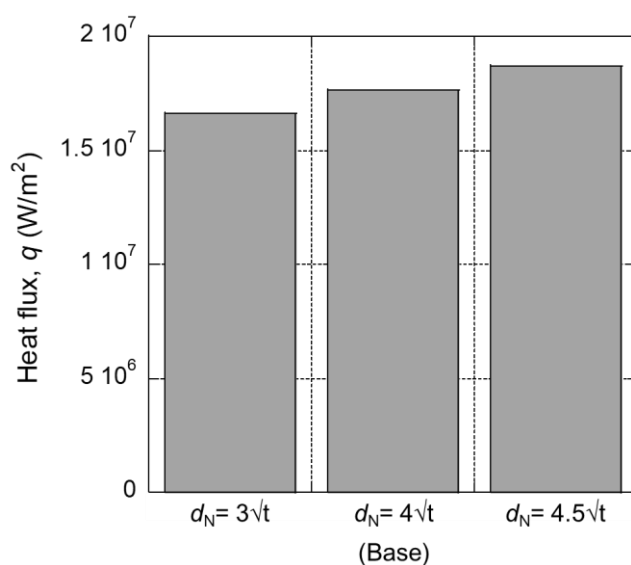


Fig. 5.11 Heat flux.



### 5.3.2 熱伝達率の算出

電極の冷却効果についてナゲット径に依存しない値を提案するために、さらに電極-鋼板間の温度差を考慮することで電極-鋼板間の熱伝達率を算出することとした。電極-鋼板間の温度差は実験での取得が困難なためテンパー通電シミュレーションにて取得した。Fig. 5.12 に温度分布の取得範囲を示す。電極の表面温度は上側電極において中心から 3 mm の範囲、すなわち電極の端部までの範囲で取得した。継手表面の温度は上板表面において圧痕中心から 3 mm の範囲とした。なお取得した時刻はテンパー通電の終了直前である。

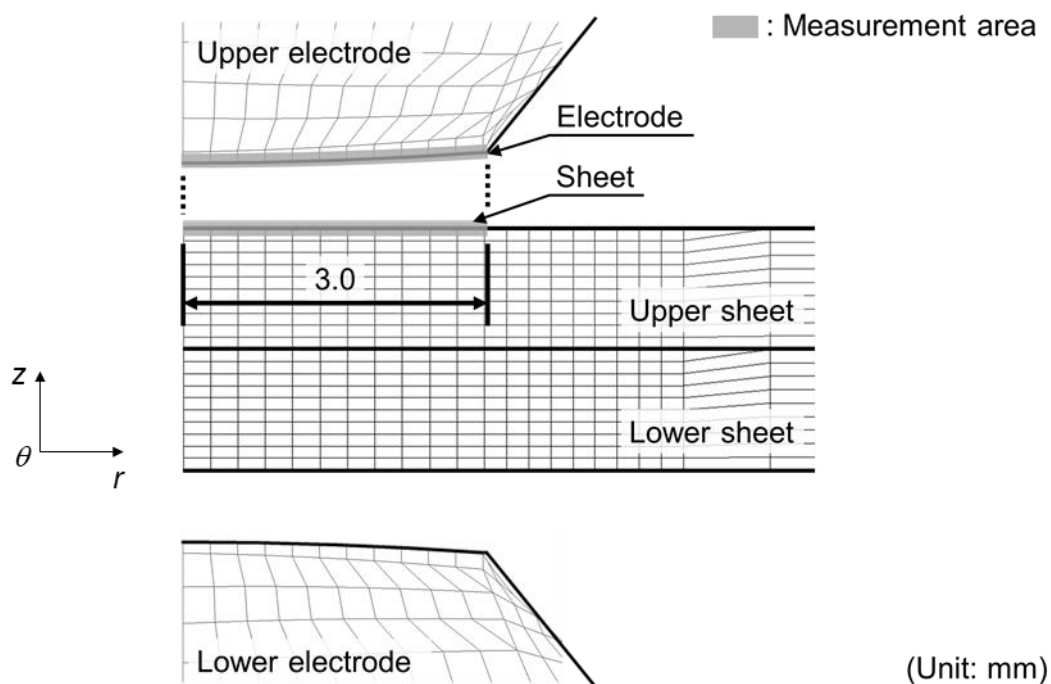
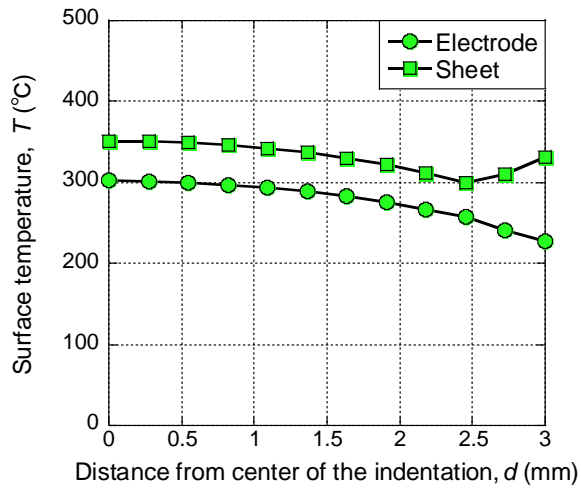
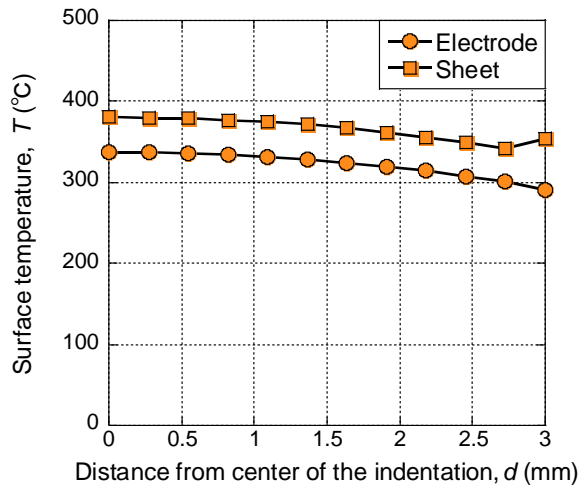


Fig. 5.12 Measurement area of temperature distribution.

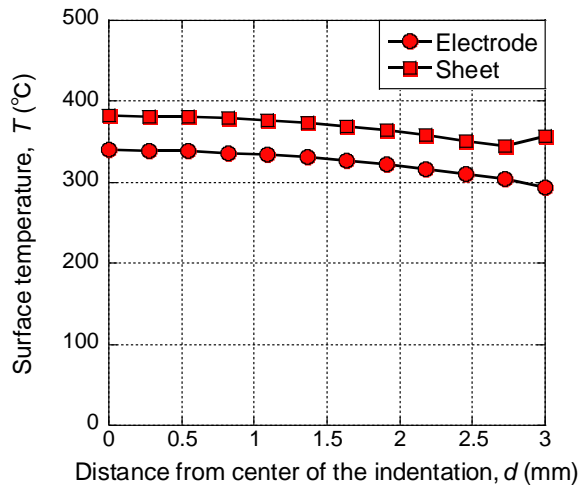
取得した温度分布を Fig. 5.13 に示す。すべてのナゲット径において電極より継手の温度が高くなっている。次に各位置において継手温度から電極温度を減じた値を算出した。その結果を Fig. 5.14 に示す。Fig. 5.14 においてナゲット径が  $4\sqrt{t}$  の条件は  $4.5\sqrt{t}$  の条件とほとんど同じ値であったため見えづらくなっている。この結果から電極-鋼板間の温度の差はナゲット径が小さい条件で大きいと言える。なお、中心から 3 mm の点では温度差が大きくなっている。これは電極と鋼板が接しておらず、電極温度が低く継手温度が高くなったためである。



(a)  $d_N = 3\sqrt{t}$



(b)  $d_N = 4\sqrt{t}$



(c)  $d_N = 4.5\sqrt{t}$

Fig. 5.13 Comparison of temperature distribution between electrode and sheet (simulation).

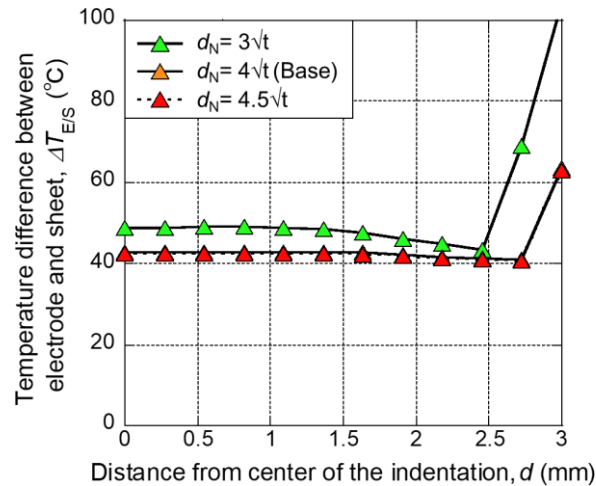


Fig. 5.14 Temperature difference distribution (simulation).

さらに熱伝達率の算出に向けて温度差の代表値を取得するため、温度差の平均値を取得することとした。平均値は電極と鋼板が接触している範囲、すなわち圧痕中心から 2.45 mm までの範囲の値を用いて取得した。その結果を Fig. 5.15 に示す。Fig. 5.15 から電極-鋼板間の温度差の平均値は、その分布と同様にナゲット径が  $3\sqrt{t}$  の条件で最も大きく、 $4\sqrt{t}$  と  $4.5\sqrt{t}$  の条件はほとんど同じ値となっている。次にこの温度差の値を使用して算出した熱伝達率を Fig. 5.16 に示す。Fig. 5.16 から熱伝達率の値は熱流束の値と比較してより一層ナゲット径の依存性が強く見られる結果となった。このような結果となった原因として、テンパー通電シミュレーションで算出した電極-鋼板間の温度差が実際と異なっていること、もしくはナゲット径が小さい条件では電極-鋼板間の接触熱抵抗が大きいことが挙げられる。接触熱抵抗に関しては溶接時の継手表面温度が低い条件で鋼板表面の凹凸がつぶれにくく、電極との接触面積が増大しないため接触熱抵抗が依然として大きな値のまま残ったものと考えられる。そのため実験により電極-鋼板間の温度差を計測したうえで、熱伝達率を溶接施工条件に依存する値として取り扱う必要がある。

ただし本研究では、溶接施工条件の依存性が比較的小さかった熱流束の値を用いてナゲット径以外の条件を変更した場合についても電極冷却効果を整理する。

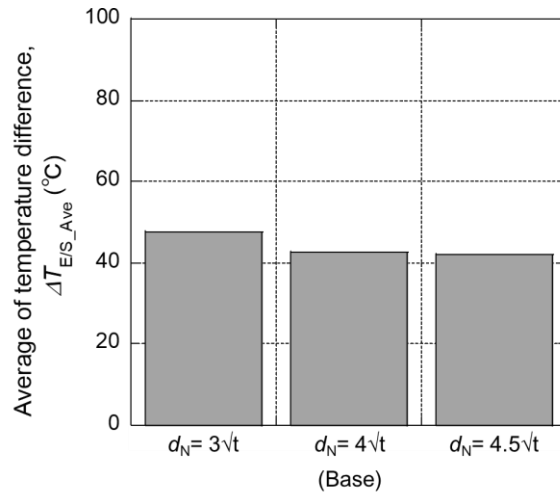


Fig. 5.15 Average of temperature difference.

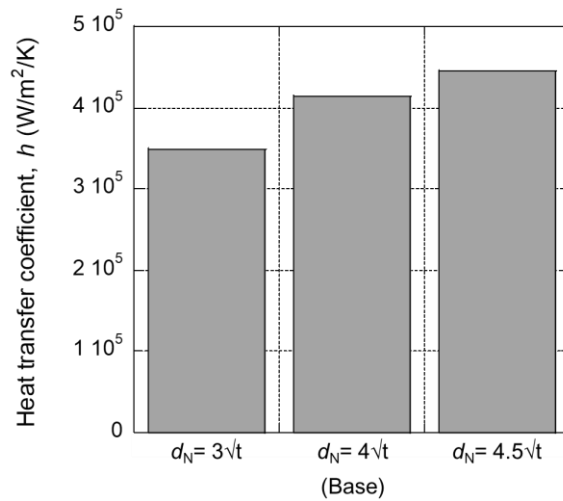
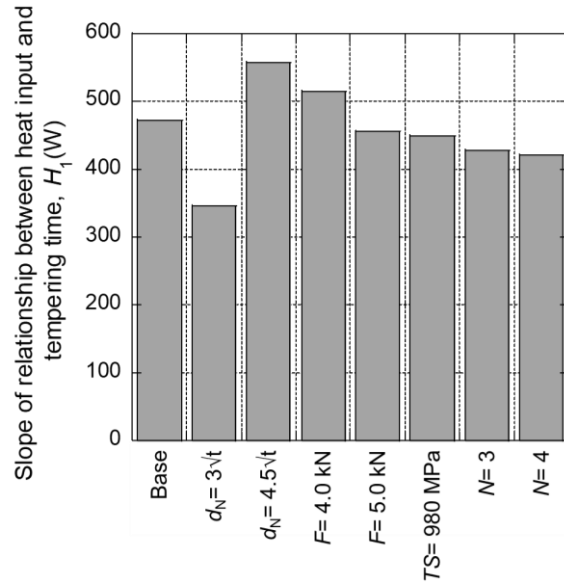


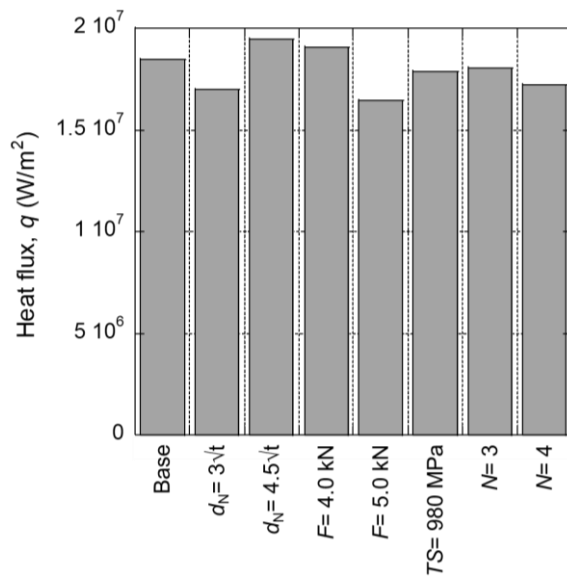
Fig. 5.16 Heat transfer coefficient.

### 5.3.3 加圧力，鋼板強度，板枚数を変更した条件への適用

電極の冷却効果を熱流束で表した値を Fig. 5.17 (b)に示す．また電極冷却効果の値を改めて Fig. 5.17 (a)に示す．2つの値を比較すると電極冷却効果の値と比較して熱流束は溶接施工条件による違いが小さく概ね統一的な指標を提案することができたとと言える．



(a) Cooling effect electrode



(b) Heat flux

Fig. 5.17 Comparison of evaluation indicators.

#### 5.4 発熱量の予測因子

次に発熱量を予測可能な指標を提案する。発熱量は

$$H_0 = m \cdot c_p \cdot \Delta T \quad (5.6)$$

と表される。ここで  $m$  (kg) は加熱部の質量、 $c_p$  ( $\text{J}/\text{m}^3/\text{K}$ ) は比熱、 $\Delta T$  (K) は加熱温度である。また  $m$  は

$$m = \rho \cdot V \quad (5.7)$$

であり  $\rho$  ( $\text{kg/m}^3$ ) は密度,  $V$  ( $\text{m}^3$ ) は加熱部の体積である. ここで密度と比熱は材料定数であり, 加熱温度は焼戻し温度と常温の差であるため, 加熱部の体積のみが溶接施工条件に依存した値である. そのため加熱部の体積を実験により取得することで発熱量を算出可能である.

Fig. 5.18 に 2 章で示したテンパー通電時の最高到達温度とナゲット中心部の硬さの関係を改めて示す. この関係からおおよそ  $720^\circ\text{C}$  が焼戻し温度であることがわかる. そこで加熱温度  $\Delta T$  は簡易的に  $700^\circ\text{C}$  と定義し, この温度に加熱された領域すなわち焼戻し領域の発熱量  $H_{700^\circ\text{C}}$  を算出する. この発熱量  $H_{700^\circ\text{C}}$  は, 入熱量とテンパー通電時間との関係から得られた発熱量  $H_0$  と必ずしも一致するわけではない. これは焼戻し領域の周りにはそれより低い温度ではあるものの発熱した領域が存在しており, 発熱量  $H_0$  はそれらの領域を含めた発熱量を積算したものであると考えられるためである. しかし  $H_0$  と  $H_{700^\circ\text{C}}$  の比は溶接条件に依存しない統一的な指標になりうると考えられる. そこで本節では  $H_{700^\circ\text{C}}$  の算出および  $H_0$  との比を計算することで発熱量を予測可能な指標を提案する.

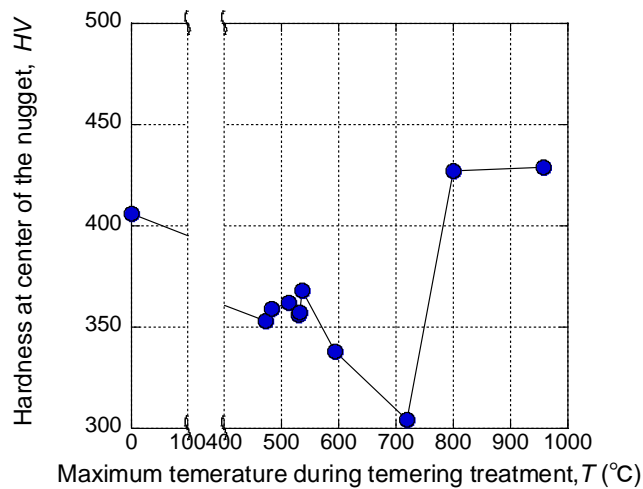


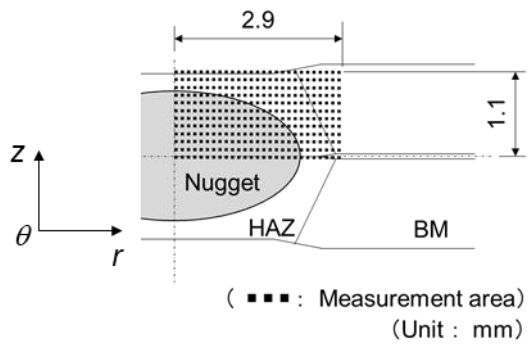
Fig. 5.18 Relationship between hardness and maximum temperature during tempering treatment.

#### 5.4.1 加熱部体積の取得

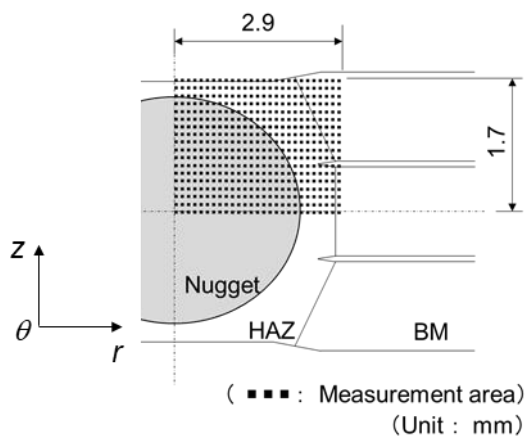
焼戻し領域は最適焼戻し条件の定義と同様に硬さが 315 を下回る領域と定義した. そして焼戻し領域の体積を計算するためまず加熱部の領域を硬さ分布から取得する

こととした。硬さ分布は  $T_t = 20$  cycles の継手に対して Fig. 5.19 に示すように継手断面の 1/4 領域で取得し、Fig. 5.20 にその結果を示した。Fig. 5.20 において黒の実線で示した領域が焼戻し領域である。Fig. 5.20 から板枚数と焼戻し領域の形状との関係を述べると、焼戻し領域の幅は  $N = 2$  で最大であり板枚数の増大とともに減少する傾向にある。また焼戻し領域の厚さは板枚数の増加にともなって増大する。

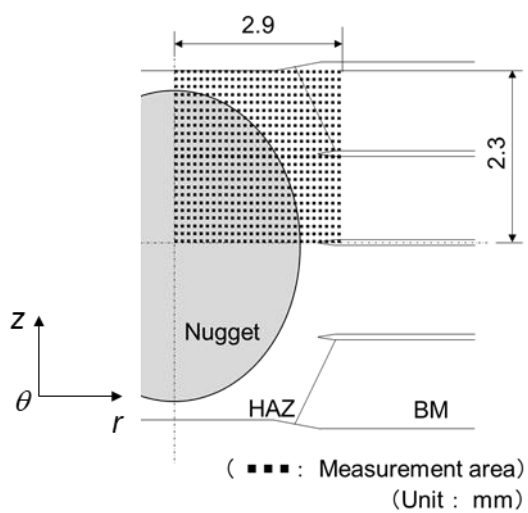
次にこの 1/4 領域の面積をフリーソフトウェアを使用して計算した。このソフトウェアは Fig. 5.20 の輪郭を構成する点の座標をもとに、輪郭内部の面積を計算するものである。面積の計算結果を Fig. 5.21 に示す。Fig. 5.21 から加熱部面積は板枚数に比例しないことがわかる。これは硬さ分布からもわかる通り  $N = 2$  で焼戻し領域の幅が大きかったためである。 $N = 2$  では厳密にはナゲット中心部の硬さが増大しており、わずかに過度な焼戻し温度に近い条件となっている。その結果  $N = 2$  の焼戻し領域が比較的大きくなったものと考えられる。



(a)  $N=2$

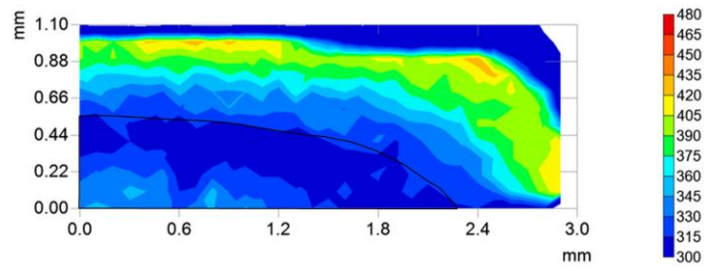


(b)  $N=3$

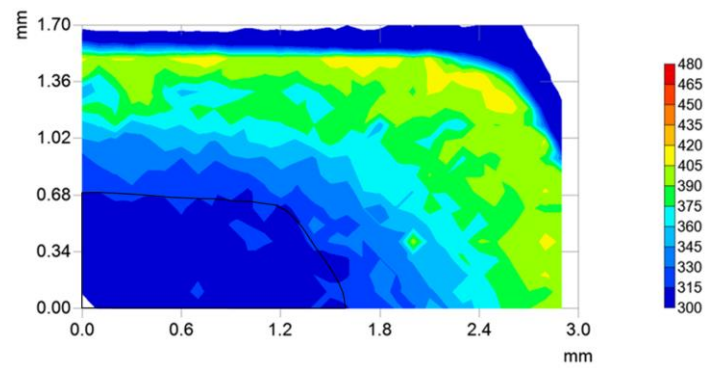


(c)  $N=4$

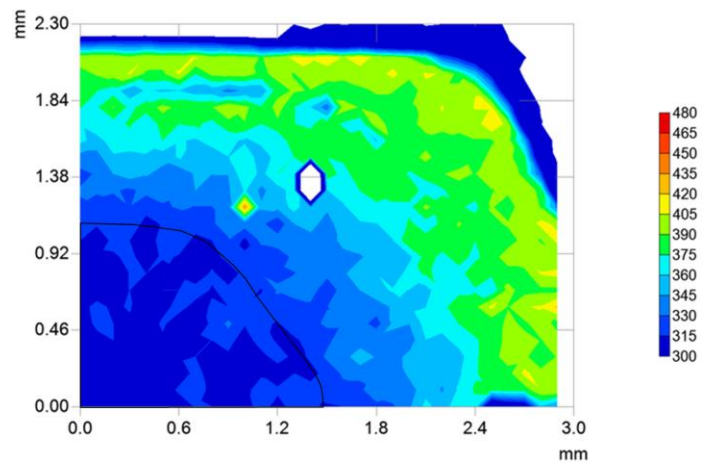
Fig. 5.19 Measurement area of hardness distribution.



(a)  $N=2$



(b)  $N=3$



(c)  $N=4$

Fig. 5.20 Decision of the area heated to tempering temperature ( $T_t=20$  cycles).



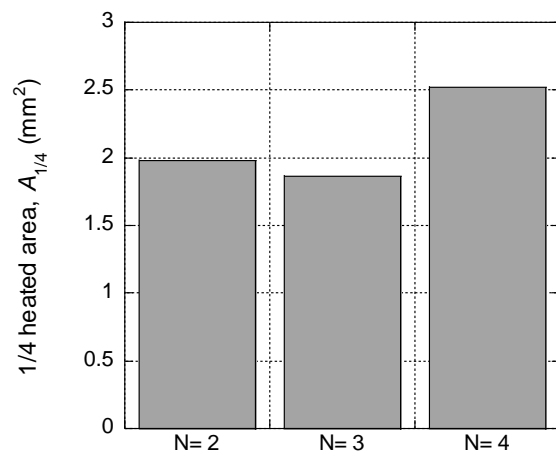
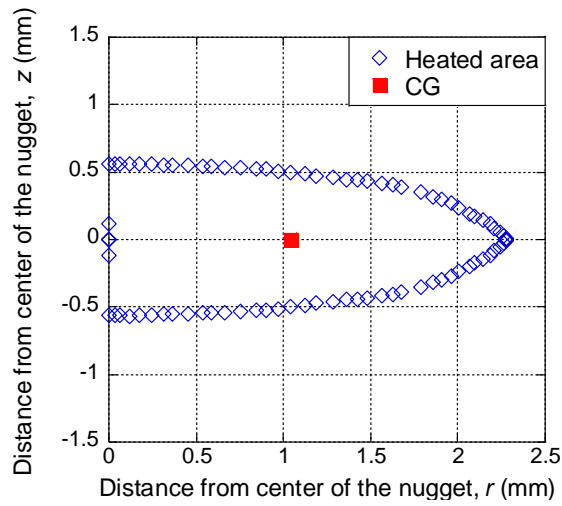
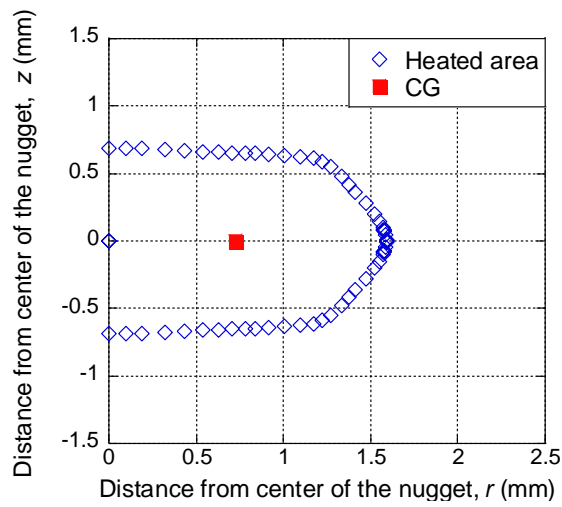


Fig. 5.21 Comparison of 1/4 heated area among  $N=2, 3$  and  $4$ .

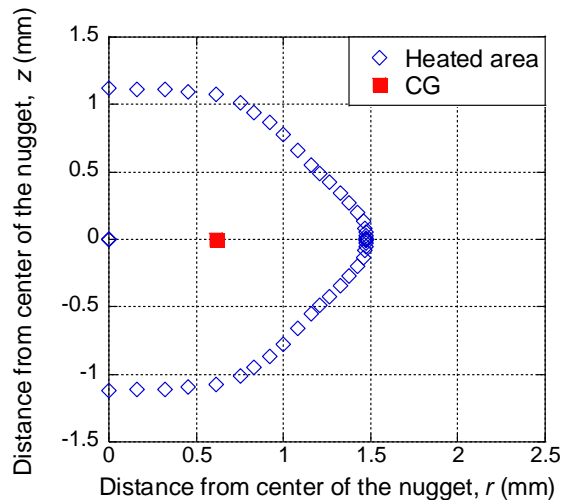
面積の取得時に得られた輪郭の点群座標データを Fig. 5.22 に示す. なお Fig. 5.20 における黒実線を構成する各点に加えて, それらを  $r$  軸対称に反転した点も Fig. 5.22 では表示しており, これらの点群を利用して焼戻し領域の重心を算出した.



(a)  $N=2$



(b)  $N=3$



(c)  $N=4$

Fig. 5.22 Contour coordinates of the heated area ( $N=2$ ).

焼戻し領域の重心を算出するにあたって Fig. 5.22 の点のそれぞれを質点と見なすと、複数の質点を持つ質点系の重心座標  $x_{CG}$  は

$$x_{CG} = \sum_i \frac{x_i \cdot w_i}{w_i} \quad (5.8)$$

と表される。ここで  $x_i$  は各質点の座標、 $w_i$  は各質点の重みである。

ただし Fig. 5.22 における各点は、加熱部の輪郭に沿って無作為に選択された点であるため質点間の距離がそれぞれ異なる。この状態で各質点の質量を一定と見なすことは、質点が密な部分で物質の密度が高いことを意味する。しかしスポット溶接に使用した鋼板は概ね一様な密度分布を持つため、質点が密集している場合には質点の質量を小さく、逆に質点が疎な部分では質点の質量を大きく見なして計算すべきである。そこで隣り合う質点間の距離を用いて質点の重み付けを行った。模式図を Fig. 5.23 に示す。Fig. 5.23 において、 $i$  番の質点とその前後の質点との距離をそれぞれ  $d_{i-1}$ 、 $d_i$  とすると  $w_i$  は

$$w_i = \frac{d_{i-1} + d_i}{2} \quad (5.9)$$

である。5.8 式に 5.9 式を代入して算出された重心の座標を Fig. 5.22 に示した。

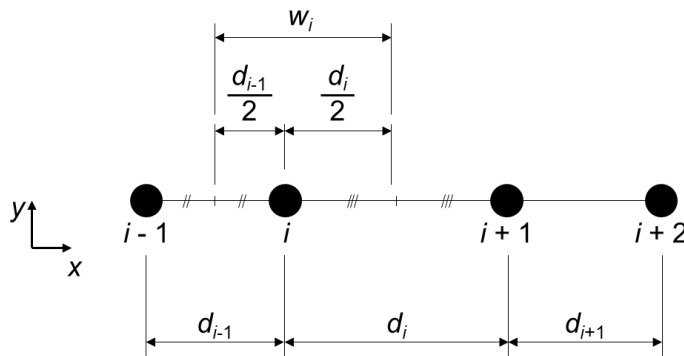


Fig. 5.23 Distance and weight of mass point.

Fig. 5.22 の点群で囲まれた面積  $A_{1/2}$  を  $z$  軸回りに  $360^\circ$  回転させてできる碁石形の体積は

$$V = 2 * \pi * x_{CG} * A_{1/2} \quad (5.10)$$

と表される。なお重心の  $z$  座標の値は 0 であるので体積の計算には考慮していない。計算された体積の値を Fig. 5.24 に示す。Fig. 5.24 から焼戻し領域の体積は  $N=2$  が最

も大きいことがわかる。これは  $N=2$  がわずかに過度な焼戻し条件であったために、厳密な最適焼戻し条件と比較して焼戻し領域の面積が大きかったことが要因であると考えられる。

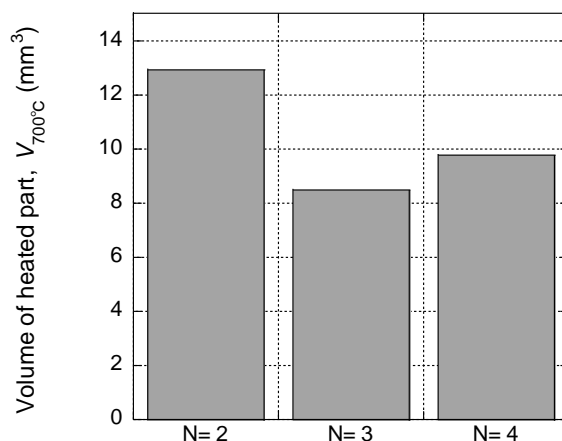


Fig. 5.24 Volume of heated area.

#### 5.4.2 発熱量の算出

次に比熱と密度, 加熱温度を加味して発熱量  $H_{700^{\circ}\text{C}}$  を算出する. 加熱温度  $\Delta T$  は  $700^{\circ}\text{C}$  とし, 比熱は二保ら<sup>85)</sup>の研究で用いられた比熱を参考に  $862.5 \text{ J/kg/K}$  とした. また鋼材の密度は  $7810 \text{ kg/m}^3$  として発熱量を計算した結果を, 発熱量  $H_0$  と比較して Fig. 5.25 に示す. Fig. 5.25 から  $H_0$  は板枚数とともに増大するのに対して,  $H_{700^{\circ}\text{C}}$  は減少しており異なる傾向を示した.

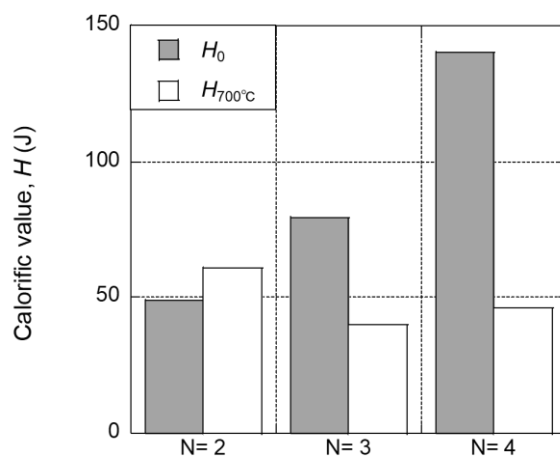


Fig. 5.25 Comparison of heat input value between  $H_0$  and  $H_{700^{\circ}\text{C}}$ .

### 5.4.3 発熱比による統一的表記

次に発熱量の比（以下，発熱比）を算出し Fig. 5.26 に示した．発熱比は

$$R_{H0} = \frac{H_0}{H_{700^\circ\text{C}}} \quad (5.11)$$

で表した． $N=2$  においては，硬さ分布が過度な焼戻し条件でなく厳密な最適焼戻し条件であったならば  $H_{700^\circ\text{C}}$  の値は小さくなり，それゆえに発熱比の値は 1 に近い値となると考えられる．このことを踏まえて Fig. 5.26 を見ると，発熱比は  $N-1$  に概ね一致することがわかる．この理由は定かでないが  $N=2$  の場合には，この発熱量  $H_{700^\circ\text{C}}$  の算出に利用した材料定数：密度と比熱は，継手発熱量を予測可能な指標となりうることが示された．

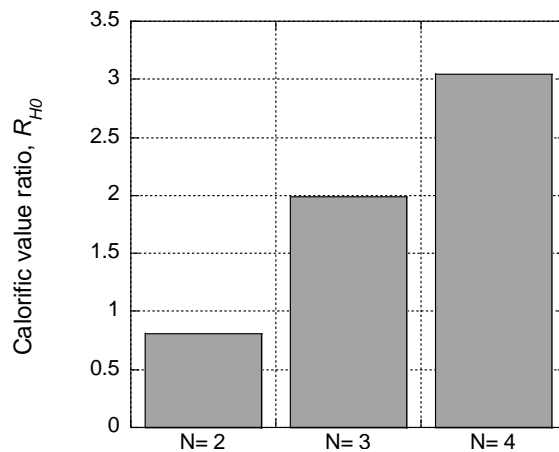


Fig. 5.26 Calorific value ratio.

## 5.5 結言

本章では，抜熱量と発熱量それぞれを溶接施工条件に依存しない汎用的な指標を示すために，施工条件と材料特性を変更して電極の抜熱量および継手の発熱量の変化を調査した．まず溶接施工条件と材料特性をそれぞれ変更して  $Q-T_f$  関係を取得した．その結果，

- (1) ナゲット径と加圧力，鋼板強度をそれぞれ変更した場合には  $Q-T_f$  関係は概ね溶接施工条件に依存せず一致した，
- (2) 板枚数を変更した場合は  $Q-T_f$  関係に違いが見られた，

ことが明らかとなった。Q 値はテンパー通電の入熱量の代表値ではあるものの、継手の電気抵抗値が考慮されておらず、この電気抵抗値が溶接施工条件、特に板枚数によって大きく変化する因子であると考えた。そこで電気抵抗値を算出しテンパー通電時の入熱量を算出したうえで最適焼戻し条件を整理した。その結果、

(3) 入熱量とテンパー通電時間の関係は、加圧力と鋼板強度をそれぞれの変更した条件では Q 値よりもよい一致を示した、

(4) 一方でナゲット径を変更した条件では傾きが、板枚数を変更した条件では切片が異なる、

ことが明らかとなった。そこで次に、傾きと切片のそれぞれを予測可能な値を提案した。

傾き、すなわち電極の冷却効果は電極-鋼板間の熱伝達現象によるものと考え、その因子は電極-鋼板間の熱流束や熱伝達係数である。そこで熱流束と熱伝達係数を電極冷却効果の値と電極-鋼板間の接触面積から算出した。その結果、

(5) 熱伝達係数は溶接施工条件によって変化するものの、熱流束は比較的溶接施工条件の依存性が見られなかった、

ことが明らかとなった。そのため、本研究では電極冷却効果を予測可能な指標として熱流束を提案した。

次に、発熱量は上昇温度の関数としても表されることから、そこから計算される発熱量  $H_{700^{\circ}\text{C}}$  は、入熱量とテンパー通電時間の関係から得られた発熱量  $H_0$  と一致するはずである。そこで  $H_{700^{\circ}\text{C}}$  を計測した。その結果、

(6)  $H_0$  は  $H_{700^{\circ}\text{C}}$  の  $N-1$  倍になった、

ことが明らかとなった。この原因は定かでないが  $N=2$  の場合には発熱量  $H_{700^{\circ}\text{C}}$  が  $H_0$  と一致した。このことから発熱量の算出に利用した材料定数である密度、比熱は発熱量を予測可能な指標になりうる。以上の検討によって、電極の冷却効果および発熱量について予測可能な因子を提案することができたと考える。

## 第6章 結論

近年の自動車業界においては自動車の低燃費化や衝突安全性が強く求められていることから、自動車のボディに高強度鋼板の適用が進められている。しかし、自動車用鋼板の一般的な接合方法である抵抗スポット溶接を高強度鋼板に施すと、継手の疲労強度が軟鋼板と同程度となり、高強度鋼板の適用拡大に際しての課題となっている。このように高強度鋼板において疲労強度が向上しない原因として、継手の力学的な特徴ならびに溶接部としての特徴が複雑に重畳しているものと考えられている。その中でも疲労強度向上に向けて様々な検討がなされており、その代表的なものの一つにテンパー通電法が知られている。テンパー通電法は溶接部を焼戻すことで継手内部に圧縮残留応力を付与する手法であり、圧縮残留応力の付与により疲労き裂の発生寿命が向上したことが示唆されている。一方で、残留応力は疲労き裂の発生寿命にほとんど影響を及ぼさないことが従来研究において明らかにされている。このことから、テンパー通電による疲労き裂の発生寿命向上においては、残留応力が疲労き裂の発生寿命に直接影響を及ぼしたとは考え難く、他の要因を介してき裂発生を抑制したとも考えられる。つまり、テンパー通電による疲労強度向上メカニズムが明らかにされたとは言いがたい。しかし、テンパー通電法は疲労強度向上効果が非常に高く、加えてインラインで施工可能な手法であることから実施工において有用な手法となりうると考えられる。

そこで本研究では、テンパー通電法の実施工への適用に向けて、その疲労強度向上メカニズムの明確化と、疲労強度向上に最適な施工条件の予測手法を提案した。具体的には、疲労強度向上メカニズムとしては硬さと残留応力のそれぞれが疲労強度に及ぼす影響について検討を行った。そして疲労強度向上に最適な施工条件の予測手法を示すために、最適な焼戻し条件に及ぼす電極の冷却効果の影響を明らかにしたうえで、溶接施工条件に依存しない定数をその指標として提案した。

第1章では、自動車用構造部材への高強度鋼板の適用拡大と、その抵抗スポット溶接継手の疲労強度特性の問題について述べた。そして疲労強度向上手法を提案した従来研究についてまとめ、特にテンパー通電法においてその実用性の高さについて述べた。さらにはこの手法の疲労強度向上メカニズムを明確化すること、そして疲労強度

向上に向けた施工条件の予測手法を提案することの重要性について述べることで、本研究の目的を示した。

第2章では、まずテンパー通電による硬さと残留応力、すなわち溶接部特性の変化について明らかにし、さらに鋼板強度をも変更することで残留応力と硬さを制御し、溶接部特性が疲労強度特性に及ぼす影響を明らかにした。はじめにテンパー通電による溶接部特性の変化と疲労寿命の関係を示した。その結果、

- (1) テンパー通電により継手内部は大きく軟化し、ナゲット中心部が最も軟化した条件で疲労寿命が向上する、

ことが明らかとなり従来研究と同様の結果が得られた。次に、テンパー通電を施した継手の温度と硬さの関係を抵抗スポット溶接シミュレーションに入力することで、テンパー通電による残留応力変化を計算可能な数値シミュレーション手法を構築した。その結果、

- (2) テンパー通電により引張残留応力が増大する、

- (3) 引張残留応力の増大は焼戻しマルテンサイトの体積分率と対応する、

ことが明らかとなった。焼戻しマルテンサイト量に引張残留応力が比例する原因としては、温度上昇による熱膨張と焼戻しによる軟化により圧縮塑性ひずみが負荷されるためであると考えられる。

次にテンパー通電法による硬さと残留応力の変化が疲労強度特性に及ぼす影響を明らかにすることを目的として、焼戻し状態と鋼板強度の変更、荷重負荷方向の変更を行った。その結果、

- (4) テンパー通電を施した継手の疲労寿命は鋼板強度、荷重負荷方向にかかわらず上昇し、特に  $TS=980\text{ MPa}$  の最適焼戻し条件ははく離負荷モードにおいて  $TS=590\text{ MPa}$  より疲労寿命が大きく上昇した、

- (5) ナゲット端部の軟化度合いによって、せん断負荷モードの疲労寿命は概ね整理できたものの、はく離負荷モードの疲労寿命は整理できなかった、

ことが明らかとなった。この結果から、せん断負荷モードの疲労寿命には硬さが、はく離負荷モードの疲労寿命には残留応力が影響を及ぼしているものと予想した。そこでそれぞれの荷重負荷モードについて、疲労き裂の発生・進展寿命の把握、疲労き裂の起点における応力状態の変化を取得した。まずせん断負荷モードについては、



- (6) as weld と最適焼戻し条件を比較すると、疲労き裂の発生寿命は最適焼戻し条件で増大した、
- (7) 疲労き裂は焼戻し状態にかかわらずナゲット端部で板厚方向に進展した、
- (8) 疲労試験時の継手内部の応力は、最適焼戻し条件で小さい値を示した、
- (9) 疲労試験時にシートセパレーション先端部に顕著な開口は見られなかったことから焼戻し条件による応力の差は疲労き裂起点の形状ではなく硬さに起因するものであることが示唆された、

ことが明らかとなり、硬さの低下が疲労強度を向上させることを明らかにすることができた。次にはく離負荷モードでは、

- (10)  $TS=590\text{ MPa}$  より  $TS=980\text{ MPa}$  において疲労き裂の発生寿命が増大した、
- (11) 破断形態は、 $TS=590\text{ MPa}$  では界面破断、 $TS=980\text{ MPa}$  では部分プラグ破断であった、
- (12) 疲労き裂の進展方向は、 $TS=980\text{ MPa}$  ではナゲット端部近傍でき裂が板厚方向に進展した、
- (13) ナゲット端部近傍の垂直応力が最大値を示す角度は、 $TS=590\text{ MPa}$  で  $180^\circ$ 、 $TS=980\text{ MPa}$  でも  $180^\circ$  方向であったが、値は  $TS=980\text{ MPa}$  で小さな値となった、

ことが明らかとなった。この結果から、 $TS=980\text{ MPa}$  で垂直応力が小さな値となった原因としてテンパー通電後の残留応力が影響を及ぼしていると考えられる。しかしその一方で、垂直応力から予測される疲労き裂の進展方向は実験結果と一致しない。このことから、残留応力がナゲット端部の応力、ひいては疲労き裂起点の応力状態に及ぼす影響は小さいものと考えられる。以上の検討によりテンパー通電による硬さと残留応力の変化が疲労き裂の起点における応力状態に及ぼす影響、ひいては疲労強度に及ぼす影響について詳細に把握することができた。

第 3 章では、残留応力と硬さを独立して制御することのできるプレス加工を用いることで、テンパー通電による疲労強度向上の主因子を明らかにした。その結果、

- (14) プレス荷重が  $3.0\text{ tf}$  までは加工硬化を生じず、残留応力のみを制御可能であることが示唆された、
- (15) プレス荷重が  $3.0\text{ tf}$  の条件で疲労寿命が向上し、さらに数値解析結果から圧縮

残留応力も付与されていたことから圧縮残留応力は疲労寿命の向上因子であることが明らかとなった、

(16) プレス荷重が 4.0 tf の条件では加工硬化を生じ、数値解析結果から圧縮残留応力は 3.0 tf と同等もしくはそれ以上の値となっていると予想された、

(17) プレス荷重が 4.0 tf の疲労寿命は 3.0 tf の疲労寿命より低下したことから、硬さの増大は疲労寿命の低下因子であり、その影響は圧縮残留応力による疲労強度向上効果より大きいことが示唆された、

ことが明らかとなった。以上の結果から、テンパー通電を施した継手には、硬さの低下が疲労強度を向上し、引張残留応力の増大が疲労強度を低下させる作用を有することが明らかとなった。さらに硬さが疲労強度の支配因子であることを明らかにすることができた。

第 4 章では、疲労強度向上に最適なテンパー通電条件を明らかにするために、まず電極の冷却効果と関係があると考えられるテンパー通電時間が最適焼戻し状態を得るための  $Q$  値に及ぼす影響を把握した。その結果、

(18)  $Q$  値を一定にしてテンパー通電時間を変更した場合には、焼戻し状態が変化した、

ことがわかった。このことから、入熱量のすべてが継手の発熱に寄与するわけではないことが明らかとなった。次に最適焼戻し状態を得るための入熱量がテンパー通電時間とともにどのように変化するか調べるため、テンパー通電時間を変更して硬さ分布を取得した。その結果、

(19) 最適焼戻し状態を得るための  $Q$  値はテンパー通電時間に比例して線形的に増大する、

ことが明らかになった。電極の抜熱量がテンパー通電時間に比例すると仮定すると、この線形関係の傾きは電極の冷却効果を表していると考えられる。また切片は継手の温度上昇に使用される熱量、すなわち発熱量と言える。まず線形関係の傾きが電極の冷却効果を表しているという仮説を検証するために、数値解析を使用してテンパー通電時のみ電極の熱伝導率を変更し  $Q$  値とテンパー通電時間の関係を取得した。その結果、

(20) 電極の熱伝導率を大きくした場合、最適焼戻し状態を得るための  $Q$  値とテン

パー通電時間の関係の傾きが大きくなった，  
ことがわかった．つまり，電極の熱伝導率の増大により電極の冷却効果が大きくなったことで電極への熱伝達量が増加したと言える．次に切片が最適焼戻し状態を得るための必要最小限の入熱量を表しているという仮説を検証するために最適焼戻し状態の切片と過度な焼戻し条件の切片を比較した．その結果，

(21) 切片は過度な焼戻し条件のほうが大きい値を示した，  
ことがわかった．これは過度な焼戻し条件のほうが継手内部の温度が高い，つまり発熱に必要な熱量が高いからであり，切片が発熱量であることが示された．

以上の結果から，入熱量と電極の抜熱量，そして継手の発熱量の関係を明らかにすることができた．

第 5 章では，抜熱量と発熱量それぞれを溶接施工条件に依存しない汎用的な指標を示すために，施工条件と材料特性を変更して電極の抜熱量および継手の発熱量の変化を調査した．まず溶接施工条件と材料特性をそれぞれ変更して  $Q-T_f$  関係を取得した．その結果，

(22) ナゲット径と加圧力，鋼板強度をそれぞれ変更した場合には  $Q-T_f$  関係は概ね溶接施工条件に依存せず一致した，

(23) 板枚数を変更した場合は  $Q-T_f$  関係に違いが見られた，  
ことが明らかとなった． $Q$  値はテンパー通電の入熱量の代表値ではあるものの，継手の電気抵抗値が考慮されておらず，この電気抵抗値が溶接施工条件，特に板枚数によって大きく変化する因子であると考えた．そこで電気抵抗値を算出しテンパー通電時の入熱量を算出したうえで最適焼戻し条件を整理した．その結果，

(24) 入熱量とテンパー通電時間の関係は，加圧力と鋼板強度をそれぞれの変更した条件では  $Q$  値よりもよい一致を示した，

(25) 一方でナゲット径を変更した条件では傾きが，板枚数を変更した条件では切片が異なる，  
ことが明らかとなった．そこで次に，傾きと切片のそれぞれを予測可能な値を提案した．

傾き，すなわち電極の冷却効果は電極-鋼板間の熱伝達現象によるものと考えるとその因子は電極-鋼板間の熱流束や熱伝達係数である．そこで熱流束と熱伝達係数を

電極冷却効果の値と電極-鋼板間の接触面積から算出した。その結果、

(26) 熱伝達係数は溶接施工条件によって変化するものの、熱流束は比較的溶接施工条件の依存性が見られなかった、

ことが明らかとなった。そのため、本研究では電極冷却効果を予測可能な指標として熱流束を提案した。

次に、発熱量は上昇温度の関数としても表されることから、そこから計算される発熱量  $H_{700^{\circ}\text{C}}$  は、入熱量とテンパー通電時間の関係から得られた発熱量  $H_0$  と一致するはずである。そこで  $H_{700^{\circ}\text{C}}$  を計測した。その結果、

(27)  $H_0$  は  $H_{700^{\circ}\text{C}}$  の  $N-1$  倍になった、

ことが明らかとなった。この原因は定かでないが  $N=2$  の場合には発熱量  $H_{700^{\circ}\text{C}}$  が  $H_0$  と一致した。このことから発熱量の算出に利用した材料定数である密度、比熱は発熱量を予測可能な指標になりうる。以上の検討によって、電極の冷却効果および発熱量について予測可能な因子を提案することができたと考える。

## 謝辞

本論文にまとめた研究は、大阪工業大学 工学部 機械工学科 伊與田宗慶 専任講師の元で研究を行ったものです、学部 4 回生での研究室配属から今日に至るまでの 3 年間、研究のご指導だけでなく、就職活動や学生生活における様々な事項に関してまで常に温かく見守っていただき、また、多くの貴重なご助言をいただきました。

また、大阪工業大学 工学部 機械工学科 西川出 教授にも研究に関してご助言いただきました。

さらに、本研究においては供試材料の提供ならびに残留応力計測において日本製鉄株式会社（旧：新日鐵住金株式会社）古迫誠司様、松井翔様より多大なご支援とご協力をいただきました。

本論文は、以上の方々に加えて、ここにお名前を挙げるのでできなかった方も含む、ご支援とご協力によって完成させることができたものであり、ここに心からのお礼と感謝の意を表します。

最後に、これまでの 27 年間、学業、研究活動での私の成長を温かく見守り、支えてくれた母に心より感謝いたします。

## 参考文献

- 1) 自動車技術会, ”自動車技術ハンドブック <第1分冊> 基礎・理論編” .
- 2) 薄鋼板成形技術研究会編, "プレス成形難易ハンドブック 第3版", 日刊工業新聞社, (2007), pp. 2-18.
- 3) 地球環境研究センター, ”日本国温室効果ガスイベントリ報告書” .
- 4) 佐藤員暢, “電気自動車の新技術” .
- 5) “インドネシアにおける交通安全政策と規制の変遷 (1950年~2010年)”
- 6) 樋口健治, 小口泰平, 中塚武司, 林洋, 古浜庄一, ”自動車の事典” .
- 7) 宇治橋貞幸, "自動車アセスメントの成果と今後の展望", 自動車技術, 第66巻, 第7号 (2012), pp. 12-17.
- 8) 小嶋啓達, ホットスタンプ用鋼板の熱処理特性, 塑性と加工, 第54巻, 第630号 (2013), pp. 586-590.
- 9) 匹田和夫, 西畑敏伸, 菊地祐久, 鈴木貴之, 中山伸之, TS1800MPa 級ホットスタンプ用鋼板の開発, まてりあ, 第52巻, 第2巻 (2013), pp. 68-70.
- 10) H. Karbasian and A.E. Tekkaya, A review on hot stamping, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 210 (2010), pp. 2103-2118.
- 11) “「インテリジェント スポット™」溶接技術適用による溶接品質向上”, JFE 技報, 第30号 (2012), pp 55-56.
- 12) 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, 第17巻, 第4号(1999), pp.553-560.
- 13) B. Pollard, Spot Welding Characteristics of HSLA Steel for Automotive Applications, Welding Journal, Vol. 53, No. 8 (1974), pp.343-350.
- 14) 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, 第11巻, 第2号 (1993), pp. 313-320.
- 15) M. Pouranvari and S. P. H. Marashi, Critical review of automotive steels spot welding: Process, structure and properties, Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 18, No. 5, pp. 361-403.
- 16) 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, 第 14 巻, 第 4 号 (1996), pp.754-761.
- 17)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, 第 4 巻, 第 3 号 (1986), pp. 639-646.
- 18)小野守章, “抵抗溶接の新展開 自動車用高強度薄鋼板のスポット溶接性”, 溶接技術, 第 51 巻, 第 3 号 (2003), pp. 77-82.
- 19)J. J. F. Bonnen, H. Agrawal, M. A. Amaya, R. M. Lyengar, H. T. Kang, A. K. Khosrovaneh, T. M. Link, H. C. Shih, M. Walp and B. Yan, Fatigue of Advanced High Strength Steel Spot-Welds, SAE paper (2006), .
- 20)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, 第 55 巻, 第 12 号 (2006), pp.1095-1101.
- 21)H. -F. Henrysson, F. Abdulwahab, B. L. Josefson, M. Fermér, Residual Stresses in Resistance Spot Welds, Finite Element Simulations, X-Ray Measurements and Influence on Fatigue Behaviour, Welding in the World, Vol. 43, No. 1 (1999), pp.55-63.
- 22)S. Singh, O. Hahn, F. Du and G. Zhang, Lightweight Design Through Optimised Joining Technology, Welding in the World, Vol. 46 (2002), pp. 10-18.
- 23)X. Long and S. K. Khanna, Fatigue Properties and Failure Characterization of Spot Welded High Strength Steel Sheet, International Journal of Fatigue, Vol. 29 (2007), pp. 879-886.
- 24)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, 第 53 巻, 10 号 (2004), pp. 1136-1142.
- 25)樺沢真事, 自動車用材料とその接合技術 自動車用高張力鋼板の溶接, 溶接学会誌, 第 60 巻, 第 6 号 (1991), pp. 495-498.
- 26)及川初彦, 村山元, 崎山達也, 高橋靖雄, 石川忠, “自動車用高強度鋼板のスポット溶接性”, 新日鉄技報, 第 385 号 (2006), pp. 36-41.
- 27)D. H. Bae, I. S. Sohn, J. K. Hong, Assessing the Effects of Residual Stresses on the Fatigue Strength of Spot Welds, Welding Journal, Vol. 82, No. 1 (2003), pp.18-23.

- 28) 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), 第 51 巻, 第 467 号 (1985), pp. 1772-1779.
- 29) R. W. Rathbun, D. K. Matlock, J. G. Speer, Fatigue Behavior of Spot Welded High-Strength Sheet Steels, *Welding Journal*, Vol. 82, No. 8 (2003), pp. 207-218.
- 30) 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, 第 4 巻, 第 3 号 (1986), pp. 646-652.
- 31) 渡辺修, 松本重人, 中野善文, 斉藤良行, 高強度鋼溶接継手の疲労強度とその支配因子応力集中係数と溶接残留応力の効果, 溶接学会論文集, 第 13 巻, 第 3 号 (1995), pp. 438-443.
- 32) 佐藤次彦, 片山襄一, 三国純次, 多点スポット溶接継手の応力分布と疲労強度 (I), 溶接学会誌, 第 50 巻, 第 11 号 (1981), pp. 57-64.
- 33) 佐藤次彦, 片山襄一, 三国純次, 多点スポット溶接継手の応力分布と疲労強度 (II), 溶接学会誌, 第 51 巻, 第 1 号 (1982), pp. 37-44.
- 34) 東郷敬一郎, 大熊伴哉, 島村佳伸, 尾嶋良文, 構造用鋼スポット溶接継手の疲労強度と破壊形態に関する FEM 解析による考察, 材料, 第 58 巻, 第 7 号 (2009), pp. 627-634.
- 35) 富士本博紀, 上田秀樹, 中山英介, 上路林太郎, 藤井英俊, ホットスタンプ処理されたスポット溶接継手の疲労強度特性—スポット溶接テーラードブランク技術の検討—, 溶接学会論文集, 第 33 巻, 第 3 号 (2015), pp. 253-261.
- 36) 富岡昇, 佐藤大旺, 岡部顕史, 公称構造応力算出法を用いた複合荷重下のスポット溶接部の応力分離法, 自動車技術会論文集, 第 51 巻, 第 2 号 (2020), pp. 379-384.
- 37) 種子島亮太, 曙紘之, 加藤昌彦, 菅田淳, 590MPa 級自動車用鋼板を母材とするスポット溶接継手における負荷荷重に基づく累積疲労損傷評価手法の確立, 日本機械学会論文集 A 編, 第 78 巻, 第 787 号 (2012), pp. 278-288.
- 38) 青山咸恒, 藤本正男, スポット溶接した冷延鋼板の疲労強度, 材料, 第 24 巻, 第 259 号 (1975), pp. 326-332.
- 39) P. Banerjee, R. Sarkar, T.K. Pal a and M. Shome, Effect of nugget size and notch



- geometry on the high cycle fatigue performance of resistance spot welded DP590 steel sheets, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 238 (2016), pp. 226-243.
- 40) 青山咸恒, 藤本正男, “スポット溶接継手の曲げ疲労強度と冷間加工によるその改善”, *材料*, 第 20 巻, 第 217 号 (1971), pp. 1094-1100.
- 41) 佐藤次彦, 阿部博司, 石橋幸治, “スポット溶接部の疲れき裂に関する研究—圧縮加工の効果—”, *溶接学会全国大会講演概要*, 第 29 号 (1981), pp. 80-81.
- 42) 本田和男, 鳥居太始之, 戸井詔彦, 元木克之, “き裂材の疲労き裂進展に及ぼす残留応力場の影響”, *材料*, 第 31 巻, 第 348 号 (1982), pp. 908-914.
- 43) 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*, 第 68 巻, 第 9 号 (1982), pp. 318-325.
- 44) 樺沢真事, 松田恭典, 藤井康司, 導電型制振鋼板のスポット溶接性に対する表面処理層の影響 樹脂複合型制振鋼板のスポット溶接性(第 4 報), *溶接学会論文集*, 第 14 巻, 第 3 号 (1996), pp. 502-509.
- 45) 中村孝, 浜崎正信, 小保方貞夫, 点溶接におけるナゲット生成機構の研究 (第 7 報) —実用溶接条件における電流密度変化について—, *溶接学会誌*, 第 41 巻, 第 11 号 (1972), pp. 1330-1337.
- 46) 中村孝, 浜崎正信, 小保方貞夫, 点溶接におけるナゲット生成機構の研究 (第 3 報) —ストッパを使用し、材料の膨張を阻止して溶接した場合—, *溶接学会誌*, 第 37 巻, 第 3 号 (1968), pp. 255-262.
- 47) 掘田孝, 岡賢, 金丸達也, 山崎一正, 藤原敏郎, 亜鉛めっき鋼板のスポット溶接におけるナゲット形成要因の影響, *溶接学会論文集*, 第 14 巻, 第 2 号 (1996), pp. 225-259.
- 48) S.S. Babu, M.L. Santella, Z. Feng, B.W. Riemer and J.W. Cohron, Empirical model of effects of pressure and temperature on electrical contact resistance of metals, *Science and Technology of Welding & Joining*, Vol. 6, No. 3 (2001), pp.126-132.
- 49) 近藤正恒, 小西徳次郎, 野村浩二, 粉川博之, 合金化溶融亜鉛めっき鋼板の抵抗スポット溶接における電極先端形状の消耗変化, *溶接学会論文集*, 第 27 巻, 第 3 号 (2009), pp. 230-239.
- 50) 池田倫正, 沖田泰明, 小野守章, 安田功一, 寺崎俊夫, 通電中の加圧力および溶接電流制御を活用した抵抗スポット溶接技術の開発, *溶接学会論文集*, 第 28

- 卷, 第 1 号 (2010), pp. 141-148.
- 51) V. H. Baltazar Hernandez, S. S. Nayak, Y. Zhou, “Tempering of martensite in dual-phase steels and its effects on softening behavior”, *Metallurgical and Materials Transactions A*, Vol. 42, No. 10 (2011), pp. 3115-3129.
- 52) 鈴木環輝, 杉山昌章, 及川初彦, 野瀬哲郎, 今福宗行, 友田陽, 鈴木裕士, 盛合敦, “中性子回折法による鋼材溶接部の残留応力評価技術”, *新日鉄技報*, 第 390 号 (2010), pp. 49-53.
- 53) 佐藤邦彦, 向井喜彦, 豊田政男, “溶接工学”, 理工学社 (1979).
- 54) 林眞琴, 中性子回折による構造物内部の残留応力測定“, *日本機械学会論文集 (A 編)*, 第 67 卷, 第 655 号 (2001), pp. 363-369.
- 55) 秋庭義明, “新しい光源による応力評価 3. 中性子回折法による応力測定”, *材料*, 第 54 卷, 第 7 号 (2005), pp. 785-790.
- 56) 伊與田宗慶, 三上欣希, 橋本匡史, 谷口公一, 池田倫正, 望月正人, 980MPa 級高張力鋼抵抗スポット溶接部におけるナゲット寸法および残留応力の数値シミュレーション, *溶接学会論文集*, 第 29 卷, 第 2 号 (2011), pp. 86-95.
- 57) 川邊直雄, 松田広志, 沖田泰明, 池田倫正, 三上欣希, 望月正人, 抵抗スポット溶接部における温度・応力変化を考慮した水素拡散解析, *溶接学会論文集*, 第 37 卷, 第 3 号 (2019), pp. 125-132.
- 58) 佐藤彰, 橋本匡史, 西川出, 伊與田宗慶, 溶接施工条件に着目した抵抗スポット溶接継手表面における X 線残留応力測定手法の適用に関する検討, *自動車技術会論文集*, 第 50 卷, 第 2 号 (2019), pp. 575-580.
- 59) 伊與田宗慶, 三上欣希, 望月正人, 橋本匡史, 谷口公一, 池田倫正, “X 線回折法を利用した抵抗スポット溶接部の残留応力計測”, *溶接学会全国大会講演概要*, 第 90 号 (2012), pp. 252-253.
- 60) G. W. Greenwood, R. H. Johnson, “The deformation of metals under small stresses during phase transformation”, *Proceedings of the Royal Society*, Vol. 238, No. 1394 (1965), pp. 403-422.
- 61) ESI group, Ed. “SYSWELD Reference Manual”, (2016).
- 62) 宮川大海, 吉葉正行, “よくわかる材料学”, 森北出版株式会社 (1993).
- 63) 飯泉新吾, “鋼の熱処理 改訂 5 版”, 日本鉄鋼協会 (1969).

- 64)佐藤彰, 西川出, 伊與田宗慶, 光ファイバー温度計を用いた相変態予測による残留応力解析の高精度化, 自動車技術会論文集, 第 49 巻, 第 5 号 (2018), pp. 1062-1067.
- 65)日本材料学会, “X 線応力測定法”, 養賢堂 (1981).
- 66)古迫誠司, 宮崎康信, 濱谷秀樹, 秋庭義明, スポット溶接された L 字継手の強度および破壊挙動に及ぼす添加元素の影響, 溶接学会論文集, 第 33 巻, 第 2 号 (2015), pp. 133-143.
- 67)MSC Software Corporation, “MSC Marc-Manual”, (2014).
- 68)O. C. ツィエンキーヴィッツ, Y. K. チューン, “マトリックス有限要素法”, 培風館 (1970).
- 69)D. F. Socie, G. B. Marquis, “Multiaxial Fatigue”, SAE (2000).
- 70)谷口公一, 沖田康明, 池田倫正, 高張力薄鋼板の継手特性向上を実現する抵抗スポット溶接技術, JFE 技報, No. 34 (2014), pp. 8-13.
- 71)北野萌一, 佐藤彰, 伊與田宗慶, 中村照美, 機械学習を活用した抵抗スポット溶接条件 - ナゲット形状関係の整理, 溶接学会論文集, 第 38 巻, 第 2 号 (2020), pp. 53-59.
- 72)志田朝彦, 梶原良一, 小園裕三, 小倉慧, 抵抗スポット溶接における被溶接材の表面温度とナゲット成長過程との関連性, 溶接学会論文集, 第 1 巻, 第 3 号 (1983), pp. 349-354.
- 73)中根金作, 華表克全, スポット溶接における適正溶接条件の決定法に関する研究, 溶接学会誌, 第 42 巻, 第 3 号 (1973), pp. 236-247.
- 74)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, Vol.18, No.1, pp. 185-192.
- 75)大岡久康, 鈴木敦, 後東光繁, 大塚啓太, 岡田安正, 短ピッチスポット溶接技術の開発, Honda R&D Technical Review, Vol. 25, No. 2 (2013), pp. 81-86.
- 76)Y.CHO and S. RHEE, Experimental study of Nugget formation in Resistance Spot Welding, Welding Journal, Vol. 82, No. 8 (2003), pp. 195-201.
- 77)椋本厚司, 新明高史, 菊池陵, 福本学, 内原正人, 福井清之, スポット溶接 CAE による散り発生要因の検討, 溶接学会全国大会講演概要, Vol. 79 (2006), pp.

382-383.

- 78) H. UEDA\* M. FUKUMOTO, H. FUJIMOTO, K. OKAMURA, S. KIKUCHI, E. NAKAYAMA, T. OKADA M. YASUYAMA, Finite Element Simulation of Resistance Spot Welding Process for Automotive Steel, NIPPON STEEL & SUMITOMO METAL TECHNICAL REPORT, No. 119, pp. 103-114.
- 79) 谷口公一, 松田広志, 池田倫正, ナゲット径変動時の十字引張強さに及ぼす短時間・高電流のパルス通電の影響-超ハイテンのパルス通電活用抵抗スポット溶接技術の開発-, 溶接学会論文集, 第37巻, 第4号(2019), pp. 215-223.
- 80) 谷口公一, 松田広志, 池田倫正, 大井健次, 短時間・高電流後通電による発熱形態および十字引張強さの向上, 溶接学会論文集, 第32巻, 第3号(2014), pp. 164-171.
- 81) S. Sajjadi-Nikoo, M. Pouranvari, A. Abedi and A. A. Ghaderi, In situ postweld heat treatment of transformation induced plasticity steel resistance spot welds, Science and Technology of Welding & Joining, Vol. 23, No. 1(2018), pp. 71-78.
- 82) S. T. Wei\*, D. Lv, R. D. Liu, L. Lin, R. J. Xu, J. Y. Guo and K. Q. Wang, Similar and Dissimilar Resistance Spot Welding of Advanced High Strength Steels: Welding and Heat Treatment Procedures, Structure and Mechanical Properties, Science and Technology of Welding & Joining, Vol. 19, No. 5, pp. 427-435.
- 83) 古迫誠司, 宮崎康信, 濱谷秀樹, 秋庭義明, 熱伝導解析解を利用したスポット溶接条件決定指針の検討, 溶接学会論文集, 第33巻, 第2号(2015), pp. 160-170.
- 84) 松山欽一, 高橋靖雄, 長谷川和芳, 抵抗溶接の基礎と実際, 産報出版 (2011).
- 85) 二保知也, 堀江知義, 森田雄祐, 石原大輔, 山川大祐, 靱井信之, “抵抗スポット溶接における弾塑性接触・電流・熱伝導3連成解析モデルの検討”, 溶接学会論文集, 第33巻, 第3号(2015), pp. 271-282.