



Title	薄板の電子ビーム溶接継手における残留応力分布特性に関する研究
Author(s)	永井, 卓也
Citation	大阪大学, 2017, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/61751
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

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

The University of Osaka

博士學位論文

薄板の電子ビーム溶接継手における
残留応力分布特性に関する研究

永井 卓也

2017年1月

大阪大学大学院工学研究科

目次

第1章 緒論

1.1 はじめに	・・・1
1.2 研究背景	・・・3
(電子ビーム溶接の残留応力特性に関するこれまでの研究)	
1.2.1 電子ビーム溶接部の残留応力	・・・3
1.2.2 残留応力計測手法の種類と電子ビーム溶接部への適用性の検討	・・・4
(a) X線回折法	・・・5
(b) シンクロトロン放射光測定法	・・・5
(c) 中性子回折法	・・・6
(d) 磁気ひずみ法	・・・6
(e) 超音波法	・・・6
(f) ひずみゲージ切断法	・・・7
(g) 穿孔法	・・・7
(h) Ring core 法	・・・7
(i) コンター法	・・・8
(j) 深穴穿孔法	・・・8
1.3 本研究の構成	・・・9
第1章 参考文献	・・・11

第2章 残留応力に対する溶接条件の影響

2.1 緒言	・・・15
2.2 試験方法	・・・15
2.2.1 供試材	・・・15
2.2.2 溶接方法	・・・16
2.2.3 温度の測定方法	・・・17
2.2.4 残留応力の測定方法	・・・17
2.2.5 角変形量の測定方法	・・・19
2.2.6 有限要素法解析	・・・20
2.3. 結果および考察	・・・22
2.3.1 温度測定結果と有限要素法解析結果の比較	・・・22
2.3.2 残留応力測定結果と有限要素法解析結果の比較	・・・27
(a) 測定値と解析値の相関	・・・27

(b) 溶接線直角方向残留応力	・・・30
(c) 止端部での溶接線直角方向残留応力	・・・31
(d) 溶接線方向残留応力	・・・32
2.3.3 角変形量測定結果と有限要素法解析結果の比較	・・・33
2.4. 結言	・・・34
第2章 参考文献	・・・36
 第3章 電子ビーム溶接部の内部残留応力に関する比較検討	
3.1 緒言	・・・38
3.2 試験方法	・・・38
3.2.1 供試材	・・・38
3.2.2 溶接方法	・・・39
3.2.3 温度測定	・・・39
3.2.4 改良型深穴穿孔法による残留応力測定	・・・39
3.2.5 ひずみゲージ切断法による残留応力測定	・・・41
3.2.6 X線回折法による残留応力測定	・・・43
3.2.7 有限要素法解析	・・・43
3.3 結果および考察	・・・45
3.3.1 溶接試験体の断面観察	・・・45
3.3.2 改良型深穴穿孔法による内部残留応力測定結果	・・・46
3.3.3 その他測定法での残留応力分布	・・・46
3.3.4 電子ビーム溶接部の内部残留応力	・・・51
3.4 結言	・・・52
第3章 参考文献	・・・53
 第4章 残留応力に対する鋼種の影響	
4.1 緒言	・・・55
4.2 試験方法	・・・55
4.2.1 供試材	・・・55
4.2.2 溶接方法	・・・56
4.2.3 温度の測定方法	・・・56
4.2.4 残留応力の測定方法	・・・57
4.2.5 有限要素法解析	・・・59

4.3. 結果および考察	・・・63
4.3.1 温度測定結果と有限要素法解析結果の比較	・・・63
4.3.2 残留応力測定結果と有限要素法解析結果の比較	・・・67
(a) 溶接線直角方向の残留応力 (σ_y)	・・・69
(b) 溶接線方向の残留応力 (σ_x)	・・・70
(c) 残留応力への鋼種の影響	・・・71
4.3.3 比較材の残留応力特性	・・・73
4.4 結言	・・・76
第4章 参考文献	・・・77

第5章 残留応力と疲労強度の関係

5.1 緒言	・・・78
5.2 試験方法	・・・78
5.2.1 供試材	・・・78
5.2.2 溶接方法	・・・79
5.2.3 温度測定	・・・80
5.2.4 有限要素法解析	・・・80
5.2.5 三点曲げ疲労試験	・・・81
5.2.6 ビッカース硬さ試験	・・・82
5.3 結果および考察	・・・82
5.3.1 入熱の影響	・・・82
(a) 残留応力特性	・・・82
(b) 応力集中	・・・83
(c) 三点曲げ疲労試験	・・・85
5.3.2 鋼種の影響	・・・86
(a) 残留応力特性	・・・86
(b) 応力集中	・・・90
(c) 三点曲げ疲労試験	・・・90
5.4 結言	・・・94
第5章 参考文献	・・・95

第6章 結論	・・・96
--------	-------

本研究に関する業績一覧	・・・99
謝辞	・・・103

第1章

緒論

1.1 はじめに

金属を接合するために用いられる溶接は、あらゆる産業分野における基盤技術として不可欠なものである。溶接は、融接、圧接、ろう付に分類される。融接の定義は、一般に溶接状態において機械的圧力を加えずに行う接合方法の総称とされ、溶接対象の材料（母材）を加熱し、母材のみ、あるいは母材と溶加材を溶かして溶接金属を作り凝固させて接合する方法をいう¹⁾。本研究で取り上げる電子ビーム溶接はこの融接法に該当する。

電子ビーム溶接自体は比較的新しい溶接法の一つであり、実用化が開始されたのは1951年とされている²⁾。電子ビーム溶接の原理としては、フィラメントから放電された電子の衝突を利用して溶接する手法であり²⁻⁶⁾、以下のように説明される。真空中でマイナスの電極を約2,800 Kまで加熱すると、電極内の電子は励起されて仕事関数より大きなエネルギーを持つものが増え、外部へ放出される。この時、プラスとマイナスの電極間に高電圧（150 kV程度）が印加されていると、放出された電子が光の約63 %の速度に加速されたビームになる。このビームを電磁コイルによって最大で直径10 mm程度に、最小で直径0.2 mm程度の微小スポットまで収束して溶接部に照射する。すると電子が金属と衝突する際に電子の持つ運動エネルギーが熱エネルギーに変換され、ビームが照射された部分は瞬時に溶融する。

ここで、電子ビーム溶接は一般的に真空中で行うことが特徴である。その理由は、大気中で電子を加速させた場合、酸素や窒素などの大気中の分子に衝突することによるエネルギー損失や散乱により、ビーム発生源からの到達距離が短く、ビーム位置の制御が困難になるからである。また、電子ビーム溶接部の特徴としては、アーク溶接に比べて入熱量が小さいため、一般的に溶接変形が小さくかつ冶金的な変化領域が狭いことが挙げられる。また、局所的なエネルギー集中による深溶込み溶接が可能であり、相当な板厚を有する厚板に対しても1パスないしは少ないパス数で溶接が可能である。さらに、真空中での溶接となるため溶接時の酸化、窒化がなく高品質な溶接であることも特徴としてあげられる。

1950年代から適用が開始された電子ビーム溶接は、最近までは、その設備コストがとても高価であったことから、溶接部に極めて高い品質の要求される原子力や宇宙関連などの特殊分野における厚板部材が主な適用対象となっ

ていた。ところが、近年の電子ビーム溶接では、設備の簡易化やそれに伴う装置の普及、ジョブショップの企業努力などによって加工費用が大幅に低減してきたこともあり、自動車・電気機器・工具関係などの一般産業に使用されることも多くなっている。現在、電子ビーム溶接が数量的にもっとも多く使われているのは自動車産業で、AT/MT 変速ギア部品、カーエアコン用の部品やターボチャージャー用等の量産部品に適用され、さらにハイブリッド車の電池製作にも適用されるなど、幅広く利用されている。自動車産業以外では、計測器のダイヤフラムや真空機器のパイプとフランジの接合部といった板厚 3～15 mm 程度の従来から電子ビーム溶接を適用してきた部材に比べると比較的薄い板厚の部材に、貫通溶接のみならず部分溶込み溶接として適用されている事例も数多く見受けられる。本研究では、鋼板の種類を Table 1.1 に示すように分類し、従来の電子ビーム溶接で使われることの多かった板厚 50 mm 以上のような厚板でないものを、電子ビーム溶接にとっての薄板と呼ぶことにした (Table 1.1)。

Table 1.1 Classification by Thickness

Thickness t (mm)	Type
$t < 3$	Extremely Thin Plate
$3 \leq t \leq 15$	Thin Plate
$t > 15$	Thick Plate

このように薄い板厚の部材にも電子ビーム溶接が適用される理由は、より精密に安定した生産が可能になるためである。電子ビーム溶接と同様に高エネルギービームが熱源となるレーザ溶接でも板厚 3～15 mm 程度の部材に溶接することは可能であるが、精密性を求められる場合には電子ビーム溶接が選択されることが多い。特に航空・宇宙業界、自動車業界では、品質が重視される部材へ電子ビーム溶接が適用されている。具体的には、レーザ溶接は大気中で行われるのに対し、電子ビーム溶接は真空中で行われるため、酸化・窒化を防止できる。また、電子ビーム溶接ではレーザ溶接のようにシールドガスや大気の巻込みの影響はないため、部分溶け込み溶接時のポロシティの発生を抑えることができる。貫通溶接においては裏面側でのスパッタ発生に対して電子ビーム溶接が優位である。炭素量の多い鉄鋼材用に対しては、低電流の電子ビームまたは焦点をはずした電子ビームを溶接部に当てて容易に予熱することができ、また、真空チャンバー内であるため温度保持効果も高く有効な予熱が可能となる。

薄い板厚の重要部材への適用例としては、薄自動車のトランスミッションギアや真空ポンプのベローズ接合部が挙げられる。トランスミッションはエンジンで発生した回転力を駆動軸および駆動輪へ伝える重要な部品でギアには大きな応力が繰り返し負荷される⁷⁾。また、2 m 角以上の大判ガラス基板へのスパッタを繰り返すような大型チャンバーにおける真空ポンプのベローズ接合部でも繰り返しとなる高真空排気によって応力が作用する⁸⁾。変動する応力が常に作用する場で溶接部が存在する場合、疲労強度の低下要因となる残留応力分布を把握することは極めて重要である。電子ビーム溶接部にとっても例外ではない。しかしながら、電子ビーム溶接部の残留応力に関する研究報告例はあまり多くなく、その大半は厚板を対象としたものである^{9・16)}。また、解析方法そのものに関する研究⁹⁾や特定の課題に対する限定的な研究^{11・12)}が多く、溶接条件や試験形状といった基礎条件が揃っていないため、電子ビーム溶接の残留応力特性について従来知見を元に整理することは難しい。すなわち、まだ研究報告の多くない薄板を対象とした電子ビーム溶接の残留応力特性に関してはほぼ明らかにされていない状況である。

本研究では、実際には近年適用が増えつつあるものの、未だ研究事例の少ない「薄板の電子ビーム溶接により生じる残留応力特性」について、溶接条件等の各種要因との関係を明らかにし、今後ますます増加すると考えられている部分溶け込み溶接を含む薄板への電子ビーム溶接の適用のための重要な基礎特性を資することを目的とする。電子ビーム溶接は、エレクトロニクス技術の発展によりビーム出力および位置の高速制御が可能になってきたことまた各種ビームセンサの開発が進んでいることから、多様化された溶接分野で更なる適用拡大が期待されている。今後、電子ビーム溶接を適用する製品を開発する際の設計指針を示せるよう、入熱量や材質の影響や疲労強度との関係性など多岐に渡り網羅的に検討した。

1.2 研究背景（電子ビーム溶接の残留応力特性に関するこれまでの研究）

電子ビーム溶接の残留応力に関するこれまでの研究は、解析方法そのものに関する研究や特定の課題に対する限定的な研究が多かった^{9・12)}。以下にこれまでの研究事例についてまとめる。

1.2.1 電子ビーム溶接部の残留応力

今までに報告された電子ビームの残留応力について調査したところ、X線回折法、ひずみゲージ切断法、有限要素法（Finite Element Method、以下、FEM

解析) を使用して評価されたものが見受けられるが、さほど多くはないのが現状である⁹⁻¹⁶⁾。しかも、それらの研究は、系統的に材質、板厚、溶接条件等で整理されたようなものではなく、特定課題についての事例報告が多い。例えば、航空エンジンの圧縮機部品(ニッケル基合金やチタン合金)の組立に利用されている電子ビーム溶接部について寿命管理のため表面残留応力について解析した結果が報告されており、溶接部近傍では溶接線方向が引張残留応力、溶接線直角方向が圧縮残留応力となり、塑性的にアップセットされる領域はビード幅程度の範囲内であることが明らかにされている¹¹⁻¹²⁾。また、1パス電子ビーム溶接による円筒突合せ溶接継手では、応力腐食割れの要因として残留応力を軸対称モデルで予測することにトライしているが¹¹⁾、ひずみゲージ切断法との比較の結果、予測精度は低い結果となったとのことである。これは軸対称問題として取り扱うために熱源の移動を無視することとなり、周方向の収縮量を過大評価するためと結論付けられている。パイプの突合せ溶接では、ひずみゲージ切断法により、溶接部および溶接部近傍の残留応力はパイプの外側、内側ともに引張となり溶接金属部およびその近傍の残留応力はパイプの外側より内側の方が大きくなることが分かっている¹⁴⁾。

板厚内部の残留応力についてもいくつか報告がなされている。原子炉に使用されている厚さ 100 mm の SUS304 鋼の突合せ継手を対象とし、2次元モデルで溶接線上が同時に加熱される瞬間熱源とした熱弾塑性解析より検討した結果では、溶接線方向、溶接線直角方向、板厚方向において、溶接部板厚中央付近に最大引張応力が生じていることが確認された¹⁵⁾。また、同様に厚板(50 mm)の残留応力に関し、固有ひずみ法での算出を行った結果、内部に最大引張残留応力が生じていることも確認されている¹⁶⁾。

以上のように、電子ビーム溶接について残留応力を調査した例は複数あるものの、その多くは解析によって示されたものであり、実測による裏付けのあるものはあまりないようである。

1.2.2 残留応力計測手法の種類と電子ビーム溶接部への適用性の検討

溶接残留応力の実測法では、破壊法ではひずみゲージ切断法が、非破壊測定法ではX線応力測定法が最も一般的に用いられていることが多い。電子ビーム溶接部に関してもひずみゲージ切断法で実測した例¹⁶⁾、X線回折法で実測した例¹²⁾が報告されている。もちろん残留応力測定法はこれ以外にも多数あり(Fig.1.1)、測定内容によって適切な手法を選択する必要がある。電

子ビーム溶接継手の残留応力特性に関する報告例では、この 2 つの実測手法かあるいは FEM 解析での検討が大半である。

以下に各測定手法の概要を示す。

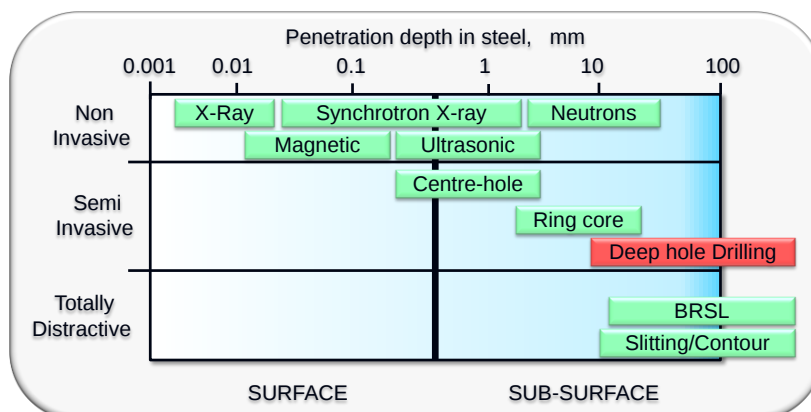


Fig.1.1 Residual stress measuring methods

(a) X 線回折法^{17,18)}

X 線回折法は、応力による格子面のひずみを X 線回折角の変化として検出し、残留応力に換算するものである。測定手法としては $\sin^2\phi$ 法が最も定着している。 $\sin^2\phi$ 法では、回折面法線と試料面法線のなす角 ϕ を変化させ、各 ϕ に対する回折強度分布を複数回測定することによって応力を決定する。また、最近では $\cos\alpha$ 法も用いられるようになってきた。 $\cos\alpha$ 法では、1 つの X 線入射角度について得られた回折環（デバイリング）から応力を決定する。複数回の測定を必要としないため、測定時間を短くすることができる。

通常の実験室で使用可能な X 線回折法では、鉄鋼材料を対象とした場合に非破壊で表面層 10 μm 程度の深さまでの残留応力が測定できる。また、X 線照射径を絞ることができるため、0.1 mm^2 ～数 mm^2 程度の局所的な残留応力をみることが可能となっており、広く使用されている。

(b) シンクロトロン放射光測定法¹⁹⁻²¹⁾

シンクロトロン放射光とは、シンクロトロン（円環状の加速器）により、磁場中で電子が光速に近い速度で円運動または螺旋運動するときに放射される電磁波のことである。シンクロトロン放射光からはエネルギーが 0.3 keV から 300 keV（波長 4.1 から 0.0041 nm）の X 線が放出される。この範囲から任意の波長の X 線を取り出すことが可能で、短波長の（高エネルギーの）X 線を使用すれば、材料内部の応力測定も可能となる。鉄鋼材料を対象とした場合における管球を用いた実験室レベルの装置では X 線侵入深さが最大でも数 10 μm であるが、放射光 X 線を用いれば数 mm 程度まで侵入させることが

できる。測定原理としては、(a)で述べた $\sin^2\psi$ 法も用いられているが、侵入深さ一定法、ハイブリッド法およびひずみスキニング法など、放射光 X 線を用いた独特な方法も用いられている。

シンクロトロン放射光は、日本国内では高エネルギー加速器研究機構や Spring-8 といった施設での利用に限られており、利用料金も高額であることから、系統だった基礎データを取得するのは現実的ではない。

(c) 中性子回折法 ^{22,23)}

中性子は X 線よりも材料内部へ深く、鉄鋼材料を対象とした場合には最大で 100 mm 程度の深さまで侵入する。X 線は原子核の周囲に存在する電子と相互作用することによって散乱されるが、中性子は電荷をもたないため材料内部で電子との相互作用がないためである。残留応力の測定原理は、中性子回折を利用するため X 線回折法と同様に、回折格子面間隔の変化から計算される。中性子法の強度はあまり高くないため、分解能が低く 1~10 mm³ 程度を測定単位とする必要がある。

中性子回折法もシンクロトロン放射光測定法と同様に国内での利用可能施設は、J-PARC や日本原子力研究開発機構の所有する実験装置に限られていること、また、測定領域が広がってしまうことから、薄板の電子ビーム溶接継手を対象とした系統的な試験調査については不向きである。

(d) 磁気ひずみ法 ^{24,25)}

鉄鋼材料のような強磁性体に応力が作用すると材料の磁氣的性質である透磁率 μ が変化する磁気弾性効果を利用したものである。磁気センサを用い、直交する 2 軸の応力差を計測する。本測定法では、表面層における 2 方向の応力差と主応力方向が求められる。最近では主にパイプラインや鉄道のレールなどの単純形状に用いられている。

(e) 超音波法 ^{26,27)}

残留応力によって生じた力学的異方性によって超音波の伝播速度が変化することを利用した測定方法である。伝播速度に関しては材料組織の影響も受けるため、得られた値について残留応力と組織の影響を分離するためのキャリブレーションが必要である。この方法では磁気ひずみ法と同様に応力差と主応力方向が求められるほか、板厚方向の平均応力が求められることになる。

(f) ひずみゲージ切断法 ^{28,29)}

ひずみゲージ切断法は、測定対象に接着したひずみゲージの周囲を切断することで解放される弾性ひずみを計測し、残留応力に換算する手法である。一般的な構造のひずみゲージは、薄い樹脂の電気絶縁体上に格子状の金属箔をフォトエッチングで付着し引出線であるゲージリードが取り付けられたものである。測定原理は、ひずみゲージを貼付けた箇所のひずみ変化を金属箔の抵抗値の変化として検出し、残留応力に換算する。ひずみゲージは測定対象とする材質や用途によって多数の種類が市販されており、安価であるため幅広く利用されている。

また、基本は試料表面の残留応力を測定するものであるが、突合せ継手などの単純形状で残留応力が対称分布をもつと考えられるような場合、切断順序や切断寸法を考慮することで内部残留応力を測定する手法も提案されている。

(g) 穿孔法 ³⁰⁾

穿孔法は専用の 3 軸穿孔ゲージを用い、表面近傍の残留応力が測定できる。ASTM でも規格化されている一般的な穿孔ゲージは円形で、その中心に直径約 2 mm ϕ 、深さ 3 mm 程度を穿孔し、それによる解放ひずみを、穿孔直径寸法の変化量を用いて残留応力に換算する。ゲージの中心に正確に穿孔すること、加工ひずみ加わらないことを求められるため、専用の工具や穿孔装置を使用する必要があるとされている。

ただし、穿孔法用のゲージは小さいものでも 10 mm ϕ あり、今回の電子ビーム溶接部を対象とした測定には向いていない。

(h) Ring core 法 ³¹⁾

穿孔法と同じく専用のゲージを用いる。ゲージは先行法と逆で、中心部に金属箔がコーティングされている円形タイプのものである。そのため、中心部の穿孔ではなく、ゲージ周囲を円筒状にトレパニングして残留応力を算出する。穿孔法に比べ解放ひずみが大きいため測定精度が高いとされている。

Ring core 法で使用するゲージも 10 mm ϕ 程度あるため、ビード幅の狭い電子ビーム溶接部の計測には向いていない。

(i) コンター法³²⁾

純粹な実測ではなく、切断による変形計測と FEM 解析の組み合わせで応力を算出する手法である。まず、測定したい面を応力が負荷されないような手法で切断する（ワイヤ放電加工で行われることが多い）。試験体が切断面平行方向以外の方向に残留応力をもっていた場合、切断面に変形が生じる。切断面に生じた変形の計測には、3次元レーザスキャン装置が用いられる。その後、変形量を元の平面に戻すとした場合の応力（残留応力）が解析によって求められる。切断面全域の残留応力分布の評価が可能であることが特徴である。ただし、切断手法や切断後のバリ、計測精度などについて今後さらなる検討が必要な段階のようである。

(j) 深穴穿孔法³³⁻³⁵⁾

深穴穿孔法（DHD 法）の測定は Fig. 1.2 の手順で行う。測定領域にドリル加工を行って測定穴を作製した後、測定穴を中心として円筒状に切り出し（トレパニング）、測定穴周辺の残留応力を解放する。残留応力には、測定穴径の変化量から換算する。この DHD 法は、イギリスの Bristol 大学の教授等により開発された手法で、同大学から派生した会社が測定事業を最近まで世界で唯一実施していた。そのため、国内企業を含め、各国からの内部残留応力の測定依頼がこの会社へ集中していた。

一方で、DHD 法を発展させた改良型深穴穿孔法（MIRS 法）が国内で開発されている。MIRS 法も同様の手順を取るが、深穴加工の精度が大幅に向上している点に特徴がある。具体的には、穴あけ工程の一部に回転工具を螺旋上に移動させながら穴を繰り広げていくヘリカル加工を取り入れ、溶接部における真円度（円の最大内接円の半径と、最大外接円の半径の差）と真直度（穴の入口と出口の位置ずれ）で高レベルの精密加工を達成している。基準となる穴径にばらつきを無くすことでエアマイクロゲージによる計測範囲を確保でき、高精度な計測に繋がる。また、日本国内で深穴穿孔法を実施できることで、計測コスト低減、短納期化を実現したことも特筆すべき点である。

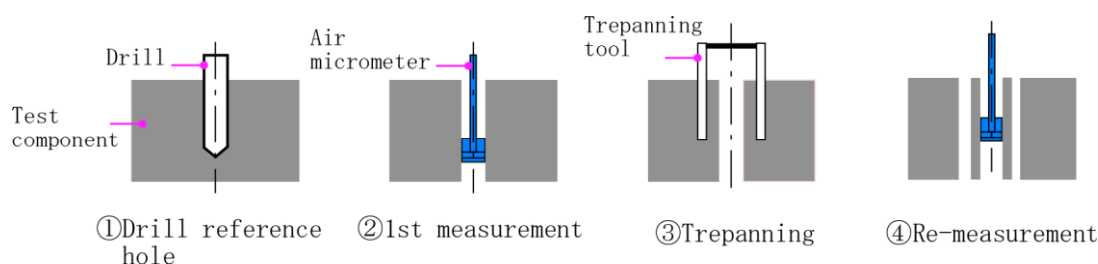


Fig. 1.2 DHD method procedure

さて、電子ビーム溶接部はビード幅が狭いことから、局所的な応力測定手法が求められる。したがって、10 mmφ程度の穿孔法専用ゲージを使用する穿孔法、Ring Core 法の適用は難しい。また、磁気ひずみ法および超音波法では、指定した方向の残留応力の絶対値を取得できない。そこで、X線回折法、ひずみゲージ切断法、深穴穿孔法を本研究の実測手法として選定した。これに数値解析手法としての代表的な手段である FEM 解析を加え残留応力特性を評価する。

なお、数多くの基礎データの取得を目的としていることから、専用施設を利用する必要のあるシンクロトン放射光測定法および中性子回折法は候補から外している。

1.3 本研究の構成

本論文は、以上のような背景を元に、これまでほとんど検討されたことのなかった薄板の電子ビーム溶接部に関する残留応力特性について、溶接条件等の各種要因との関係を明らかにし、今後の製品開発の設計指針を示せるよう系統立てて纏めたものであり、6 章で構成される。本研究のフローチャートを Fig.1.3 に示すとともに、本論文の構成は以下のようになる。

第 1 章では、電子ビーム溶接における残留応力特性に関するこれまでの研究の調査結果を述べ、本論文の研究目的を明確にした。

第 2 章では溶接条件を系統的に管理し、残留応力分布を得るとともに最適な評価法の確立を試みた。具体的には一般的な機械構造用炭素鋼に対し電子ビームの出力および照射径を制御し、入熱の影響を検証した。結果については、表面残留応力だけでなく、板厚内部の分布も含めて考察した。

第 3 章では、内部残留応力分布の検証を行った。ひずみゲージ切断法、深穴穿孔法、X線回折法といった実測と FEM 解析で従来知見と比較検討した結果を示した。

第 4 章では、各種材料における残留応力評価結果をまとめた。フェライト、マルテンサイト系鉄鋼材料だけでなく、オーステナイト系ステンレス鋼 SUS304、アルミニウム合金 A5052 についても着目し、比較を行った。

第 5 章では、残留応力と疲労強度の関係を確認するために行った疲労試験の結果を考察した。

最後に第 6 章では本論文で得られた結果と今後の課題についてまとめた。

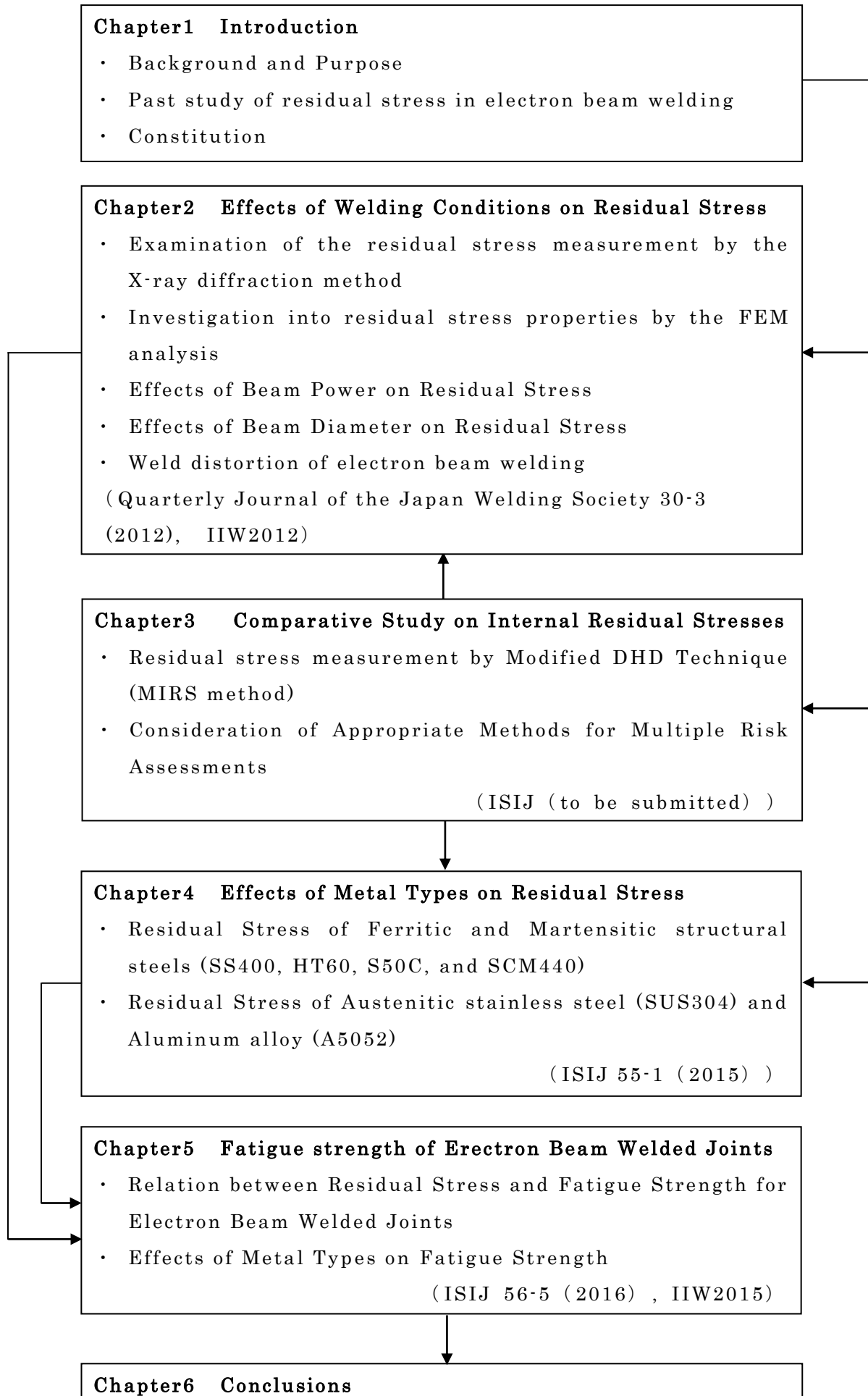


Fig.1.3 Flowchart of this study

第1章 参考文献

- 1) JAPANESE STANDARDS ASSOCIATION : JIS HANDBOOK Welding, (2016) , 17-43.
- 2) K. Yuwasa: Basic knowledge about electron beam welding, Welding Technology, 55-9(2007), 133-137.
- 3) A. H. Meleka (tr. K. Terai) : Electron-beam Welding -Principles and Practice-, (1972) .
- 4) H. Irie: Welding mechanisms of electron beam welding, HPI Journal, 36-5 (1998) , 327-335.
- 5) M. Okubo: Technology Trend of Low Weldability Metallic Materials by Electron Beam Welding, Journal of the Vacuum Society of Japan, 55-11 (2012) , 506-512.
- 6) J. Kano, S. Hiramoto and M. Hanai: Beam Welding, Journal of the Japan Welding Society, 81-5 (2012) , 384-385.
- 7) T. Kanamoto, T. Ueno, A. Katayama and M. Satou: Technology Trends and Development Products for Transmission, NTN TECHNICAL REVIEW, 75 (2007) , 86-93.
- 8) T. Mishiba: Bellows for Vacuum Applications, Journal of the Vacuum Society of Japan, 26-10 (1983) , 757-769.
- 9) Ming-Chang Jeng and Cheng-Tang Wu: Finite Element Modeling of Heat Transfer and Residual Stress Analysis for Electron Beam Welding, Journal of the Chinese Society of Mechanical Engineers, 15-1 (1994) , 1-10.
- 10) Y.Ueda, Y.C.Kim and A.Umekuni: Measurement of Three-dimensional Welding Residual Stresses due to Electron Beam Welding, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, 4-1 (1986) , 138-142.
- 11) J. R. CHO, K.T. Conlon and R.C. Reed:Residual Stresses in a Electron Beam Weld of Ti-834:Characterization and Numerical Modeling, Metaller Mater Trans A, 34A-12 (2003) , 2935-2946.
- 12) R.C. Reed, H. J. Stone, S.M. Roberts and J.M. Robinson:The development and validation of a model for the electron beam welding of aero-engine components, Proc Inst Mech Eng Part G J Aerosp Eng , 211-G6 (1997) , 421-428.

- 13) Y.C. Kim, K. Horikawa, S. Yamamoto and K. Hiraoka: Significance of Results by Axisymmetric Thermal Elastic-Plastic Analysis in Pipe Welding, Preprints of the National Meeting of JWS , 67 (2000) , 426-427.
- 14) T. Fukuhara: Residual stress for Butt Welding of Pipe in Electron Beam Welding, Report of the Joining and Welding Research Institute Osaka University , 2003 (2004) , 137-138.
- 15) K.Nakacho, H.Murakawa and T.Koide: Welding Residual Stresses and Deformations in Very Thick Joint by Electron-beam Welding, Report of the Research Center for Ultra-High Energy-Density Heat Source, 14 (1998) , 34-35.
- 16) Y.Ueda, Y.C.Kim and A.Umekuni: Measurement of Three-dimensional Welding Residual Stresses due to Electron Beam Welding, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, 4-1 (1986) , 138-142.
- 17) The Society of Materials Science, Japan : Standard Method for X-Ray Stress Measurement, (2005) , 5-18.
- 18) Y. Sakino, H. Kanou, S. Kimura, Y. Sano, A. Takagi and R. Satou: Residual stress distribution and fatigue lives of laser-peened welded joints : Part 1 Comparison of $\text{Sin}^2\psi$ and $\text{Cos}\alpha$ method in residual stress measurement by X-ray diffraction, Proceedings of annual research meeting Chugoku Chapter, Architectural Institute of Japan, 38 (2015) 301-304.
- 19) Y. Yoshioka, H. Matsui, T. Moro-oka, K. Hasegawa and T. Nakajima: X-Ray Stress Measurement by Use of Synchrotron Radiation Source, J. Soc. Mater. Sci., Japan, 35-394 (1986) 755-760.
- 20) K. Tanaka, K. Suzuki and Y. Akiniwa: Evaluation of residual stresses by X-ray diffraction : fundamentals and applications, Yoikendo Ktd., (2006) , 147-185.
- 21) A. Moriai, H. Suzuki, T. Shobu, M. Hataya, J. Mizuki, Y. Morii, T. Tsukada, N. Minakawa and M. Sato: Development of Stress Evaluation Method on Practical Materials by Synchrotron Radiation and Neutron Diffractions, Proc. of Jpn. Soc. Mech. Eng., 2004-1 (2004) 253-254.

- 22) K. Akita and H. Suzuki: Residual Stress Measurement by Neutron Diffraction, *Radioisotopes*, 59-12 (2010) 741-750.
- 23) Y. Akiniwa: Characteristic and principle of the residual stress measurement by neutron diffraction method, *Inspection Engineering*, 21-6 (2016) 39-45.
- 24) A. Yoshinaga: Study on the Measurement of the Residual Stress by the Magnetostriction Method, Report of Ship Research Institute, 17-1 (1980) 1-80.
- 25) Y. Sakai: Stress measurement method using magnetic anisotropy sensor, *Inspection Engineering*, 21-6 (2016) 51-56.
- 26) H. Fukuoka: Measurements of Residual Stresses by Acoustoelasticity, *Journal of the Japan Welding Society*, 58-1 (1989) 65-72.
- 27) Y. Iwashimizu: Nondestructive Evaluation of Residual Stresses by Acoustoelasticity, *Journal of JSEM*, 4-4 (2004) 284-291.
- 28) N. Tebedge, G. Alpsten and L. Tall, Residual-stress measurement by the sectioning method, *Experimental Mechanics*, 13-2 (1973) 88-96.
- 29) E. Takahashi and K. Iwai: Relations Between Occurrence of the Transverse Cracks and Parameters of Residual Stress and Diffusible Hydrogen Concentration : Prevention of the Transverse Cracks in Heavy Section Butt Weldments of 2 1/4Cr-1 Mo Steel through Low Temperature Postweld Heat Treatments (Report 1), *Journal of the Japan Welding Society*, 48-10(1979), 865-872.
- 30) ASTM E 837-13a, Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method, (2013) .
- 31) S. Keil, Experimental determination of residual stresses with the ring-core method and an on-line measuring system, *Experimental Techniques*, 16-5 (1992) 17-24.
- 32) Withers, P.J., Turski, M., Edwards, L., Bouchard, P.J. and Buttle, D.J., Recent Advances in Residual Stress Measurement, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 85 (2008) 118-127.
- 33) D. J. Smith and N. W. Bonner: Measurement of Residual Stresses Using the Deep Hole Method, *ASME PVP*, 327(1996), 53-65.

- 34) T. Mikami and E. Kingston: DHD Residual Stress
Measurement, Inspection engineering, 16-2(2011), 28-34.
- 35) S. Kawai, T. Nagai and M. Mochizuki: Development of Modified Deep
Hole Drilling Technique, Welding Technology, 63-1(2015), 109-113.

第2章 残留応力に対する溶接条件の影響

2.1 緒言

実製品では近年適用が増えているものの、未だに研究事例の少ない「電子ビーム溶接による薄板の突合せ溶接ならびに部分溶込み溶接継手」に関して、本章では、まず、その溶接部の残留応力および変形特性について調査することにした。そのため、溶接条件を変化させて複数の溶接を行い、温度測定・残留応力測定・角変形量測定を行うことで、その温度分布特性・応力ひずみ特性を調査した。また、測定結果の整理とその妥当性を確認するために、有限要素法解析を実施して両者を比較・検討した。

2.2 試験方法

2.2.1 供試材

今回の供試材としては、実製品での部分溶込み電子ビーム溶接継手にも用いられている軟鋼材（SS400材）を用いた。供試材のサイズは板厚9.5 mm×幅50 mm×長さ100 mmとした（Fig. 2.1）。電子ビーム溶接の部分溶込み溶接に適用されていることの多い板厚としては数mm～10数mm程度であるが、電子ビームの出力条件を変更しても部分溶込みを得やすく、かつ角変形の違いが分かりやすい板厚として9.5 mmを選択した。供試材の材料特性は、Table 2.1のとおりである。供試材の表面状態は黒皮のままであるが、溶接時の不純物混入を避け健全な溶接部を得るために、突合せ開先近傍の表面に対し金属

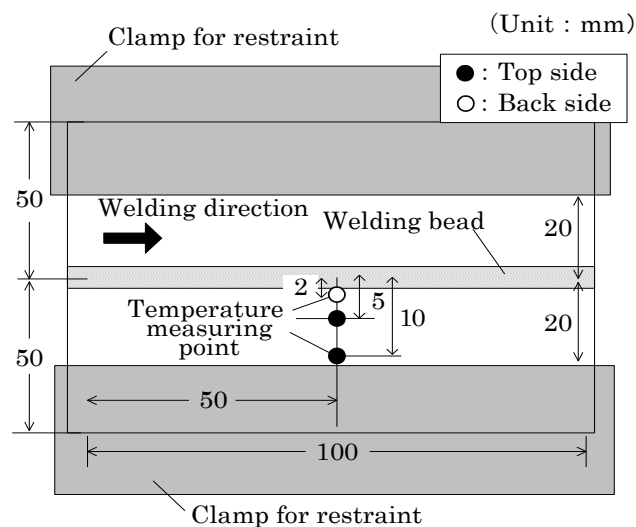


Fig. 2.1 Size of test piece and measuring point of temperature

光沢が出るまで軽度の研磨を行っている。また、後述する残留応力測定では電解研磨を実施するため、絶縁物である黒皮を除去する意味で測定位置の研磨も予め行った。

Table 2.1 Material characterization of test piece

Chemical component (wt.%)					Mechanical property		
C	Si	Mn	P	S	Yield stress (MPa)	Young's modulus (GPa)	Poisson's ratio (—)
0.09	0.23	0.75	0.017	0.007	302	219	0.28

2.2.2 溶接方法

三菱電機(株)製6 kW電子ビーム溶接機 EBM-6HB-1VLR-C200130-2 (Fig. 2.2) を用いて突合せ溶接を行った。溶接条件は、ビーム出力、ビーム径に着目し、Table 2.2に示す5条件とした。No.1、2、3はビーム出力による差を、No.2、4、5はビーム径による差を検討するための試験である。ここでビーム径は焦点距離と電流値から求めた実験値であり、1/e強度(ピーク値の約37%)までのビーム径とした。また、No.2では焦点を鋼板表面に合わせているが、No.4、5ではフォーカス電流を20 mA、40 mA減らすことで、焦点距離を鋼板表面から20 mm、40 mm鋼板内部側にずらすことでビーム径を変更した。

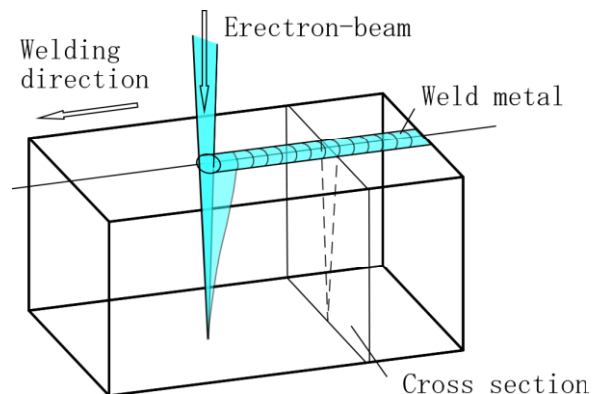


Fig. 2.2 Device of electron beam welding

Table 2.2 Welding condition

	No.1	No.2	No.3	No.4	No.5
Accelerating voltage	60 kV				
Beam power	600 W	1200 W	1800 W	1200 W	1200 W
Beam diameter	0.49 mm	0.49 mm	0.49 mm	1.04 mm	1.53 mm
Welding speed	500 mm/min				

いずれの条件も繰返し数を2として溶接試験を実施した。試験板の拘束は板状の拘束板を左右6箇所のクランプで押さえる方法とした。チャンバーの大気開放に時間がかかることもあり、試験板の拘束は溶接開始から3分程度後に外した。仮付け溶接は、試験板拘束後にスタート側エンド側それぞれの板端部になるべく小さい距離（5 mm程度）で行った。仮付け溶接してから30秒程度冷却した後、拘束はそのままの状態で行った。

なお、クランプによる拘束力を荷重センサで測定したところ、1箇所あたり390 N程度で押さえており、拘束板1枚（試験板との接触面積3000 mm²）を3箇所で押さえていることから、 $3 \times 390 \text{ N} / 3000 \text{ mm}^2 = 0.39 \text{ MPa}$ であった。なお、試験板の拘束が十分効いていることを検証するため、拘束後の溶接前および溶接後の拘束除去前にすきまゲージを使って試験片～設置台間にすきまがないことを確認している。

2.2.3 温度の測定方法

溶接時の温度分布を把握するとともに、後述する有限要素法解析における入熱条件の基準とするべく、溶接時の鋼板表面温度測定を行った。測定位置はFig. 2.1に示すが、表面は開先端部から5 mm、10 mm位置で、裏面は開先端部から2 mm位置である。測定は、日置電機(株)製メモリハイコーダ 8841および素線径0.32 mmのK熱電対（ガラス繊維被覆）を用い、全ての溶接試験体に対し実施した。熱電対の先端は供試材の温度測定箇所に抵抗溶接機で固定し、もう一端は、真空チャンバー内に配置した端子台に接続した。端子台は真空チャンバーの外にもあり、真空チャンバー内の端子台と繋がっているため、ここから熱電対の電気信号を出力することができるようになっている。チャンバー外の端子台からメモリハイコーダまではK熱電対用補償導線を用いて配線した。測定間隔は10 プロット／秒とした。溶接時の電源ノイズおよび周囲からのノイズを軽減するため、メモリハイコーダ内蔵のローパスフィルターを5 Hz入れた。なお、チャンバー内外を繋ぐ端子台間は熱電対と異なる材質であるため、端子台での起電力発生による測定誤差が懸念されるが、室内での測定で温度差が少ないためほぼ無視できると判断した。

2.2.4 残留応力の測定方法

残留応力の測定方法としては、X線回折法、中性子回折法、磁気ひずみ法、超音波法⁶⁾、ひずみゲージ切断法など多種多様に存在する^{7),8)}。今回はビード止端近傍のごく表面近傍の残留応力を知りたかったことから、X線回折法を選



Fig. 2.3 X-ray residual stress analyzer

択した。そこで、㈱リガク製X線応力測定器PSPC-MSF3M (Fig.2.3) を用いて、溶接後の残留応力を測定した。

測定方向は、それぞれ溶接線方向 (σ_x) と溶接線直角方向 (σ_y) の2方向とした。測定は、No.2の溶接部から十分に離れた母材部における σ_y と σ_x について繰返し数を2として測定したところ、約 $\pm 25\text{MPa}$ と十分に精度良く実施できていたため、各条件の繰返し数を1とした。測定位置は、Fig. 2.4に示すように溶接部ビード止端部から0.5~6.5 mmまでを1.0 mm間隔で計7点とした。測定径は $\phi 1.0\text{ mm}$ である。また、測定面には全て電解研磨処理（深さ約 $100\text{ }\mu\text{m}$ ）を行い、表面研磨時の加工ひずみの影響を除去している。残留応力の測定方法は、基本的に日本材料学会のX線応力測定法標準にある $2\theta - \sin^2\phi$ 法に準拠させている^{9),10)}。すなわち、X線の入射角を数回変えながら試料に照射し、試料からの回折X線の回折角度 (2θ) を求め、応力による格子面間隔の変化を見ている。主な測定条件を、Table 2.3に示す。ここで、 ϕ 角度は試料面法線と回折面法線のなす角度であり、X線の試料への入射角に対応している。 ϕ 角度毎の回折角度は半価幅中点法で求め、残留応力は $2\theta - \sin^2$ 線図の傾きに応力定数をかけて算出している。なお、測定後にさらに電解研磨処

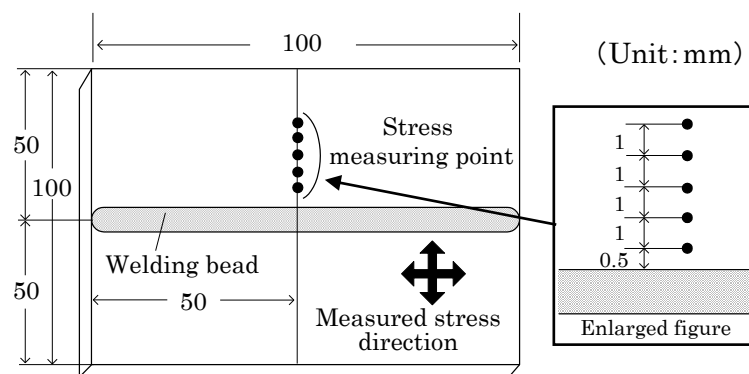


Fig. 2.4 Measuring point of residual stress

理と測定を繰返し、深さ100 μm の電解研磨処理で十分加工ひずみが除去できていることを確認している。

Table 2.3 Measuring condition of X-ray stress measurement

Measured method	Ω -Diffractometer method
Characteristic X-ray	Cr-K α
Tube voltage (kV)	30
Tube current (mA)	10
Diffractive plane	(211)
Diffractive angle 2θ ($^{\circ}$)	156.4
ϕ angle ($^{\circ}$)	0,15,22,28,32,37,41,45
Oscillation angle ϕ ($^{\circ}$)	± 3
X-ray stress constant (Mpa/deg)	- 318
Measurement time (sec/ ϕ)	120
Diameter of measurement area (mm)	1

2.2.5 角変形量の測定方法

溶接後の角変形量を、ダイヤルゲージを用いて測定した。測定位置は、Fig. 2.5に示す。測定方法は、試験体を定盤に置き、試験体端部の1箇所を定盤に押さえつけた時の、反対側端部の浮き上がり量（高さ変化）を測定した。測定は全ての試験体に対し1試験体あたり左右2回実施し、その平均値をとった。

なお、縦曲り変形は発生していなかった。

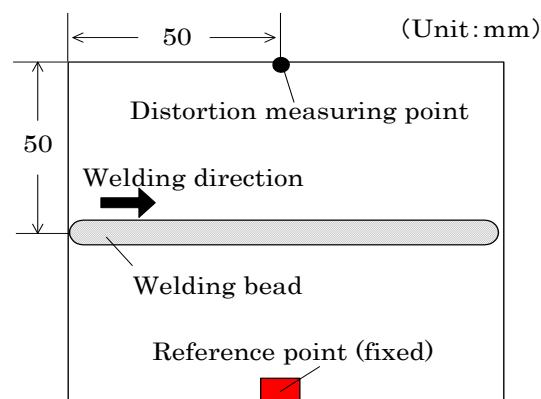


Fig. 2.5 Measuring point of angular distortion

2.2.6 有限要素法解析

残留応力および角変形量の検証として、有限要素法解析ソフトを用いて解析を行った。解析は、溶接熱解析シミュレーションプログラムである(株)計算力学研究センター製の「Quick Welder」を使用し¹¹⁾、一般的な熱弾塑性理論¹²⁾に基づいた溶接残留応力・変形解析を行った。Quick Welderは、溶着金属と溶接熱を加えながら熱弾塑性解析を行うプログラムであり、非定常熱伝導方程式と熱膨張ひずみを考慮した熱弾塑性体の力の釣合い式をベースの方程式としている。いずれも有限要素法を用いて、節点温度と節点変位を未知数として離散化している。等方硬化則に準じており、完全弾性体や一般的な延性材料に対応できる。解析モデルは、計算時間短縮のためFig. 2.6に示すような長手方向20 mm、突合せ部分にはスリットをもつ左右1/2対称の3次元モデルとした。温度および残留応力の評価対象は、溶接線中央断面である。ここで、実際の試験体と同じ長手方向100mmのモデルでも解析を行ったが、温度・変形等に長手方向20mmのモデルと得られる残留応力・変形値に大きな差がないことを確認している。電子ビーム溶接の場合、一般的なアーク溶接と異なり、きわめて狭い範囲が力学的熔融温度に達することになるため、20 mmモデルと100 mmモデルで大差のない計算結果が得られたと考える。解析条件は、

Table 2.4 Analysis condition

Material data	Density (kg/m ³)	7800
	Specific heat (J/(kg·K))	468.9 at 0℃, 594.5 at 400℃, 954.6 at 800℃, 644.8 at 900℃, 686.6 at 1300℃
	Conductivity (W/(m·K))	34.9 at 20℃, 34.9 at 1500℃, 116.3 at 2000℃
	Coefficient of thermal expansion (10 ⁻⁶ /℃)	12.2 at 100℃, 13.1 at 300℃, 13.9 at 500℃, 14.9 at 700℃
	Young's modulus (GPa)	205.9 at 0℃, 166.7 at 600℃, 98.1 at 1000℃ 9.807 at 1500℃
	Yield stress (MPa)	294 at 0℃, 294 at 300℃, 98.1 at 600℃, 19.6 at 800℃, 9.8 at 1500℃
	Poisson's ratio	0.28
	Room temperature (℃)	30
Boundary condition	Atmosphere	Emissivity 0.2 as radiant heat transfer
	Metal touch (W/(m ² ·K))	3489 as heat transfer coefficient
	Restraint at symmetrical face	Horizontal direction only penetration area
	Restraint	Same position with welding test
Heat source	Heat transfer type	Surface: Beam power has gaussian distribution with 1/e attenuation diameter which is same as bead width. Internal of thickness: Heat source has an exponential distribution with attenuation depth which is same as penetration.
	Internal calorific type	Heat source is inputted into penetration area which is defined by cross sectional photo.
Efficiency of heat input (%)		70~88
Number of element		About 15,000

Fig. 2.7ならびにTable 2.4のとおりである。Quick Welderでは、熱源としては、溶接部の断面マクロ形状から溶着金属部を定義してそこに熱を与える「内部発熱型」と、板表面に体積発熱率としてガウス分布と板厚方向の指数関数分布をもつ熱源を与える「熱伝達型」の2種類を選択することができる。今回は残留応力のみならず溶接変形まで考慮した場合のモデルの作成における労力とモデルの解析精度・妥当性を確認する意図から、「内部発熱型」のモデルを作成し、「熱伝達型」のモデルと比較検討した。なお、「内部発熱型」では溶着金属部の面積（体積）を定義する必要があるが、これは実試験体の断面マクロ写真を基に決定した。断面マクロ写真の形状に合うように発熱させる要素をボンドから0.1 mm内側とした。「熱伝達型」におけるビーム径の定義は、Table 2.2の値ではなく実際に測定したビード幅（Fig. 2.8）から決定した。

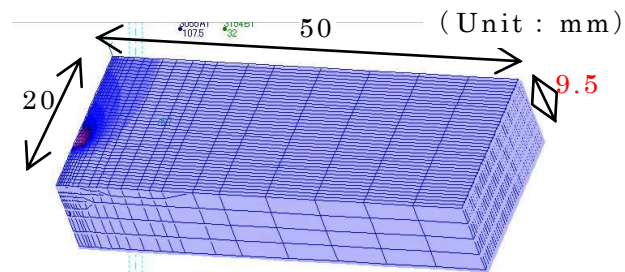


Fig. 2.6 Analytical model

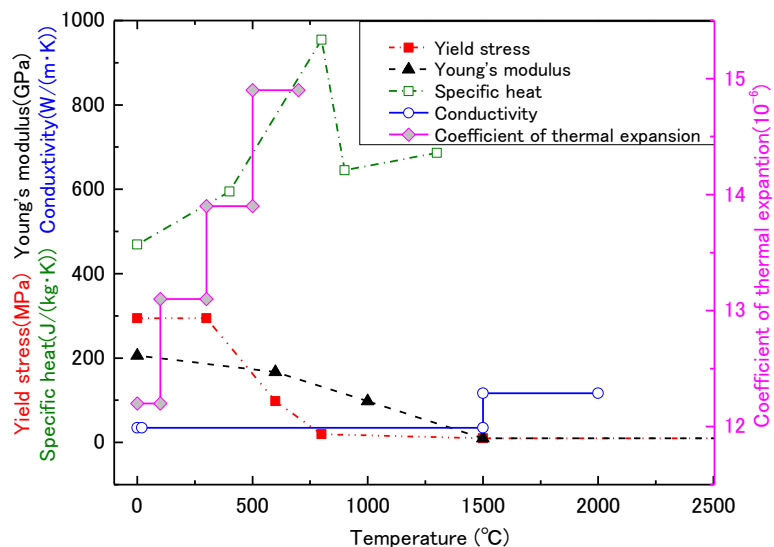


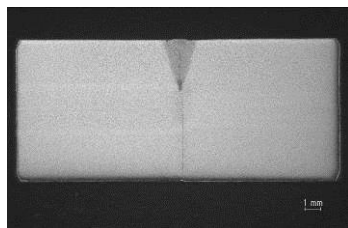
Fig. 2.7 Temperature dependence of material property

2.3 結果および考察

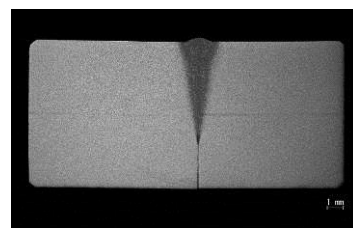
2.3.1 温度測定結果と有限要素法解析結果の比較

実際に電子ビーム溶接を行った溶接部の断面マクロ写真を、Fig. 2.8に示す。これらの断面マクロ写真から計測した溶込み深さと表面ビード幅を、Table 2.5に示す。また、代表例として温度の測定結果を、Fig. 2.9 (a) に示す。繰返し数を2とした温度測定は比較的ばらつきも少なく、良い結果を得ることができたが、表側5 mm位置は最高到達温度に差が生じることがあった。これは、他の点に比べてビード止端に近く温度勾配の急な領域であるため、わずかな熱電対の取付け位置の違いで大きな差が生じるためと考えられる。実際に溶

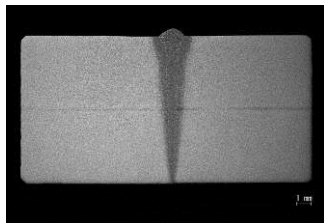
Table 2.5 Size of cross section bead (mm)					
	No.1	No.2	No.3	No.4	No.5
Penetration	3.34	7.25	10.0	4.84	3.32
Bead width	1.30	1.62	1.73	2.01	2.77



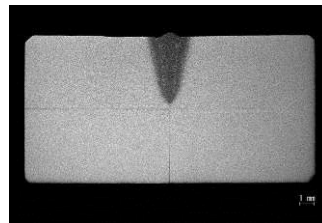
(a)No.1
(600 W, beam dia.0.49 mm)



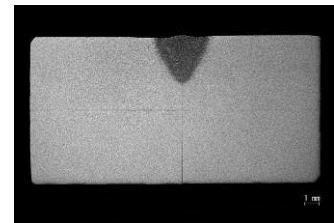
(b)No.2
(1200 W, beam dia.0.49 mm)



(c)No.3
(1800 W, beam dia.0.49 mm)

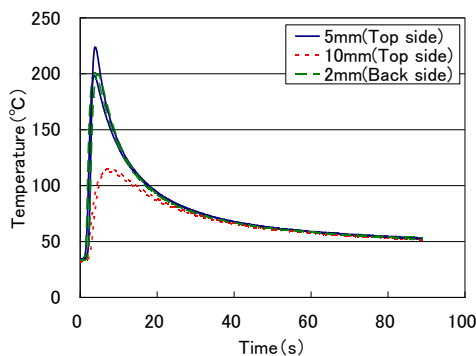


(d)No.4
(1200 W, beam dia.1.04 mm)

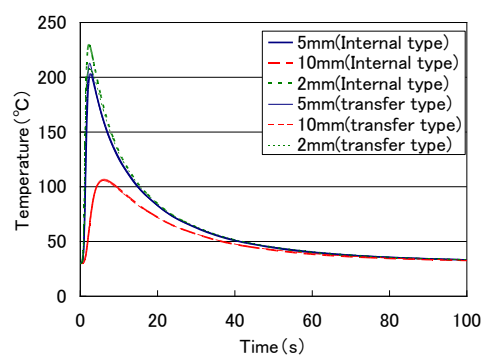


(e)No.5
(1200 W, beam dia.1.53 mm)

Fig. 2.8 Photograph of cross section bead



(a)Measured value of No.2
(1200 W, beam dia.0.49 mm)



(b)Analytical value of No.2

Fig. 2.9 Example of measurement and analysis of temperature

接後の試験体の熱電対取り付け位置を確認すると、ビード止端からの距離のばらつきは最大で0.2 mm程度であった。

熱電対による温度測定位置に対応する箇所における温度履歴の解析結果を、Fig. 2.9 (b) に示す。ここでは代表例としてNo.2の結果を示す。また、長手方向中央 (10 mm) 断面における最高温度の温度分布図について、「内部発熱型」についてFig. 2.10に、「熱伝達型」についてFig. 2.11にそれぞれ示す。解析条件を適宜調整して解析を実行したところ、「内部発熱型」については実際に測定した3点の温度測定値と解析値が比較的良好な一致を示した。具体的な調整方法および解析結果は次のとおりである。

「内部発熱型」では断面マクロ写真を元に溶接金属部の形状を定義し、そこにビーム出力値を入れた。ただし、電子ビーム溶接でいわれる入熱効率を100 %近い値とすると実際の温度測定値よりも最高到達温度が高すぎる結果となったため、入熱効率を変えて実際の測定値に近い結果となるまで計算を繰り返した。その結果、最終的な入熱効率としては、No.1～3は80%程度であるのに対し、No.4は76%、No.5は70%となった。すなわち、同一ビーム出力でもビームフォーカスをずらす (=ビーム径が大きくなる) ほど少ない入熱効率で十分発熱する計算結果となった。溶融ラインの温度 (実際の溶込み形状と同じになる等高線) を見ると、同一入熱量であるNo.2が入熱効率80%で約945℃であるのに対し、No.5は入熱効率を70%にしても約1235℃と最も温度が高い。これは「内部発熱型」では決まった領域 (溶接金属部と定義した領域) に熱を与える方法であることから、同じ入熱量でも与える領域が狭いと単位体積当たりの入熱量が高くなり、発熱量も増えることが想像できる。しかし、No.2、4、5では溶接金属部の体積はあまり大差が無いことから、むしろその形状に大きく影響されていると考える。つまり、同じ体積であれば溶込み深さが深い分細長くて表面積の大きい溶接金属部 (No.2) よりも、表面積が狭い溶接金属部 (No.5) の方が発熱が高くなると推察する。

ここで、鋼の融点を考えると、本来溶込み形状と同じ溶融ラインは1500℃程度となるべきであるが、Fig. 2.10において例えばNo.1で溶融ラインは1180℃とかなり低い温度のものもあった。ここで、例えばNo.1において入熱効率を100%として入力すると、溶融ラインは1360℃まで上昇した。同様に、熱量ではなく温度として1500℃を与えると、当然溶融ラインは1500℃となった。しかし、これら2つの入力内容では熱電対測定値と大きく異なる結果となった。そもそも、熱源からある程度離れた点を測定し、その測定点に合わせて熱伝導解析を行うことで、物性値さえ間違えなければ入熱量は推算で

きるはずである。しかしながら、溶接金属部は対流や電磁力、熱勾配などのような現象が複雑に関係した上で最終的な溶込み形状が成り立っているため、単純には入熱と溶込み形状がリンクせず、その発熱量は保証できないことになる。本解析では降伏応力の設定として温度依存性を考慮しており、800 °C に達すると19.6 MPaと実質上の力学的熔融温度に達していることから、溶接金属部の最高到達温度は800 °C以上あれば力学的なパラメータを求めるための数値解析としては問題ないとする。以上の解釈から、今回は入熱効率100%あるいは1500 °C入力とはせず、温度測定値に合うように設定した入熱効率による解析条件を採用することとした。

No.3 (1800W、ビーム径0.49 mm) の解析では、「内部発熱型」の裏側2 mm位置の最高到達温度で測定値と差があるが、繰返し数が2の場合の測定値でも50 °C以上のばらつきが生じており、許容範囲と考える(測定値が334°C、405°C、解析値が450°C)。これは、No.3はビーム出力が大きく、完全溶込み溶接となり裏ビードが形成されているためであると考えられる。すなわち、前述の表 5mmにおけるばらつきと同様の理由で温度測定値がばらつくと考えられる。また、裏ビードの形状が溶接線方向で一定でなく、熱電対固定位置から裏ビードまでの距離が断面観察位置によって異なることも測定値と解析値がばらつく要因であると推察する。

一方、「熱伝達型」では、ビーム出力・ビーム径・溶込み深さというパラメータを調整し、温度測定値と同程度になるまで計算を繰り返した。しかし、パラメータが3つもあり、ビーム径も実際のビード幅とすると3点の温度を同時に測定値に近づけるのは容易ではなく、調整に相当の時間を要した。また、「熱伝達型」の解析は表面に熱を与える方法であるため、「内部発熱型」と比較してより細かいメッシュにする必要があり、1回当たりの解析時間も数倍増加した。具体的には、進行方向でビーム径の半分以下にメッシュを切らないと発熱せず、また、温度測定値と合わせる様に各パラメータを調整して解析しても、熔融ラインの温度を実際と同様の溶込み形状に近づけるのは困難であり、溶接金属の発熱量も全体的に低い傾向となった。したがって、本研究では熱源としては「内部発熱型」が解析手法として有効かつ効率的であると判断し、次項以降の残留応力・変形解析では「内部発熱型」のみを採用し、解析を進めることにした。

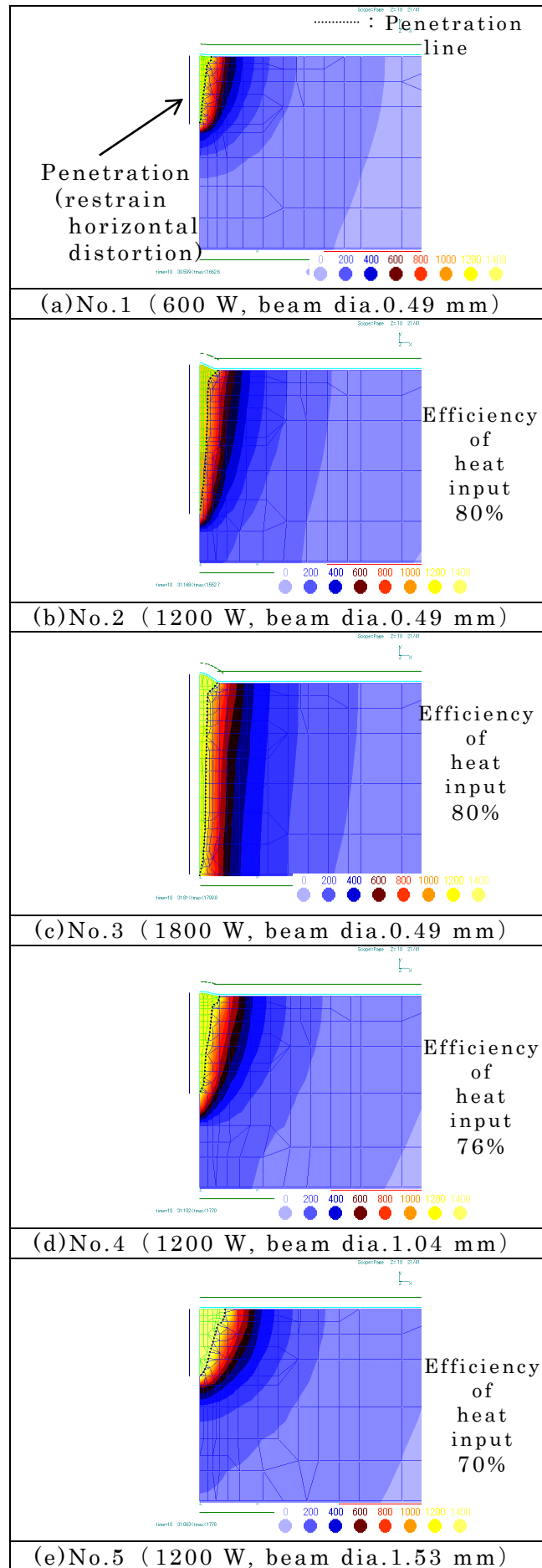


Fig. 2.10 Cross sectional distribution of temperature (internal calorific type)

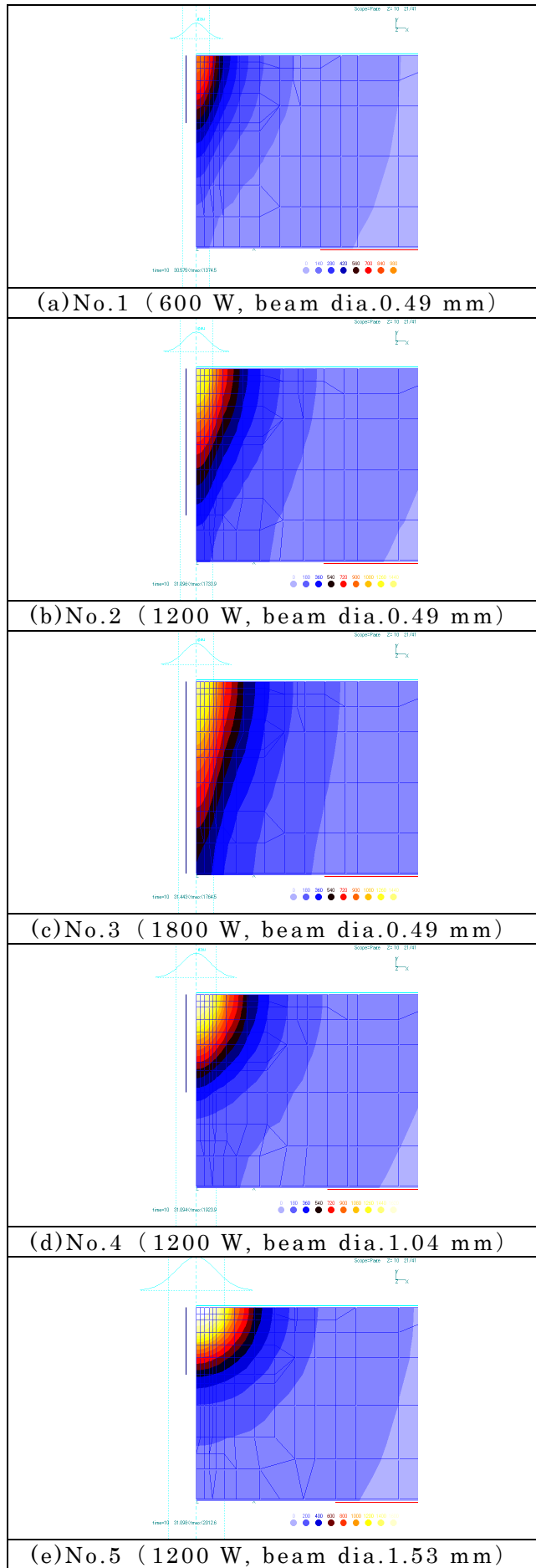


Fig. 2.11 Cross sectional distribution of temperature (heat transfer type)

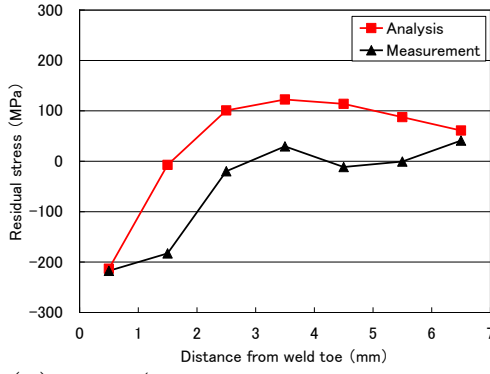
2.3.2 残留応力測定結果と有限要素法解析結果の比較

溶接線方向中央における残留応力の測定結果および解析結果の比較の一例をFig. 2.12に、解析精度を確認するために測定値と解析値の相関をプロットしたものをFig. 2.13に示す。また、残留応力の解析結果におよぼすビーム出力、ビーム径の影響について整理したものをFig 2.14に示す。さらに、長手方向中央断面の残留応力分布図をFig. 2.15、2.16に示す。

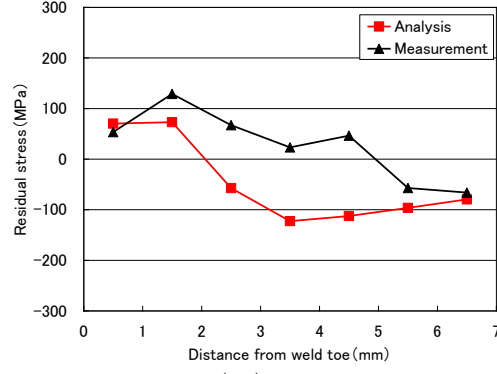
(a) 測定値と解析値の相関

Fig. 2.12によると、測定結果と解析結果では絶対値に差がある点はあるものの、その傾向は概ねよい一致を示している。Fig. 2.13の相関図を見ると、測定と解析はばらつきがあるものの大まかな相関は見て取れる。元々、日本材料学会のX線応力測定法標準に基づいた溶接部近傍のX線応力測定では値がばらついてしまうということが過去に確認されていることから¹⁰⁾、本解析結果は十分有効であると考ええる。したがって、以降の考察は解析値に対して行う。

なお、熱延鋼板であることから圧延時の残留応力の影響が懸念されたが、溶接前の鋼板の測定で -15MPa 程度であり、その影響はほぼ無視できることを確認している。

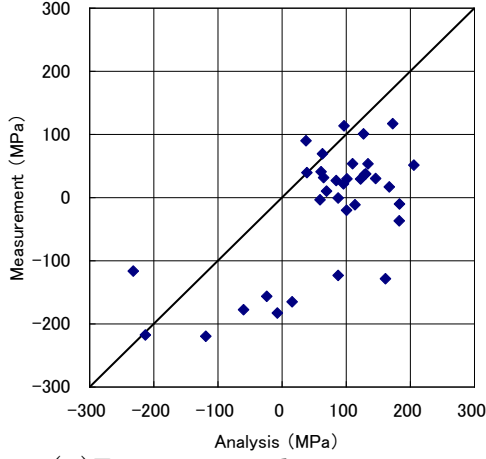


(a) No.2 (1200 W, Beam dia.0.49 mm) σ_y

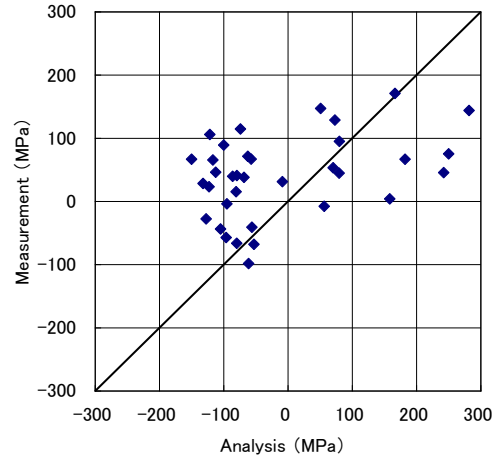


(a') No.2 σ_x

Fig. 2.12 Example of measurement and analysis of residual stress

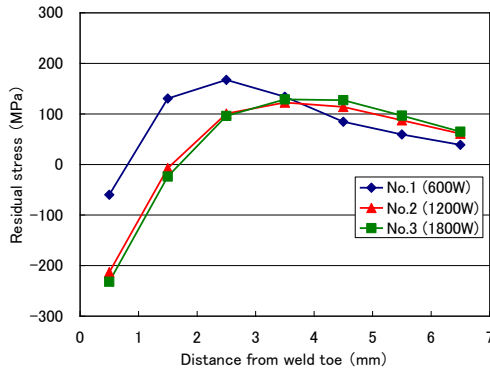


(a) Transverse direction stress to weld line σ_y

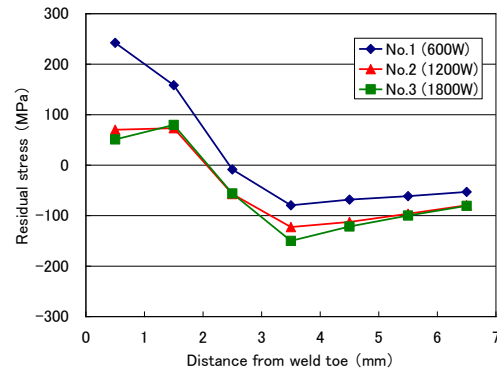


(b) Parallel direction stress to weld line σ_x

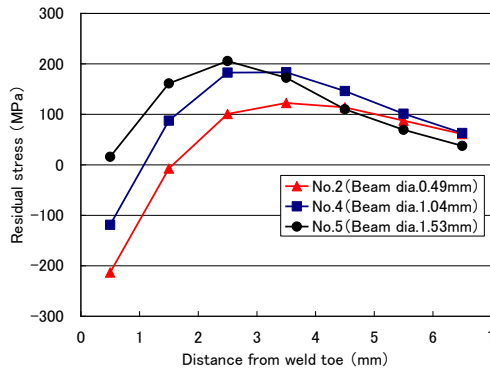
Fig. 2.13 Interrelationship of measurement and analysis of residual stress



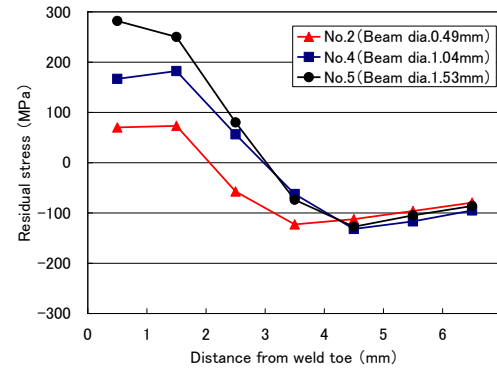
(a) Difference of σ_y between beam power



(a') Difference of σ_x between beam power



(b) Difference of σ_y between beam diameter



(b') Difference of σ_x between beam diameter

Fig. 2.14 Results of residual

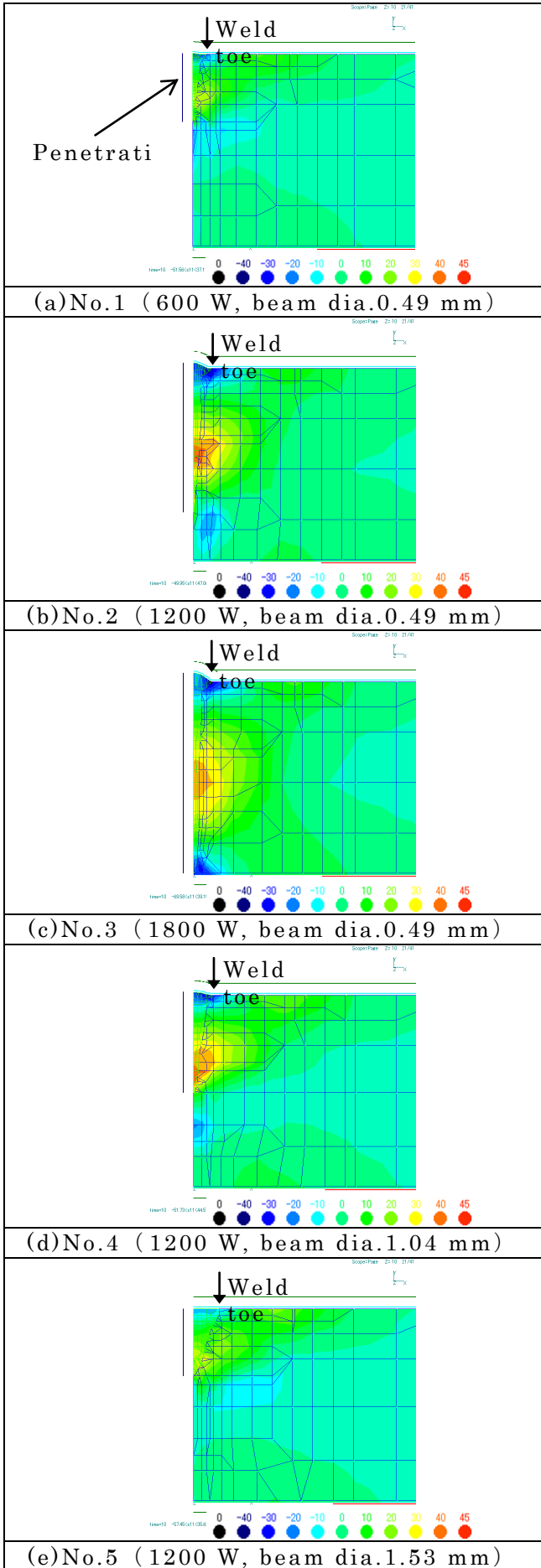


Fig. 2.15 Cross sectional distribution of residual stress σ_y

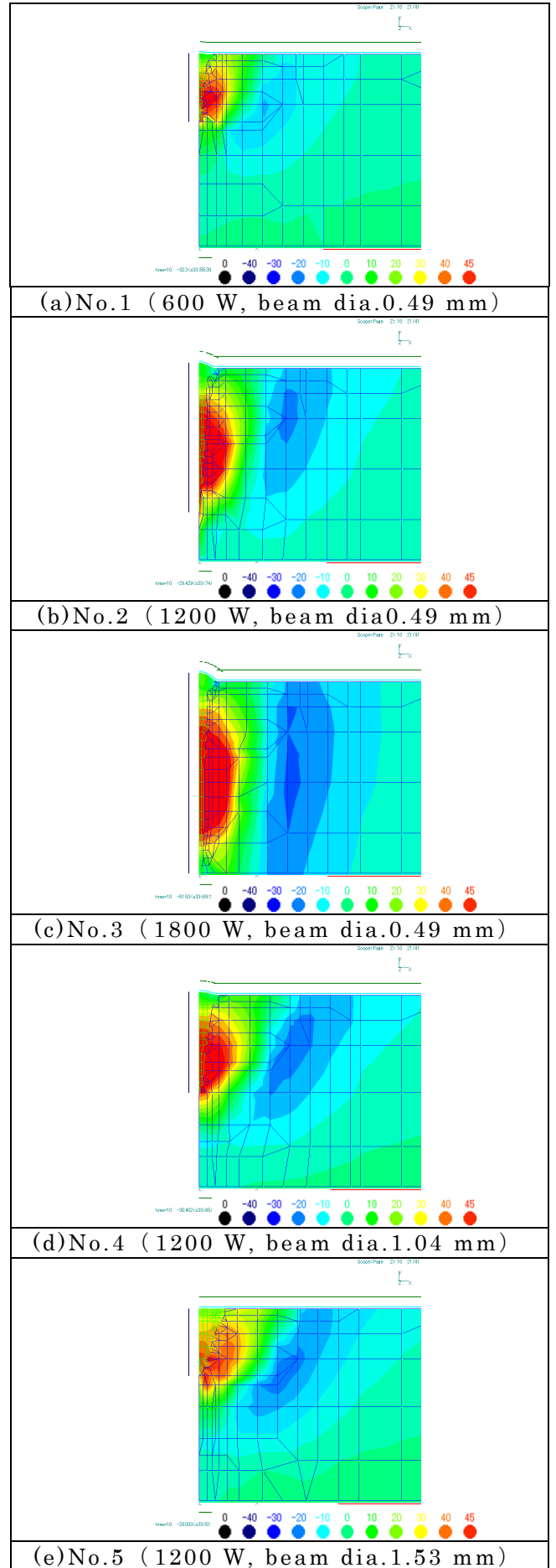


Fig. 2.16 Cross sectional distribution of residual stress σ_x

(b) 溶接線直角方向残留応力

Fig. 2.14 (a)、(b)によると、板表面における溶接線直角方向応力 (σ_y) は、いずれの試験体もビード止端近傍では応力は0～圧縮応力であり、止端部から離れるほど引張応力側へとシフトし、引張応力の領域で極大値をとる。また、Fig. 2.15を見ると、ビード表面および溶接金属部の溶込み深さ先端部付近には圧縮応力、溶接金属部の溶込み深さ方向の中央付近には最大引張応力が生じる結果となった。これは、厚板の完全溶込み溶接に関する過去の研究、つまり板表裏面に圧縮応力、板厚中央部に引張応力が生じるという知見とよく一致している^{1),2),13)}。この応力分布状態は、電子ビーム溶接継手に特有なものである。すなわち、一般的なアークによる多層溶接と異なり、極めてエネルギー密度の高い電子ビームによってごく狭い領域に瞬間的に溶接部を形成するため、そのビード表面は急熱急冷の度合いが激しい。そのため、高温部が力学的溶融温度程度まで冷却した時点では、溶接部の溶込み深さ中央付近に最高温度領域が存在することになる。したがって、溶込み深さ中央付近はビード表面に比べて冷却が遅く、収縮が遅れることで引張応力が生じると推察される。また、ビード表面にはその釣合いとして圧縮応力が付与される。過去の研究は厚板の完全溶込み溶接に関するものであることから、板厚方向での温度分布の影響が大きいと、ビード表面の凝固が一番遅くなるような板厚方向の入熱量とその時間依存性を持たせるような計算をしている¹³⁾。今回の薄板の突合せならびに部分溶込み溶接における結果においても厚板の完全溶込み溶接と同様の挙動を示した。これは、今回は9.5tであったために極厚板と同様の挙動を示すのか、さらに薄い板厚でも同様の挙動を示すのかは今後さらなる実験と検討が必要である。ただ、板厚内部と板表面の温度差がキーポイントであることを考えると、板厚が薄くなるにつれ、板厚内部の冷却速度が遅くなる挙動は薄れていくのではないかと推察する。今回の試験結果からは、板厚9.5 mm以上の場合に板表裏面に圧縮応力、板厚中央部に引張応力が生じるという結果を明らかにすることができた。

次に、溶接条件による残留応力の差について考察する。Fig. 2.14 (a)、(b)によると、 σ_y は①ビーム出力が大きいほど、②ビーム径が小さいほどその極大値が止端部から離れる傾向にあることが分かる。一般論として、同一直線上の σ_y の総和は0であることから、ビード付近が圧縮応力であれば必ず引張応力の領域も存在する。Fig. 2.15に示した残留応力分布を見ると、ビーム出力が大きくビーム径が小さいほど板厚内部の引張応力の範囲は広くなり、逆にビード表面近傍の圧縮応力は強くその範囲も広がっている。これにより、

ビードから距離がある程度離れないと引張応力が出てこない、つまり極大値が止端部から離れる傾向になると考える。

(c) 止端部での溶接線直角方向残留応力

ここで、疲労強度に大きく影響をおよぼすビード止端部の σ_y に注目する。元々電子ビーム溶接部の疲労強度については、アーク溶接部よりも高く、必ずしも溶接止端部から亀裂が発生しないことが知られている¹⁴⁾。それは、アーク溶接部に比べて余盛高さが低くビード幅が狭いために応力集中係数が低いこと、冷却速度が速いために高硬度になることが要因と言われている。しかし実際の溶接継手においては溶接条件・継手形状によって残留応力の分布や応力集中係数はかなり変化することが予想され、決して楽観視できない。

Fig. 2.15の解析結果に見られるように、ビーム出力が大きいほど、またビーム径が焦点に近いほど止端部圧縮応力が強くなっていることが分かる。すなわち、溶込み深さと止端部の σ_y に相関があると推察できる。そこで、Fig. 2.17に解析結果における溶込み深さの板厚比と止端部の σ_y の相関を示す。Fig. 2.17によると、溶込み深さが深くなるほど圧縮応力が強くなっていることが分かる。ビーム出力が大きいほど、またビーム径が焦点に近いほど圧縮応力となる理由は、既述の力学的溶融温度時の最高温度領域の存在によって、板厚内部の最大引張残留応力の領域が大きくなり、反力としてビード表面に強い圧縮残留応力が生じるためであると考えることができる。

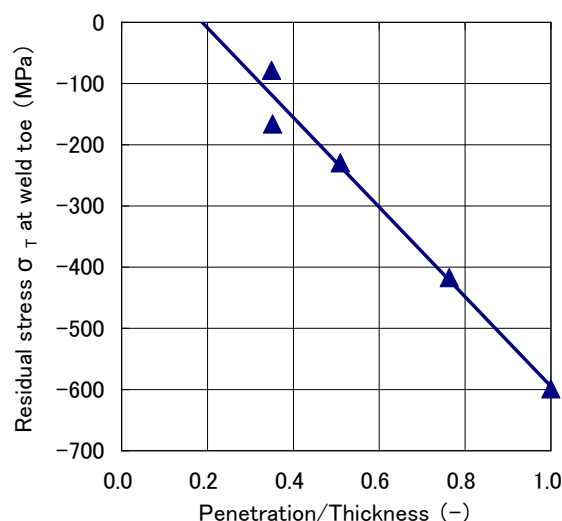


Fig. 2.17 Interrelationship of penetration and analysis of residual stress σ_y at weld toe

(d) 溶接線方向残留応力

一方、Fig. 2.14 (a')、(b') によると、板表面における溶接線方向応力 (σ_x) は、いずれもビード止端近傍では引張応力であり、止端部から離れるほど応力が緩やかに下がり、圧縮応力側にシフトする。これは、電子ビーム溶接ではアーク溶接に比べて入熱量が小さく溶融領域が狭いが、溶接線方向に対する溶接金属部の力学的拘束条件はアーク溶接と同様に厳しく、溶接金属およびその周囲の熱影響部には強い引張応力が生じるためである。この測定結果は σ_y と同様に過去の知見とよく一致している^{2),6)}。解析結果においてもこの傾向を比較的よく再現できているが、Fig. 2.16を見ると、ビード止端近傍には局所的に圧縮応力が生じている。これは、ビードの余盛形状の効果と、電子ビーム溶接継手特有の板厚内部に引張応力のピーク値が存在し、表面側に近づくにつれて応力が緩やかに下がるという残留応力特性を有することから、条件によっては圧縮応力になるためと考えられる。また、最大引張応力が溶込み深さ中央付近にある点は σ_y と同様であり、前述の最高温度領域の移動で説明できる。

次に、溶接条件による残留応力の差について考察する。Fig. 2.14 (a')、(b') によると、 σ_x は①ビーム出力が大きいほど、②ビーム径が小さいほど全体的に圧縮応力側にシフトしているが、この傾向はいずれの図についても溶込み深さを考えることによって整理できる。すなわち、溶込み深さが深いほど溶接金属部の引張応力の範囲が広く分散しており、局所的な引張応力のピーク値が抑えられるために止端近傍の引張応力値が低減することになる。Fig. 2.18に溶込み深さの板厚比と止端部の σ_y の相関を示すが、溶込み深さに比例して止端部の応力が低減しているのが分かる。

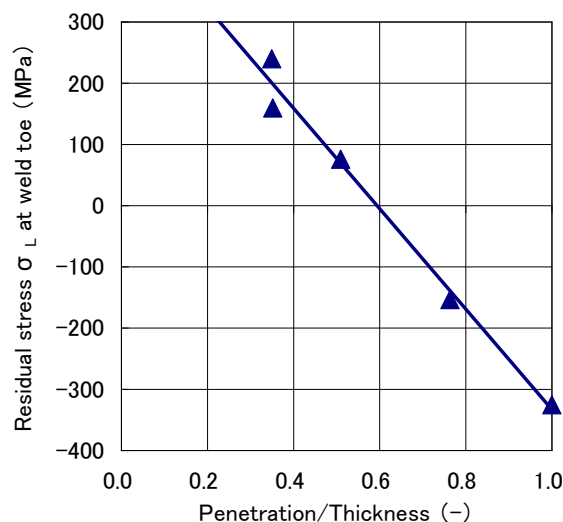


Fig. 2.18 Interrelationship of penetration and analysis of residual stress σ_x at weld toe

2.3.3 角変形量測定結果と有限要素法解析結果の比較

角変形量の測定結果および解析結果の比較を、Fig. 2.19に示す。また、Fig. 2.20に測定値と解析値の相関を示す。Fig. 2.20によると、絶対値の差は大きくない。ここで、測定と解析の違いについて下記のように考察してみる。

測定結果によると、ビーム出力が600 W (No.1) から1200 W (No.2) に増

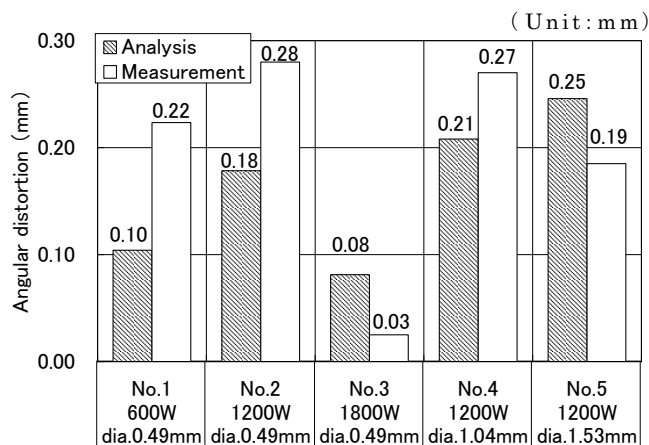


Fig. 2.19 Results of measurement and analysis of angular distortion

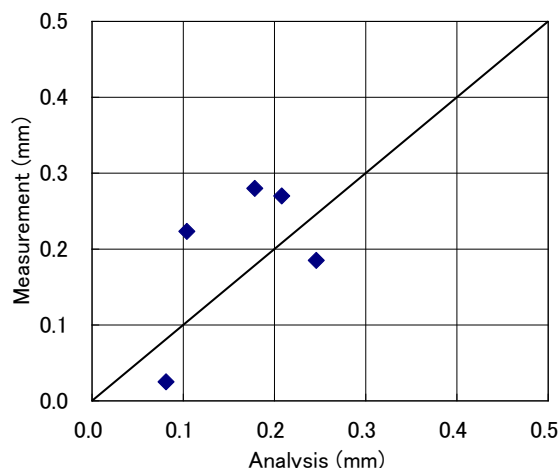


Fig. 2.20 Interrelationship of measurement and analysis of angular distortion

加すると角変形量が大きくなるが、1800 W (No.3) まで増加すると極端に小さくなる。これは、完全溶込み溶接になると板表面と裏面の温度差が少なくなり、かつ幅が狭くよりI形に近い溶接金属部形状になるため、角変形を生じさせる駆動力が少なくなることによるという、アーク溶接の場合の従来知見と同様な理由であると考えられる。解析結果はこの傾向をよく追従している。次に、ビーム径による差を見ると、測定値では0.49 mm (No.2) から1.04 mm (No.4) になると若干角変形量が大きくなるが、1.53 mm (No.5) では逆に小さくなる。解析結果ではビーム径が大きくなるにつれ (No.2→4→5) 角変形量が大きくなっており、測定結果と異なる傾向となった。その理由について、次のように考察した。解析上、溶接金属部の発熱量が大きい場合や溶込みが浅い場合は鋼板表裏面の温度差が大きくなり、それに伴い角変形量が大きくなることは容易に想像できる。No.5では溶接金属部の最高到達温度が最も高く、かつ溶込み深さが浅くビード幅が広いため、鋼板表裏面の温度差が大きくなりやすい。そこで、発熱量の違いによる影響を避けるため、No.2、4、5について溶接金属部に熱量ではなく一定温度 (1300 °C) を与えて角変形量の追加解析を実施してみたが、入熱を考慮した解析結果とほとんど変わらない結果であった。したがって、ビーム径による角変形量の差は溶接金属部の領域に一樣の熱量もしくは温度を入力するような単純な解析ではその現象を再現するのは困難であると判断した。例えば、電子ビーム溶接はキーホー

ル溶接であることから、板厚方向に入熱の分布を持っていることが知られている。これは、エネルギーを持った電子がキーホール内を反射しながら進むため、鋼板表面付近と溶込み深さ先端部付近では到達する電子の数が異なることに起因する。本解析では板厚方向に分布を持った入熱方法としていないため、実態を追従できていない可能性があると考えられる。その点では、本研究で用いた解析手法はより高精度な解を求めるという意味では今後のさらなる検討が必要であると考えられるものの、溶接条件の違いによる温度分布・応力分布の大まかな傾向を見る上ではほぼ実態に近い現象を表現していると言える。

2.4 結言

板厚9.5mmの薄鋼板から電子ビーム溶接による部分溶込み溶接継手を作製し、温度測定・残留応力および角変形量を測定するとともに、有限要素法解析による検証を行うことで以下の結果を得た。

- (1) 温度の数値解析値は、測定値と同程度の温度になるように入熱効率や熱源形状を調整することで、測定値と良い一致を示した。熱源としては板厚内部の温度分布状態や解析速度を考慮すると、「熱伝達型」よりも「内部発熱型」の方が有用であることが分かった。
- (2) 溶接線直角方向の残留応力 (σ_y) は、ビード止端近傍は圧縮で止端部から離れると引張へシフトし、極大値をとって圧縮側へ下がるという従来知見と同様の測定結果であり、解析値も良い一致を示した。また、ビード表裏面に圧縮応力、溶込み深さ中心付近に最大の引張応力が生じており、従来厚板の貫通溶接で研究されてきた現象と同様の傾向であった。溶接条件による σ_y の差は、①ビーム出力が大きいほど②ビーム径が小さいほど、その極大値が止端部から離れる傾向にあることが分かった。これは、板厚内部の引張残留応力の領域によってビード表面の圧縮応力分布状態が変わるためである。
- (3) 疲労強度に大きく影響するビード止端部の σ_y は、ビーム出力が増加するほど、またビーム径が焦点に近づくほど圧縮側にシフトすることが把握された。この現象は、溶込み深さの大小に関係することを示した。

- (4) 溶接線方向の残留応力 (σ_x) は、ビード止端近傍では引張応力であり、止端部から離れるほど応力が緩やかに下がり、圧縮応力側にシフトする。溶接条件による σ_x の差は、①ビーム出力が小さいほど、②ビーム径が大きいほど全体的に引張応力側にシフトする。
- (5) 角変形量の測定と解析は同様の傾向を示した。角変形量はビーム出力が大きくなるほど増えるが、完全溶込みでは再度小さくなる。なお、ビーム径の影響は顕著でなかった。

第2章 参考文献

- 1) K.Ogiso: Some Examples of X-Ray Residual Stress Measurement on Weldments, Proceedings of The Workshop on X-Ray Studies on Mechanical Behaviour of Materials, 41 (2004) , 12-16.
- 2) Y.Ueda, Y.C.Kim and A.Umekuni: Measurement of Three-dimensional Welding Residual Stresses due to Electron Beam Welding, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, 4-1 (1986) , 138-142.
- 3) M.Belassel, M.Brauss and J.Pineault: Residual Stress Characterization Using X-ray Diffraction Technique, Applications on Welds, ASME PVP, 429 (2001) , 9-14.
- 4) Y. Arai, M.Kikuchi, T.Watanabe and M.Nakagaki: Residual stress due to welding and its effect on the assessment of cracks near the weld interface, International Journal of Pressure Vessels and Piping, 63-3 (1995) , 237-248.
- 5) S.Yamamoto, M.Takanashi and K.Iida: Cyclic Relaxation of Welding Residual Stresses by Fatigue Loading, Journal of High Pressure Institute of Japan, 31-2 (1993) , 74-81.
- 6) Tsung-Tsong Wu and Jin-Seol Fang: Evaluation of Welding Residual Stress in a Thin Steel Plate Using an Ultrasonic Technique, Journal of the Chinese Society of Mechanical Engineers, 14-2 (1993) , 113-119.
- 7) D.Radaj: Welding Residual Stresses and Distortion, DVSVerlag. (2003) , 332.
- 8) J.Lu: Handbook of Measurement of Residual Stresses, The Fairmont Press, Inc. (1996) , 49.
- 9) The Society of Materials Science, Japan : Standard Method for X-Ray Stress Measurement, (2005) , 5-18.
- 10) M.Mochizuki and T.Kurimura: Round Robin Tests of Weld Residual Stress using X-Ray Diffraction and Computational Simulation, IIW Doc.X-1661-09 (2009)
- 11) Y.Okumoto, S.Kiyoshima and S.Eguchi: Torsional Deformation of Built-up T-Bars by Line Heating, Research Reports of the School of Engineering Kinki University, 37 (2003) , 145-150.

- 12) M. Mochizuki, "Studies on Residual Stress Analyses in Welded Structures and Their Application to Strength Evaluation," Doctoral Dissertation of Kyoto University (1997).
- 13) K.Nakacho, H.Murakawa and T.Koide: Welding Residual Stresses and Deformations in Very Thick Joint by Electron-beam Welding, Report of the Research Center for Ultra-High Energy-Density Heat Source, 14 (1998) , 34-35.
- 14) T.Terasaki, N.Yokoshima and K.Katada: Study of Fatigue Strength of Electron Beam Welded Joint, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, 3-4 (1985) , 851-856.

第3章

3.1 緒言

前章では、炭素鋼（SS400）を対象とし、ビーム出力、ビーム径を系統立てて電子ビーム溶接継手の残留応力および角変形特性を調査した。その結果、疲労強度に大きく影響する溶接金属止端部において、溶接線直角方向の残留応力の大小は、溶込み深さに関係することを明らかにした。この結果は、X線回折法による表面実測とFEM解析により明らかとなったものである。そこで本章では、応力勾配の大きいと予想される個所の残留応力の適切な評価手法について検証することを目的とした。すなわち、FEM解析に加え、従来技術であるひずみゲージ切断法^{1)~2)}と近年発表された改良型深穴穿孔法^{3)~4)}を適用し、板厚内部の残留応力分布を評価する。

3.2 試験方法

3.2.1 供試材

供試材は前章と同様にSS400材とし、サイズは板厚10 mm×幅100 mm×長さ100 mmとした (Fig. 3.1) 。実製品の場合に電子ビーム溶接の部分溶込み溶接に適用する板厚としては数mm~10数mm程度が多く一般的であるが、今回は改良型深穴穿孔法およびひずみゲージ切断法の適用が比較的容易な板厚として10 mmを選択した。

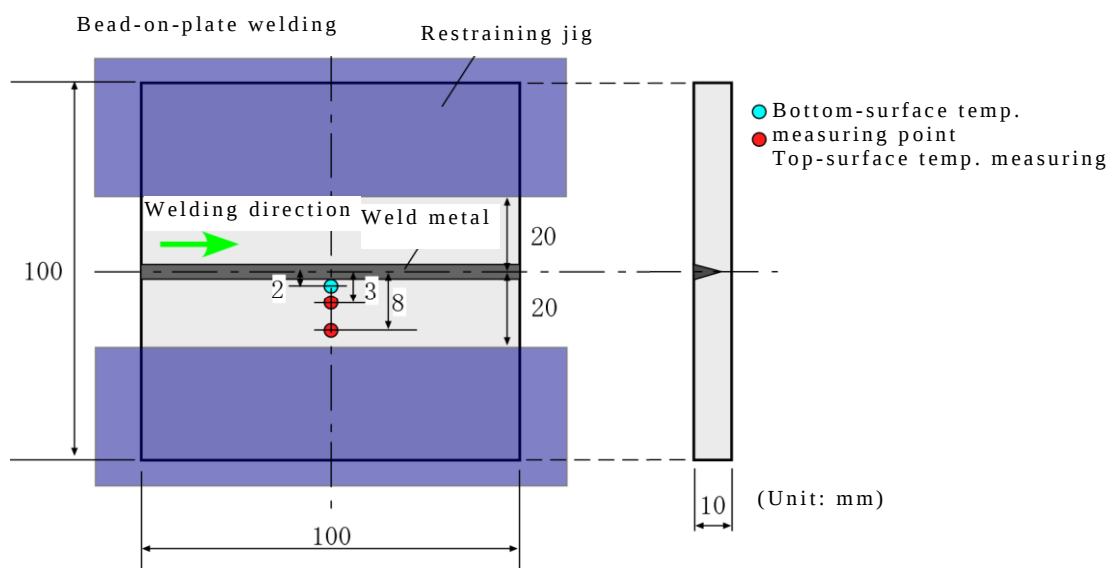


Fig.3.1 Dimensions of testing plate and temperature measuring points

3.2.2 溶接方法

6 kW電子ビーム溶接機を用いて平板に対しビードオンプレート溶接を行った。溶接条件は、Table 3.1に示す条件とした。試験板の拘束は、板状の拘束板を左右6箇所のクランプで押さえる方法とした。チャンバーの大気開放に時間がかかることもあり、試験板の拘束は溶接開始から3分程度後に外した。

なお、クランプによる拘束力を荷重センサで測定したところ、1箇所あたり390 N程度で押さえており、拘束板1枚（試験板との接触面積3000 mm²）を3箇所で押さえていることから、 $390 \text{ N} \times 3 / 3000 \text{ mm}^2 = 0.39 \text{ MPa}$ であった。なお、試験板の拘束が十分効いていることを検証するため、拘束後の溶接前および溶接後の拘束除去前にすきまゲージ（0.05 mm）を使って試験片と設置台間にすきまがないことを確認している。

Table 3.1 Welding conditions

Type of metal	SS400
Accelerating voltage	60 kV
Beam power	1200 W
Beam diameter	0.49 mm
Welding speed	500 mm/min

3.2.3 温度測定

有限要素法解析における入熱条件の基準とするべく、溶接時の鋼板表面温度測定を行った。測定位置はFig. 3.1に示すとおり、表面は中央から3 mm、8 mm位置で、裏面は中央から2 mm位置とした。測定は、メモリハイコーダおよび素線径0.32 mmのK熱電対（ガラス繊維被覆）を用いた。熱電対の先端は供試材の温度測定箇所に抵抗溶接機で固定し、メモリハイコーダまでをK熱電対用補償導線を用いて配線した。測定間隔は10 プロット／秒とした。

3.2.4 改良型深穴穿孔法による残留応力測定

改良型深穴穿孔法（MIRS法：Modified Internal Residual Stress）で内部残留応力の実測を行った。MIRS法はDHD（Deep Hole Drilling）法^{5)~6)}を踏襲したもので、Fig. 3.2に示す手順で行う。測定領域に穿孔を行って測定孔を作製した後、測定孔を中心として円筒状に切り出し（トレパニング）、

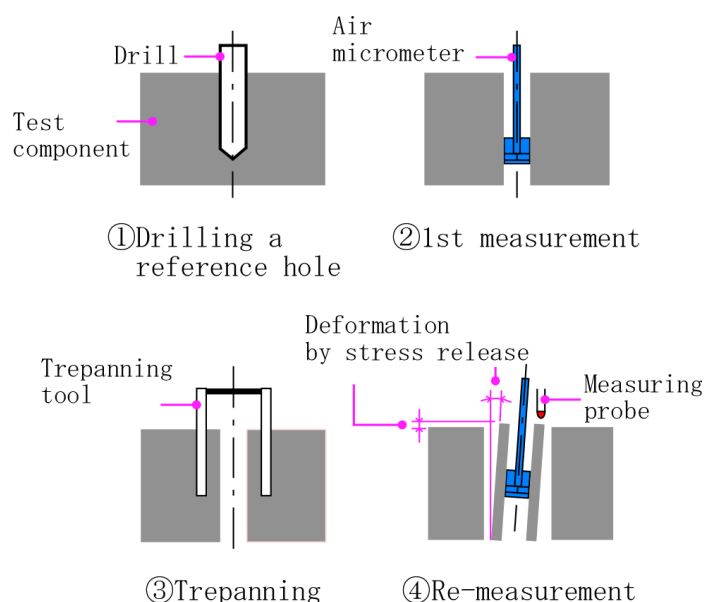


Fig. 3.2 MIRS method procedure

測定孔周辺の残留応力を解放するという手法をとる。残留応力値は、トレパニング前後の測定孔径の変化量および円筒の伸び・傾きから換算する。MIRS法には、測定精度や算出する応力成分数によって3段階のレベル(MIRS-1～3)がある (Table 3.2) 。今回は、MIRS-3⁸⁾を用いた。MIRS-3の評価式は、三次元応力状態及びトレパニング時の塑性変形を考慮したものを使用しており、算出できる応力成分も6成分と多い。 x , y , z 方向の残留応力 (σ_x , σ_y , σ_z)、 xy 平面, yz 平面, zx 平面 (σ_{xy} , σ_{yz} , σ_{zx}) のせん断残留応力が算出可能である。評価式については、従来法をベースとして展開している。ある深さ z および x 方向との成す角 θ における貫通測定穴径 $d(z, \theta)$, $d'(z, \theta)$ の差を初期の円孔径 d により正規化したものを $\overline{u_r(z, \theta)}$ とすると、無限平板における測定穴に対する弾性解法により⁸⁾、 $\overline{u_r(z, \theta)}$ と平面上の応力の関係は、下式①となる。

Table 3.2 Differences between three variants of the MIRS measurement method

Measuring method	MIRS-1	MIRS-2	MIRS-3
Stress components	$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_{xy}$	$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_{xy}, \sigma_z$	$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_{xy}, \sigma_z, \sigma_{zx}, \sigma_{yz}$
Measure hole diameter	3 or more directions	3 or more directions	5 or more directions
Trepanning process	Through complete thickness at once	Repetition of trepanning and measuring	Repetition of trepanning and measuring
Measurement item	Hole diameter	Hole dia., Height of trepanned core	Hole dia., Height and Lean of trepanned core
Feature (Equation)	Simple method ⁵⁾	Considering Plastic deformation easily ⁷⁾	Considering Three dimensional stress Field & Plastic deformation ⁸⁾

$$\overline{u_r(z, \theta)} = \frac{d'(z, \theta) - d(z, \theta)}{d(z, \theta)} = -\frac{1}{E} [\sigma_x (1 + 2 \cos 2\theta) + \sigma_y (1 - 2 \cos 2\theta) + \sigma_{xy} (4 \sin 2\theta)] \cdots \textcircled{1}$$

従来法は、各測定深さにおいて3種類以上の θ について $\overline{u_r(z, \theta)}$ の測定を行う

ことで、式①を用い、穴あけ方向に垂直な応力成分である σ_x 、 σ_y 、 σ_{xy} を決定している。穴径の変化量は、エアマイクロメーターを用いることで、各角度ごとの直径を精密に計測できる。開発法の評価式は、式①をもとに三次元弾性論に基づいた三次元応力状態・応力分布を考慮した式を導出し、トレパニングによる形状変化に起因して生じる塑性変形の影響を考慮したものへと展開したものである³⁾。また、この評価式を活用するため、加工精度も大幅に向上させている。具体的には、穴あけにヘリカル加工を取り入れ、溶接部に真円度（円の最大内接円の半径と、最大外接円の半径の差）で $7\mu\text{m}$ 、真直度（穴の入口と出口の位置ずれ）で $5\mu\text{m}$ の精密加工を達成している⁹⁾。

残留応力測定位置をFig. 3.3に示す。溶接線中央、溶接金属止端部から0.5 mm位置を測定した。測定孔径は2.5 mm、トレパニングにより切り出す円筒の外径は6 mmで測定を実施した。

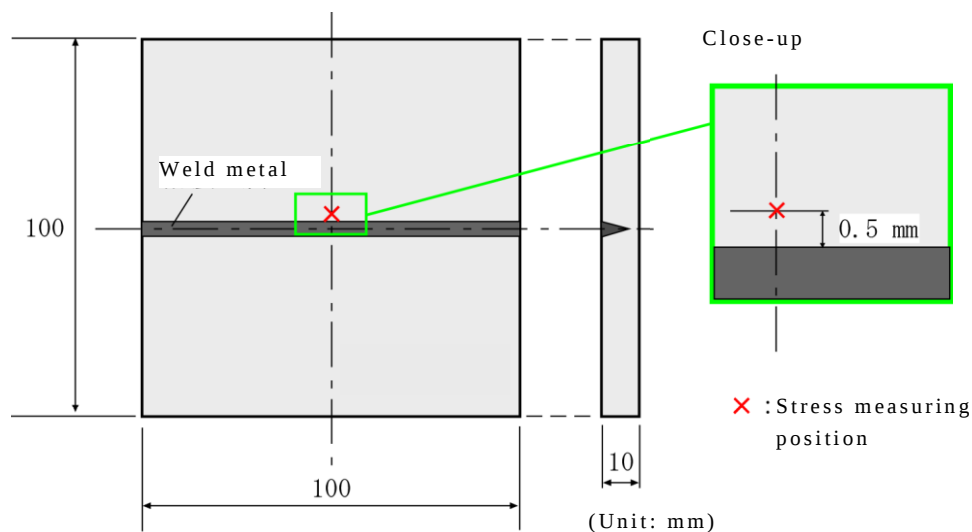


Fig. 3.3 Location of residual stress measurement

3.2.5 ひずみゲージ切断法による残留応力測定

MIRS法での実測結果と比較するために、ひずみゲージ切断法での内部残留応力測定を行った。測定方法は、Fig. 3.4に示すように2体の試験体からそれぞれ溶接線方向と溶接線直角方向に薄板を切出し、その時に解放される応力と薄板に残っている応力の和として残留応力を求める方法である^{10)~11)}。薄板を切出す時に解放される応力は、薄板切断時の長手方向の解放ひずみが、

板厚に沿って直線分布することを仮定して求める。薄板に残っている応力は、断面の中央部に板厚方向に沿ってひずみゲージを貼り、さらに切断（解放）

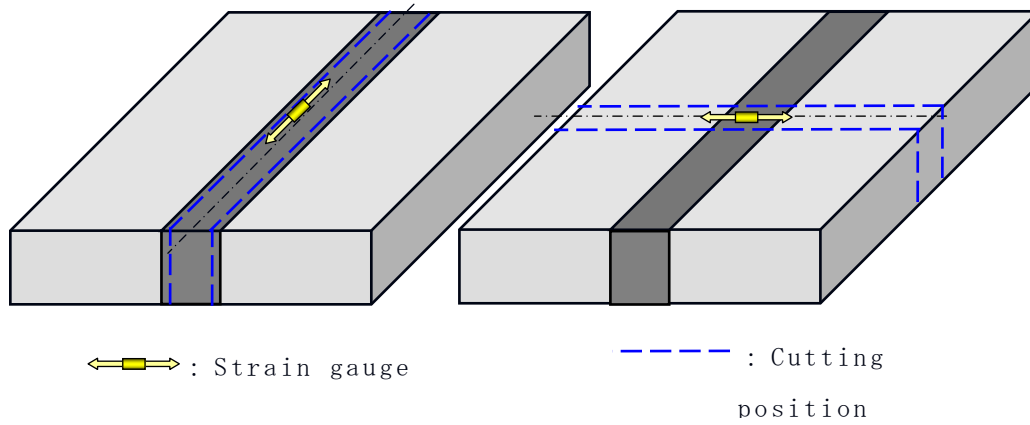


Fig. 3.4 Cutting method with a strain gauge

することで求める。測定には静ひずみ計を用いた。内部応力の計算には、以下の2式を用いた^{10)~11)}。

$$\sigma_x = E \left[\left\{ \Delta \varepsilon_{xB} + (\Delta \varepsilon_{xT} - \Delta \varepsilon_{xB}) Z/h \right\} + \nu \cdot \left\{ \Delta \varepsilon_{yB} + (\Delta \varepsilon_{yT} - \Delta \varepsilon_{yB}) Z/h \right\} \right] / (1 - \nu^2) + (\sigma_{xR} + \nu \cdot \sigma_{yR}) / (1 - \nu^2) \quad \dots \dots \dots 1)$$

$$\sigma_y = E \left[\left\{ \Delta \varepsilon_{yB} + (\Delta \varepsilon_{yT} - \Delta \varepsilon_{yB}) Z/h \right\} + \nu \cdot \left\{ \Delta \varepsilon_{xB} + (\Delta \varepsilon_{xT} - \Delta \varepsilon_{xB}) Z/h \right\} \right] / (1 - \nu^2) + (\sigma_{yR} + \nu \cdot \sigma_{xR}) / (1 - \nu^2) \quad \dots \dots \dots 2)$$

- σ_x : その板厚深さにおける溶接線方向の残留応力
- σ_y : その板厚深さにおける溶接線直角方向の残留応力
- E : ヤング率
- ν : ポアソン比
- H : 板厚
- Z : 裏面からの板厚方向の距離
- $\Delta \varepsilon_{xT}$: ロンジ方向に切り出すときの板の表面における溶接線方向のひずみ変化量
- $\Delta \varepsilon_{xB}$: ロンジ方向に切り出すときの板の裏面における溶接線方向のひずみ変化量
- $\Delta \varepsilon_{yT}$: クロス方向に切り出すときの板の表面における溶接線直角方向のひずみ変化量
- $\Delta \varepsilon_{yB}$: クロス方向に切り出すときの板の裏面における溶接線直角方向のひずみ変化量
- σ_{xR} : 溶接線方向に切り出した薄板に残っている溶接線方向の応力
- σ_{yR} : 溶接線直角方向に切り出した薄板に残っている溶接線直角方向の応力

残留応力測定位置は、MIRS法と同様のFig. 3.3に示す位置とした。切断はワイヤ放電加工で実施し、切断幅は5～10 mmとした。

3.2.6 X線回折法による残留応力測定

表面残留応力の測定は、X線回折法で実施した。測定位置は、他測定法と同様にFig. 3.3に示すビード止端部から0.5 mm位置とした。測定径は1.0 mm ϕ である。測定方向は、溶接線方向 (σ_x) と溶接線直角方向 (σ_y) の2方向とした。残留応力の測定方法は、前章と同様に日本材料学会のX線応力測定法標準に準拠している¹²⁾。X線の入射角を数回変化させながら試料に照射し、試料からの回折X線の回折角度 (2θ) を求め、応力による格子面間隔の変化を見ている。測定条件は、Table 3.3に示すとおりとした。

なお、 ϕ 角度は試料面法線と回折面法線のなす角度であり、X線の試料への入射角に対応している。 ϕ 角度毎の回折角度は半価幅中点法で求め、残留応力は $2\theta - \sin^2 \phi$ 線図の傾きに応力定数をかけて算出している。

Table 3.3 X-ray stress measurement conditions

Type of metal	SS400
Measuring method	Ω -Diffractometer method
Characteristic X-ray	Cr-K α
Tube voltage	30 kV
Tube current	10 mA
Diffractive plane	(211)
Diffractive angle, 2θ	156.4 °
Angle of ψ	11 angles between 0~45 °
Stress constant	-318 MPa/deg.
X-ray exposure area	1 mm Φ

3.2.7 有限要素法解析

内部残留応力算出のため、前章同様にFEM解析を行った。解析モデルは、計算時間短縮のためFig. 3.5に示すような長手方向20 mm、溶接中心を対称境界とする1/2対称の3次元モデルとした。ここで、実際の試験体と同じ長手方向100 mmのモデルでも解析を行ったが、今回も温度・変形等に長手方向20 mmのモデルと大きな差がないことを確認している。電子ビーム溶接の場合、一般的なアーク溶接と異なり、きわめて狭い範囲が力学的熔融温度に達することになるため、20 mmモデルと100 mmモデルで大差のない計算結果が得ら

れたと考える。拘束条件は、実際の溶接に合わせて、同位置を溶接後3分間Z方向（角変形方向）について完全拘束とした。溶接条件も、実際の溶接と同じTable 3.1に示す条件としている。その他の解析条件は、Table 3.4のとおりである。物性値については、Fig. 3.6に示すように温度依存性を考慮したものとなっているが、密度およびポアソン比は温度依存性を無視し、一定値とした。

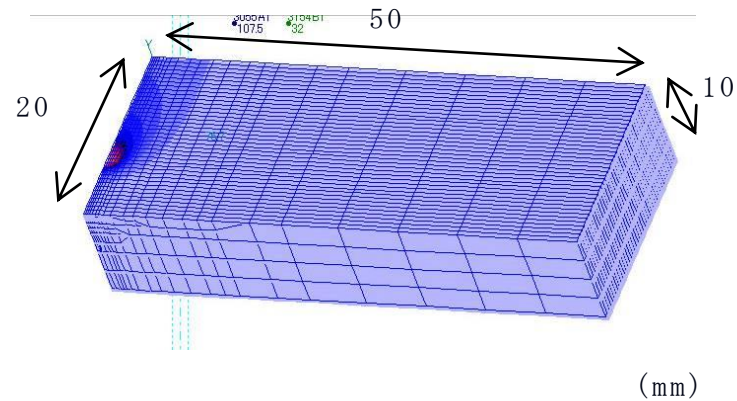


Fig. 3.5 Analytical model (Redescription)

Table 3.4 Analysis conditions

Boundary condition	Atmosphere (Vacuum)	Radiant heat transfer at an emissivity of 0.2
	Restraint	Restrained at the same location for the same time as taken in the welding test
Heat source	Internal calorific type	Heat source is input into the penetration area defined with cross-sectional macrograph
Efficiency of heat input		70~80%
Number of elements		Approx. 15,000

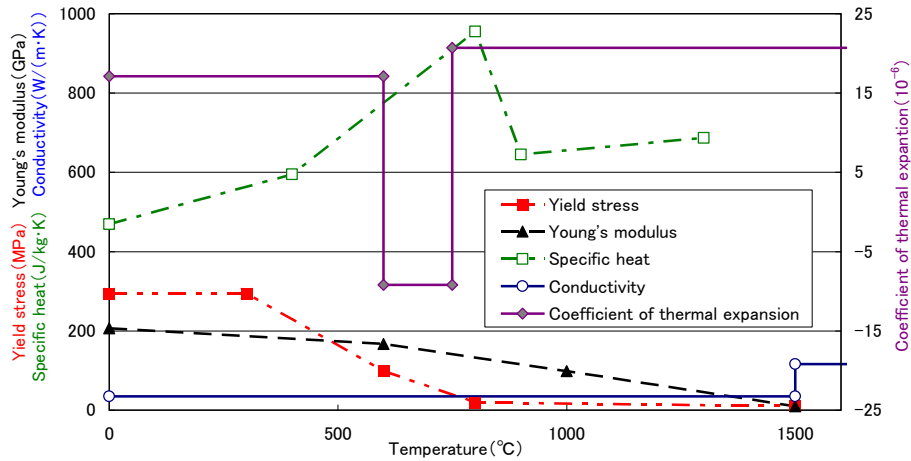


Fig.3.6 Physical and mechanical properties

3.3 結果および考察

3.3.1 溶接試験体の断面観察

溶接部の断面マクロ写真を、Fig.3.6に示す。溶込み深さ7.0 mm、ビード幅1.6 mmで欠陥もなく良好なビードが得られた。このマクロ写真を元に、解析モデルを作成した。溶接時の温度測定結果と解析結果を、Fig.3.7に示す。測定結果と解析結果は良い一致を示した。本来、解析モデルの伝熱を調整する場合には、800 °C程度の実測域があることが望ましいが、実測値は最高到達温度300 °C程度であった。熱電対をビードに接近することも試みたが、熱電対のガラス被覆の影響で溶接ビードが蛇行してしまうため、表面3、8 mm、裏面2 mm位置が妥当と判断した。しかし、最高到達温度が低いこと以外、ノイズもなく良い結果を得ることができた。

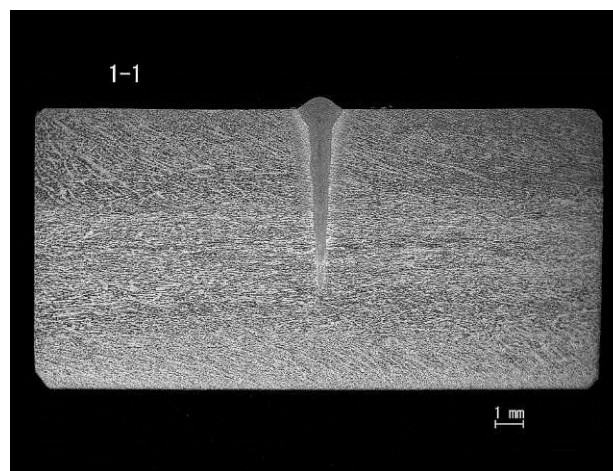


Fig.3.6 Cross-sectional macrograph

3.3.2 改良型深穴穿孔法による内部残留応力測定結果

MIRS法による測定結果を、Fig.3.9に示す。1 mmピッチで6成分 (σ_x , σ_y , σ_z , σ_{xy} , σ_{yz} , σ_{zx}) のデータを取得した。なお、エアマイクロゲージのプローブ先端とエア吹出し口の距離の関係で、表裏面1 mmからのデータは測定できない。

本測定結果より、溶接線方向の残留応力 (σ_x) が溶接線直角方向 (σ_y)、板厚方向 (σ_z) に比べて大きいこと、xy平面のせん断成分 (σ_{xy}) がほぼゼロであり、zx平面のせん断成分 (σ_{zx}) も溶接線方向 (σ_x) に比べて小さいことから、三次元的に見て溶接線方向が概ね主応力方向であることが本測定から判明した。

次節で、他測定法との比較結果を示す。他測定法で測定可能な溶接線方向 (σ_x) と溶接線直角方向 (σ_y) の残留応力結果について比較を行った。

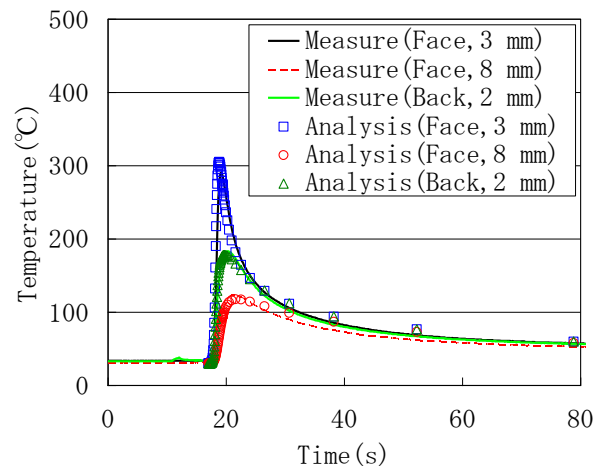


Fig.3.7 Comparison of temperature transitions between measurement and analysis

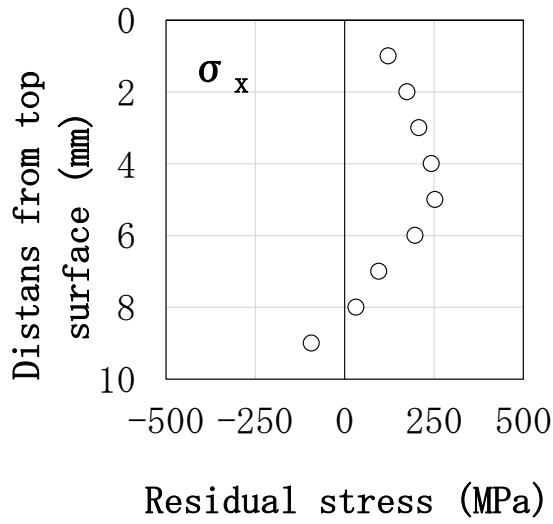
3.3.3 その他測定法での残留応力分布

ひずみゲージ切断法では、試験体表面から深さ1, 3, 5, 7, 9 mm位置と表裏面の残留応力を計測した。X線回折法では、試験体表面の残留応力を計測した。MIRS法との結果比較をFEM解析の結果も合わせてFig.3.10, Fig.3.11に示す。

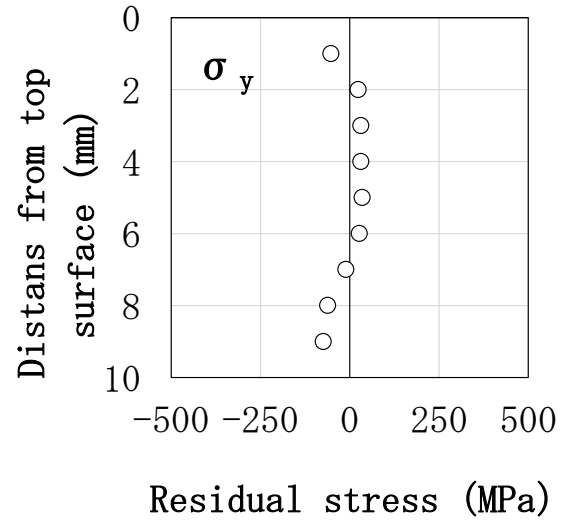
まず、溶接線方向 (σ_x) の結果 (Fig.3.10) を比較すると、板厚中央付近が引張となり、表裏面側へ向かうほど圧縮側にシフトするという傾向が全体で一致している。MIRS法、ひずみゲージ切断法、X線回折法については、絶対値も含めほぼ一致している。FEM解析についても概ね一致しており、板厚中央付近が引張残留応力となる過去の知見を再現している^{13)~15)}。

次に、溶接線直角方向 (σ_y) の結果 (Fig. 3.11) を比較する。溶接線方向に比べ残留応力の絶対値は低い、溶接線方向と同様に板厚中央付近が引張となり、表裏面側へ向かうほど圧縮側にシフトするという傾向は全体で一致している。MIRS法、ひずみゲージ切断法、X線回折法による実測では、溶接線方向の結果と同様に絶対値も含めて概ね一致している。FEM解析に関して内部で引張、表裏面で圧縮という傾向は一致しているが、溶接線直角方向の残留応力では絶対値で見ると100 MPa以上異なるところもある。この不一致に関しては、溶接部近傍の応力勾配が大きいことが原因だと考える。Fig. 3.12 (a) は、試験体表面の溶接線直角方向の残留応力で、溶接金属止端部から0.5~7 mmまで離れた位置のデータである。MIRS法での測定孔径は2.5 mm ϕ なので、Fig. 3.12 (a) のデータでは止端部から0.5 mm位置から1.75 mm位置までが穿孔部分にあたるが、その範囲内だけで100 MPa以上の変動があることが分かる。当然、実際は表面だけでなく内部の応力分布もあることから、穿孔範囲ではより大きな応力差があることも考えられる。Fig. 3.12 (b) はFEM解析で止端部から0.5 mm位置（穿孔中央）と2.1 mm位置（円筒肉厚中央）をそれぞれMIRS法の結果と比較した結果である。MIRS法の結果と2.1 mm位置の解析結果は概ね一致していることが分かる。電子ビーム溶接部の溶接線直角方向については、応力勾配が激しく、 ϕ 2.5 mmの穿孔を行うMIRS法では、穿孔径より狭い範囲での残留応力の絶対値を観察することは極めて難しいことが、あらためて理解できた。

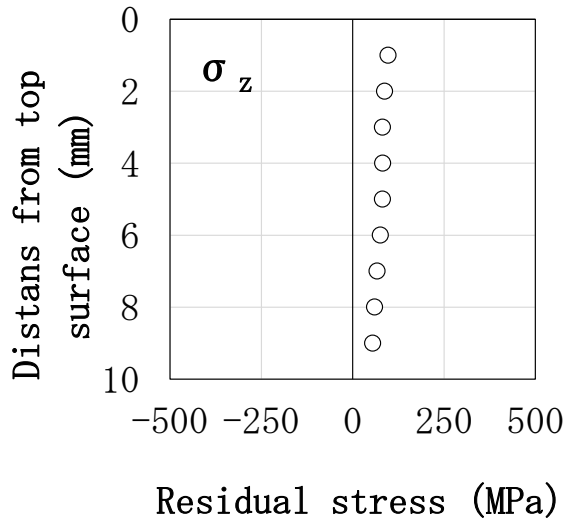
とは言うものの、各種測定法を用いた残留応力測定から、内部残留応力分の傾向が確認できたと言える。ビード幅の狭い電子ビーム溶接継手における溶接部近傍の残留応力は激しい勾配をもつため、現状のMIRS法やひずみゲージ切断法で絶対値を確認するのは難しく、FEM解析の有効な活用が必要となることが分かった。



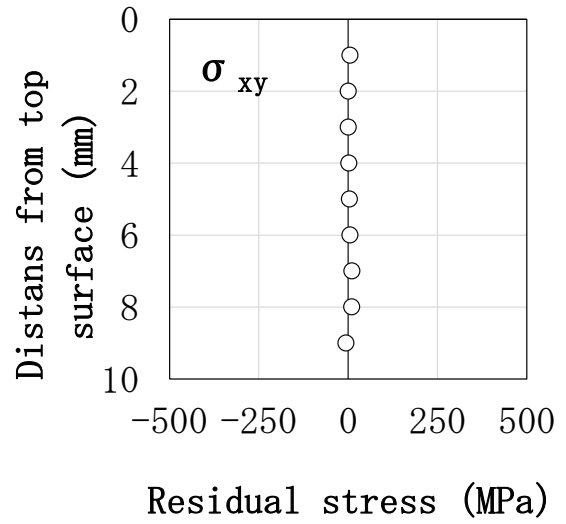
(a) σ_x



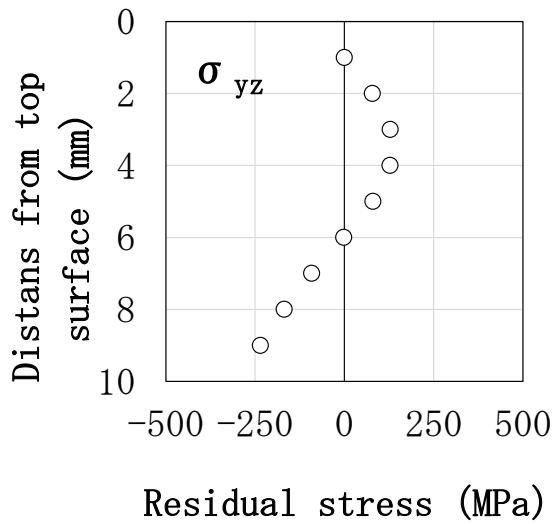
(b) σ_y



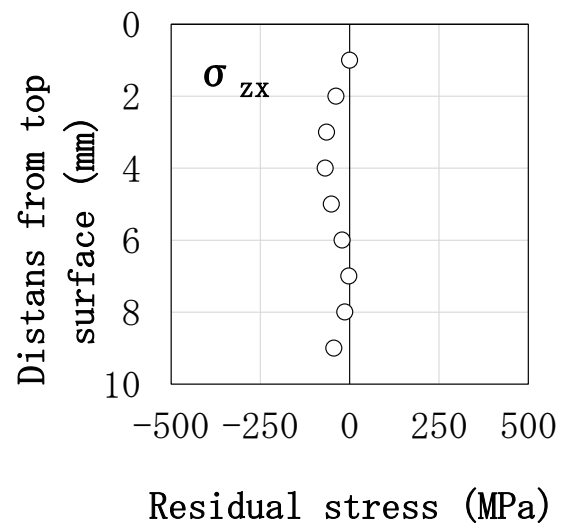
(c) σ_z



(d) σ_{xy}



(e) σ_{yz}



(f) σ_{zx}

Fig. 3.9 Evaluated residual stresses by MIRS method

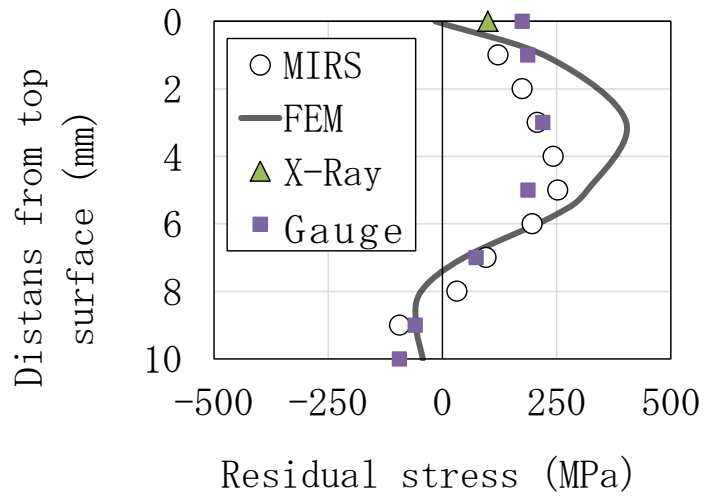


Fig.3.10 Residual stress distribution (σ_x)

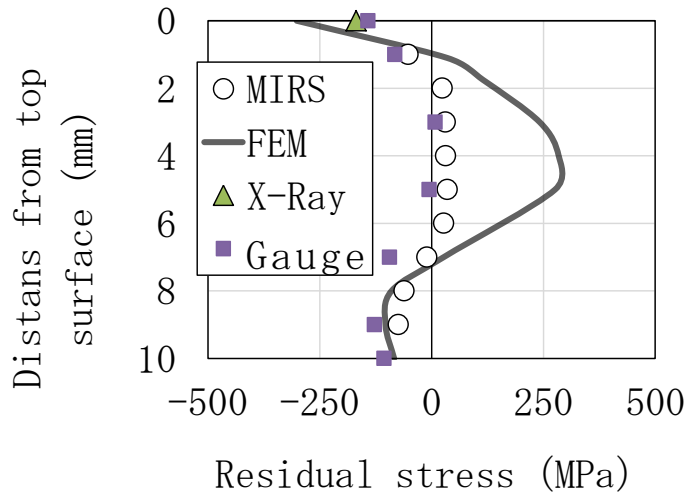
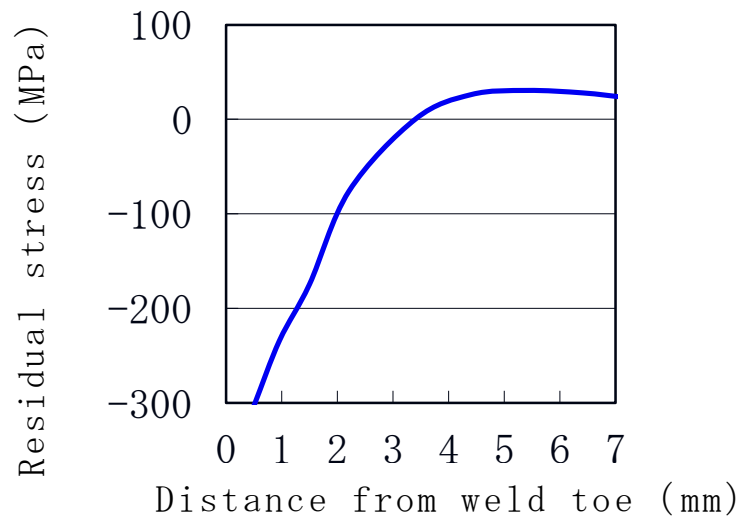
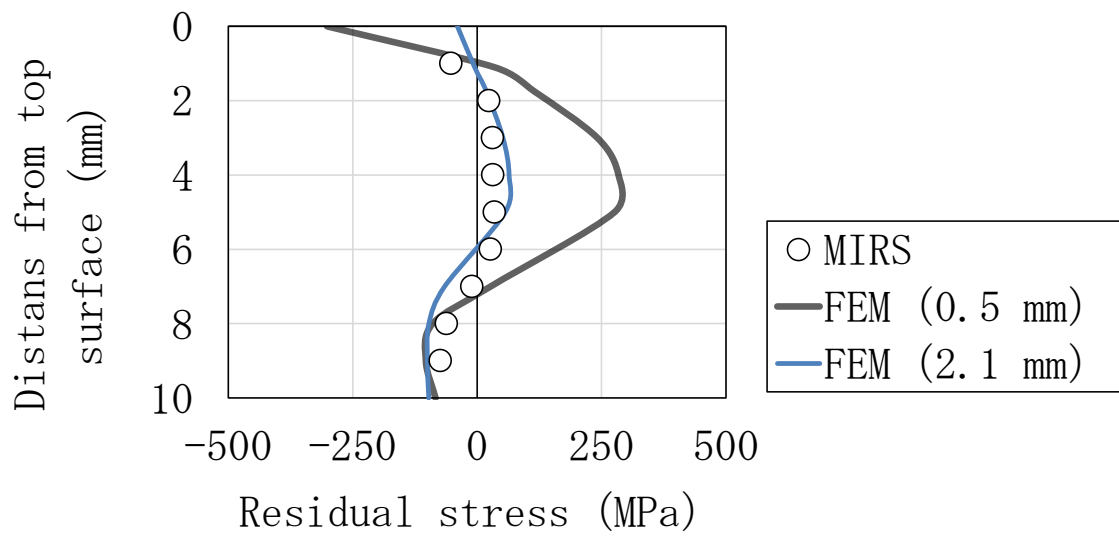


Fig.3.11 Residual stress distribution (σ_y)



(a) surface



(b) interior

Fig. 3.12 Analysis results

3.3.4 電子ビーム溶接部の内部残留応力

溶接線方向 (σ_x) と溶接線直角方向 (σ_y) については、板厚中央付近で引張残留応力が分布しており、表裏面に向かうほど圧縮側へシフトしていく傾向を示している。これは、第2章で報告した種々の結果と一致する。また、厚板の完全溶込み溶接に関する過去の研究、つまり板表裏面に圧縮応力、板厚中央部に引張応力が生じるという知見ともよく一致している^{13)~15)}。繰返しになるがこの応力分布状態は、電子ビーム溶接継手に特有なものである。このような応力分布となる理由は、一般的なアークによる多層溶接と異なり、極めてエネルギー密度の高い電子ビームによってごく狭い領域に瞬間的に溶接部を形成するためである。ビード表面は急熱急冷の度合いが激しいため、高温部が力学的溶融温度程度まで冷却した時点では、板厚中央付近に最高温

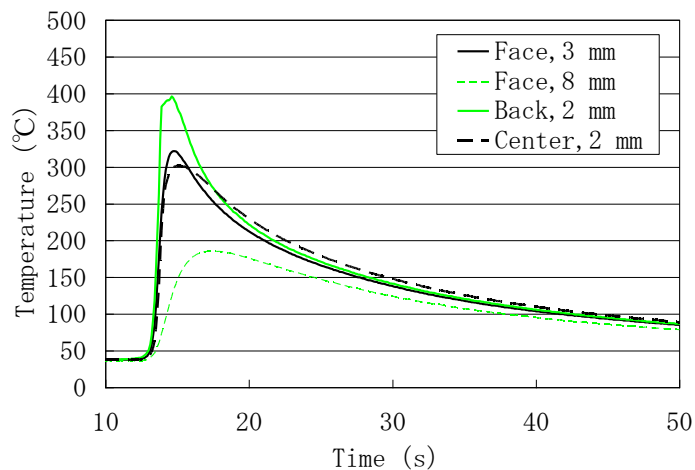


Fig. 3.13 Comparison of temperature transitions in surface, backside surface and interior (Measurement)

度領域が存在することになる。したがって、板厚中央付近はビード表面に比べて冷却が遅く、収縮が遅れることで引張応力が生じると推察される。このメカニズムを裏付けるデータとして、板厚内部の温度測定結果をFig. 3.13に示す。板厚内部の温度は、シース熱電対で測定した。表面からの熱伝達により、板厚中央付近に最高温度領域が移る様子が分かる。解析結果についても温度分布を確認し、内部に高温領域が残る状況を確認している。

3.4 結言

電子ビーム溶接部の内部残留応力に関し、各種試験によりデータ比較を行い、以下の結果を得た。

- (1) 改良型深穴穿孔法（MIRS法）を適用し、6成分（ σ_x , σ_y , σ_z , σ_{xy} , σ_{yz} , σ_{zx} ）の残留応力を測定した。6成分の残留応力の把握が可能となったことで、溶接線方向が概ね主応力方向であることを示すことができた。
- (2) 改良型深穴穿孔法（MIRS法）と他測定法（ひずみゲージ切断法、X線回折法、FEM解析）で比較試験を実施した。溶接線方向では、全測定法で絶対値を含め良い一致を示した。一方、応力勾配の大きい溶接線直角方向では、実測と解析で絶対値に若干差があることが分かった。応力勾配が狭い範囲で極端に大きい場合、実測による評価だけでなく、FEM解析によるデータ補完が有効である。
- (3) 溶接線方向（ σ_x ）、溶接線直角方向（ σ_y ）については、板厚中央付近が引張となり、表裏面側へ向かうほど圧縮側にシフトするという傾向を示し、FEM解析で実施された過去の研究事例を各種測定法により証明した。また、その発生メカニズムは電子ビーム特有の温度分布に起因するものであることを示した。

第3章 参考文献

- 1) E. Takahashi and K. Iwai: Relations Between Occurrence of the Transverse Cracks and Parameters of Residual Stress and Diffusible Hydrogen Concentration : Prevention of the Transverse Cracks in Heavy Section Butt Weldments of 2 1/4Cr-1 Mo Steel through Low Temperature Postweld Heat Treatments (Report 1), Journal of the Japan Welding Society, 48-10(1979), 865-872.
- 2) E. Takahashi, K. Iwai and K. Satoh: A Method of Measuring triaxial Residual Stresses in Heavy Section Butt Weldments, Transactions of the Japan Welding Society, 10-1(1979), 36-45.
- 3) H. Kitano, "A study for highly accurate residual stress measurement by deep hole drilling technique," Doctoral Dissertation of Osaka University (2014).
- 4) S. Kawai, M. Shindo, K. Yamamoto, T. Nagai, T. Nakano, S. Okano, M. Mochizuki and T. Suga: Development of Modified Deep Hole Drilling Technique and its Verification with Various Welding Joints, Preprints of the National Meeting of JWS, 97(2015), 204-205.
- 5) D. J. Smith and N. W. Bonner: Measurement of Residual Stresses Using the Deep Hole Method, ASME PVP, 327(1996), 53-65.
- 6) T. Mikami and E. Kingston: DHD Residual Stress Measurement, Inspection engineering, 16-2(2011), 28-34.
- 7) A. H. Mahmoudi, S. Hossain, C. E. Truman, D. J. Smith and M. J. Pavier: Experimental Mechanics, 49(2009), 595.
- 8) J. R. Barber, "Elasticity", KLUWER ACADEMIC PUBLISHERS, pp. 87- 89.
- 9) S. Kawai, T. Nagai and M. Mochizuki: Development of Modified Deep Hole Drilling Technique, Welding Technology, 63-1(2015), 109-113.
- 10) E. Takahashi and K. Iwai: Relations Between Occurrence of the Transverse Cracks and Parameters of Residual Stress and Diffusible Hydrogen Concentration : Prevention of the Transverse Cracks in Heavy Section Butt Weldments of 2 1/4Cr-1 Mo Steel through Low Temperature Postweld Heat Treatments (Report 1), Journal of the Japan Welding Society, 48-10(1979), 865-872.

- 11) E. Takahashi, K. Iwai and K. Satoh: A Method of Measuring triaxial Residual Stresses in Heavy Section Butt Weldments, Transactions of the Japan Welding Society, 10-1(1979), 36-45.
- 12) The Society of Materials Science, Japan : Standard Method for X-Ray Stress Measurement, (2005) , 5-18.
- 13) K. Oguiso: Some Examples of X-Ray Residual Stress Measurement on Weldments, Proceedings of The Workshop on X-Ray Studies on Mechanical Behaviour of Materials, 41 (2004) , 12-16.
- 14) Y. Ueda, Y.C. Kim and A. Umekuni: Measurement of Three-dimensional Welding Residual Stresses due to Electron Beam Welding, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, 4-1 (1986) , 138-142.
- 15) K. Nakacho, H. Murakawa and T. Koide: Welding Residual Stresses and Deformations in Very Thick Joint by Electron-beam Welding, Report of the Research Center for Ultra-High Energy-Density Heat Source, 14 (1998) , 34-35.

第4章

残留応力に対する鋼種の影響

4.1 緒言

本章では、薄板への電子ビーム溶接の適用拡大に対応するため、鋼種を変化させた場合の残留応力特性について検討した。具体的には、まず、構造用鋼であるフェライト系、マルテンサイト系鉄鋼材料（SS400、HT60、S50C、SCM440）の試験体を溶接条件一定として作製し、それに対しX線応力測定及びFEM解析で残留応力特性を調査した。次に、他の材料（オーステナイト系ステンレス鋼SUS304、Al-Mg系アルミニウム合金A5052）についても同様に調査を行い比較・検討することで、薄板の電子ビーム溶接による部分溶け込み溶接の残留応力に及ぼす鋼種の影響を明らかにすることにした。

4.2 試験方法

4.2.1 供試材

供試材は、フェライト系、マルテンサイト系鉄鋼材料（SS400、HT60、S50C、SCM440）と比較材料としてオーステナイト系ステンレス鋼（SUS304）、Al-Mg系アルミニウム合金（A5052）を選択した。供試材のサイズは、全て板厚10 mm×幅100 mm×長さ100 mmとした（Fig. 4.1）。電子ビーム溶接の部分溶け込み溶接に適用する板厚としては数mm～10数mm程度であるため、10 mmを選択した。

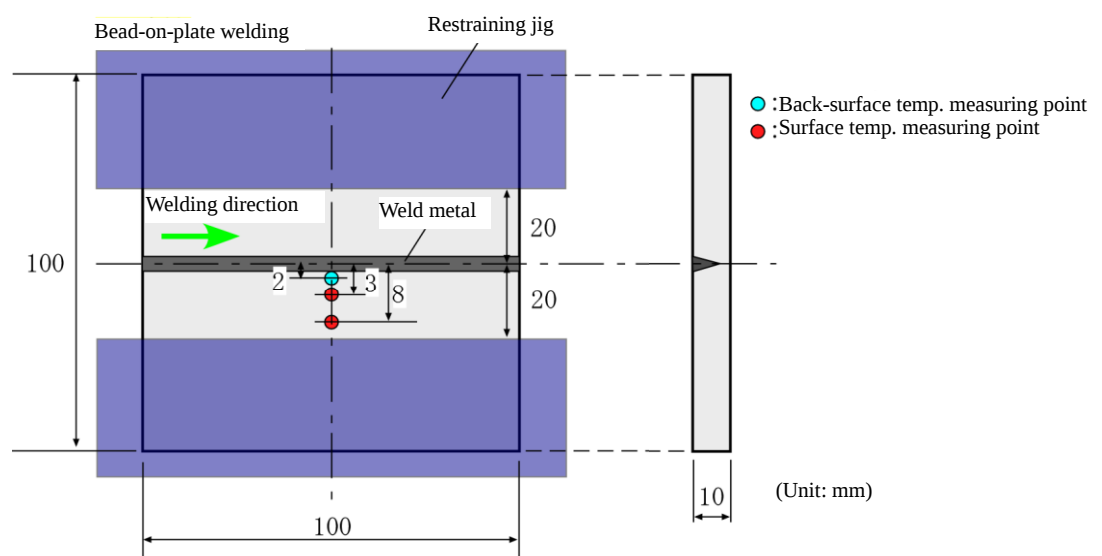


Fig. 4.1 Shape and dimensions of testing plate and temperature measuring points (Redescription)

4.2.2 溶接方法

三菱電機(株)製6 kW電子ビーム溶接機を用いてビードオンプレート溶接を行った。溶接条件は、鋼種の影響について調査するため、Table 4.1に示すように全鋼種一定の条件とした。電子ビームの焦点は鋼板表面に合わせた。ビーム径については理論値であり、1/e強度（ピーク値の約37 %）までの幅をビーム径としている。

Table 4.1 Welding conditions

Test No.	1	2	3	4	5	6
Type of metal	SS400	S50C	HT60	SCM440	SUS304	A5052
Accelerating voltage	60 kV					
Beam power	1200 W					
Beam diameter	0.49 mm					
Welding speed	500 mm/min					

いずれの条件も繰り返し数2として溶接試験を実施した。試験板の拘束は、板状の拘束板を左右6箇所のカランブで押さえる方法とした。チャンバーの大気開放に時間がかかることもあり、試験板の拘束は溶接開始から3分程度後に外した。

なお、カランブによる拘束力を荷重センサで測定したところ、1箇所あたり390 N程度で押さえており、拘束板1枚（試験板との接触面積3000 mm²）を3箇所で押さえていることから、 $390 \text{ N} \times 3 / 3000 \text{ mm}^2 = 0.39 \text{ MPa}$ であった。なお、試験板の拘束が十分効いていることを検証するため、拘束後の溶接前および溶接後の拘束除去前にすきまゲージ（0.05 mm）を使って試験片と設置台間にすきまがないことを確認している。

4.2.3 温度の測定方法

有限要素法解析における入熱条件の基準とするべく、溶接時の鋼板表面温度測定を行った。温度の測定位置はFig. 4.1に示すとおり、表面は開先端部から3 mm、8 mm位置で、裏面は開先端部から2 mm位置である。測定は、日置電機(株)製メモリハイコーダ 8423および素線径0.32 mmのK熱電対（ガラス繊維被覆）を用い、全ての溶接試験体に対し実施した。熱電対の先端は供試材の温度測定箇所に抵抗溶接機で固定し、もう一端は、真空チャンバー内に配置した端子台に接続した。端子台は真空チャンバーの外にもあり、真空チャ

ンバー内の端子台と繋がっているため、ここから熱電対の電気信号を出力することができるようになっている。チャンバー外の端子台からメモリハイコーダまでは、K熱電対用補償導線を用いて配線した。測定間隔は10プロット／秒とした。また、溶接時の電源ノイズおよび周囲からのノイズを軽減するため、メモリハイコーダ内蔵のローパスフィルタ5 Hzを入れた。なお、チャンバー内外を繋ぐ端子台間は熱電対と異なる材質であるため、端子台での起電力発生による測定誤差が懸念されるが、室内での測定で温度差が少ないためほぼ無視できると判断した。

4.2.4 残留応力の測定方法

残留応力の測定は、溶接金属止端部近傍のごく表面の残留応力を詳細に把握したかったことから、これまでと同様にX線回折法で実施した。測定には、㈱リガク製X線応力測定装置を用いた。測定位置は、Fig.4.2に示すようにビード止端部から0.5～6.5 mmまでを1.0 mm間隔で計7点とした。測定径は1.0 mm ϕ である。測定方向は、溶接線直角方向 (σ_y) と溶接線方向 (σ_x) の2方向とした。また、測定面には電解研磨処理（深さ約100 μm ）を行い、表面の加工ひずみの影響を除去している。電解研磨は、試料を陽極とし、研磨しようとする面に対向して陰極を設け、その間に電解液を満たして金属溶出する方法である。残留応力を精度よく測定するには、電解研磨面が凹凸しておらず、平滑でなければならない。今回は、各鋼種について、それぞれ電解研磨の適正な条件を確立し、測定面に凹凸のないことを確認している。一例として炭素鋼SS400の場合の表面性状をFig.4.3に示す。他の材料についても同様に過度な凹凸のない測定面を確立できた。残留応力の測定方法は、日本

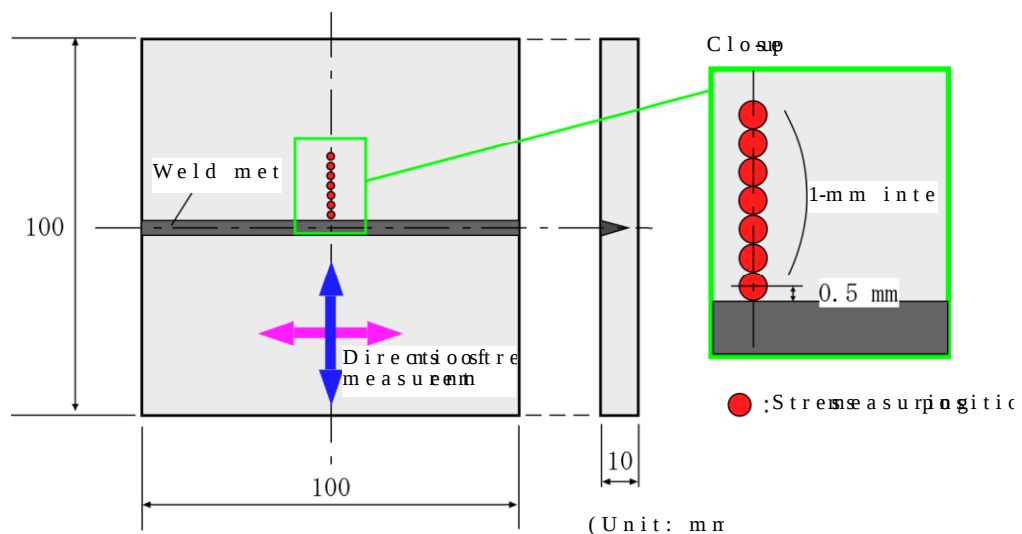


Fig.4.2 Locations and directions of residual stress measurement

材料学会のX線応力測定法標準に準拠している^{1), 2), 3)}。X線の入射角を数回変えながら試料に照射し、試料からの回折X線の回折角度 (2θ) を求め、応力による格子面間隔の変化を見ている。測定条件は、Table 4.2に示すとおりである。

なお、 ϕ 角度は試料面法線と回折面法線のなす角度であり、X線の試料への入射角に対応している。 ϕ 角度毎の回折角度は半価幅中点法で求め、残留応力は $2\theta - \sin^2 \phi$ 線図の傾きに応力定数をかけて算出している。

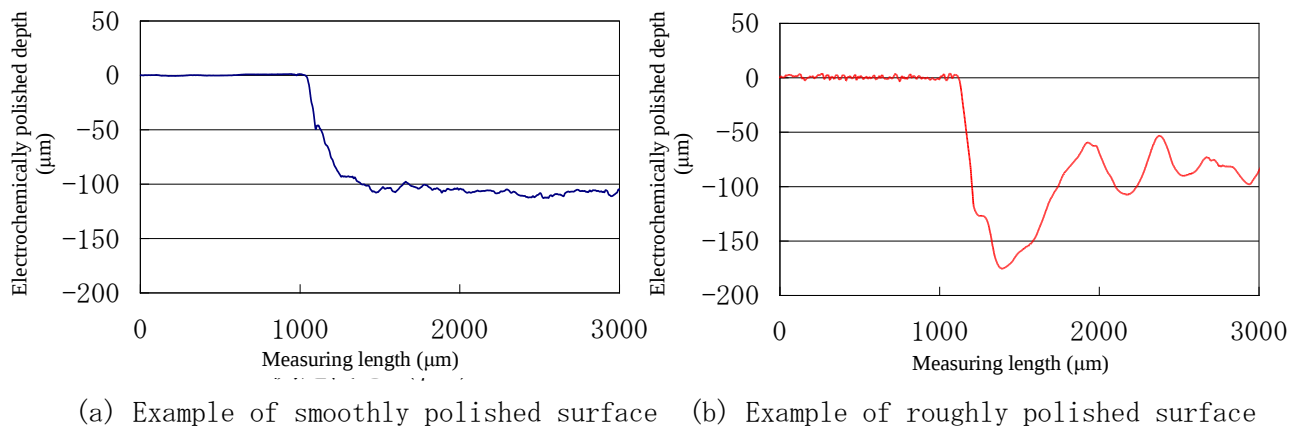


Fig. 4.3 Conditions of electrochemically polished surfaces (SS400)

Table 4.2 X-ray stress measurement conditions

Type of metal	SS400, S50C, HT60, SCM440	SUS304	A5052
Measuring method	Ω -Diffractometer method		
Characteristic X-ray	Cr-K α	Cr-K β	Cr-K α
Tube voltage	30 kV		
Tube current	10 mA		
Diffractive plane	(211)	(311)	
Diffractive angle, 2 θ	156.4 °	148.5 °	139.3 °
Angle of ψ	11 angles between 0~45 °		
Oscillation angle of ψ	± 3 °		
Stress constant	-318 MPa/deg.	-366 MPa/deg.	-166 MPa/deg.
X-ray exposure time	120 sec/ ψ	300 sec/ ψ	
X-ray exposure area	1 mm Φ		

4.2.5 有限要素法解析

残留応力の検証のため、有限要素法解析ソフトを用いて解析を行った。解析コードは、これまでと同様に溶接熱解析シミュレーションプログラムである(株)計算力学研究センター製のQuick Welderを使用した。Quick Welderは、溶着金属と溶接熱を加えながら熱弾塑性解析を行うプログラムであり、一般的な熱弾塑性解析プログラムと同様、非定常熱伝導方程式と熱膨張ひずみを考慮した熱弾塑性体の力の釣合い式をベースの方程式としている。

解析モデルは、計算時間短縮のためFig. 4.4に示すような長手方向20 mm、溶接中心を対称境界とする1/2対称の3次元モデルとした。ここで、実際の試験体と同じ長手方向100 mmのモデルでも解析を行ったが、これまでと同様に温度・変形等に長手方向20 mmのモデルと大きな差がないことを確認している。拘束条件は、実際の溶接に合わせて、同位置を溶接後3分間Z方向（角変形方向）について完全拘束とした。溶接条件も、実際の溶接と同じTable 4.1に示す条件としている。全鋼種について、条件が一定であるため、鋼種による影響が把握できる。その他の解析条件は、Table 4.3のとおりである。物性値については、Fig. 4.5に示すように温度依存性を考慮したものとなっているが、密度およびポアソン比は温度依存性を無視し、一定値とした。

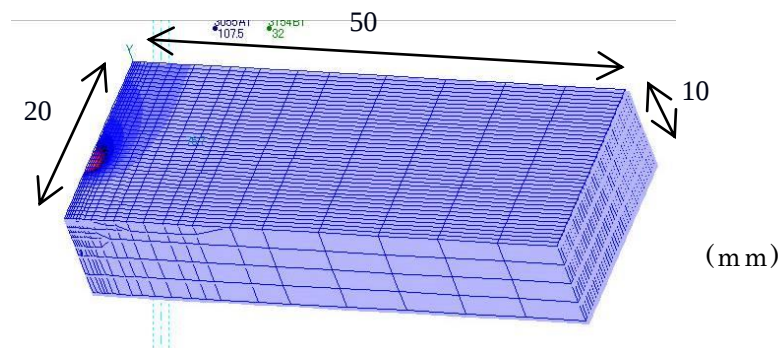


Table 4.4 Analytical model (Redescription)

Table 4.3 Analysis conditions

Boundary condition	Atmosphere (Vacuum)	Radiant heat transfer at an emissivity of 0.2
	Restraint	Restrained at the same location for the same time as taken in the welding test
	Metal touch ($\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}$)	3489 as heat transfer coefficient
Heat source	Internal calorific type	Heat source is input into the penetration area defined with cross-sectional macrograph
Efficiency of heat input		70~80%
Number of elements		Approx. 15,000

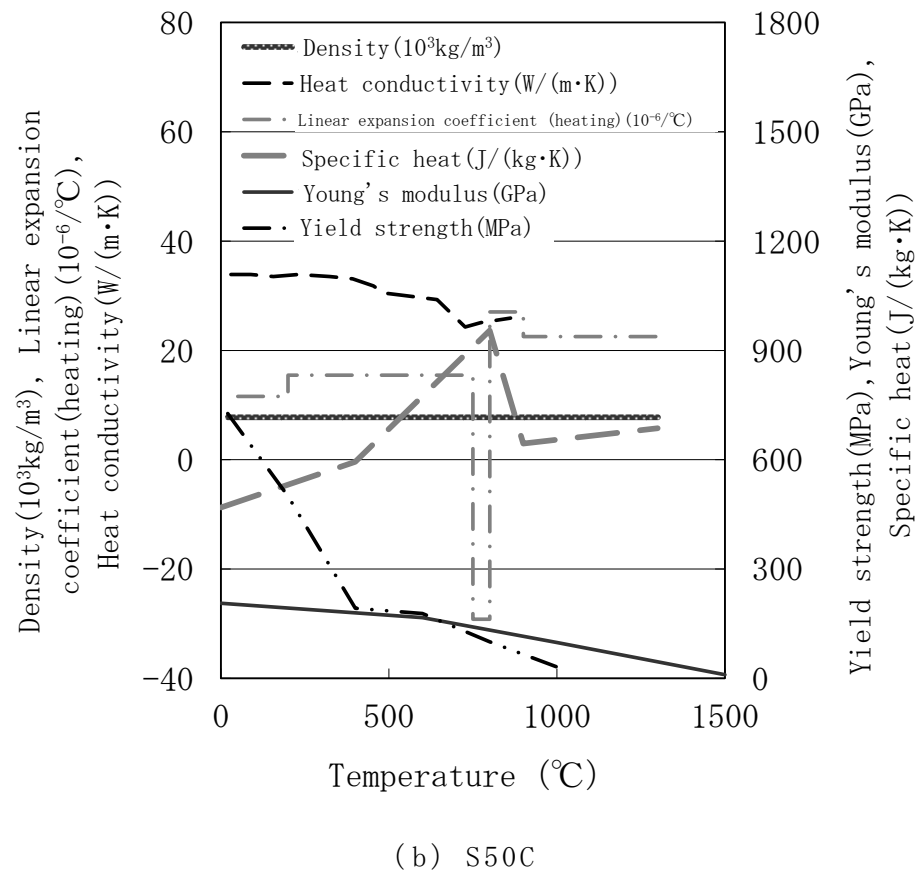
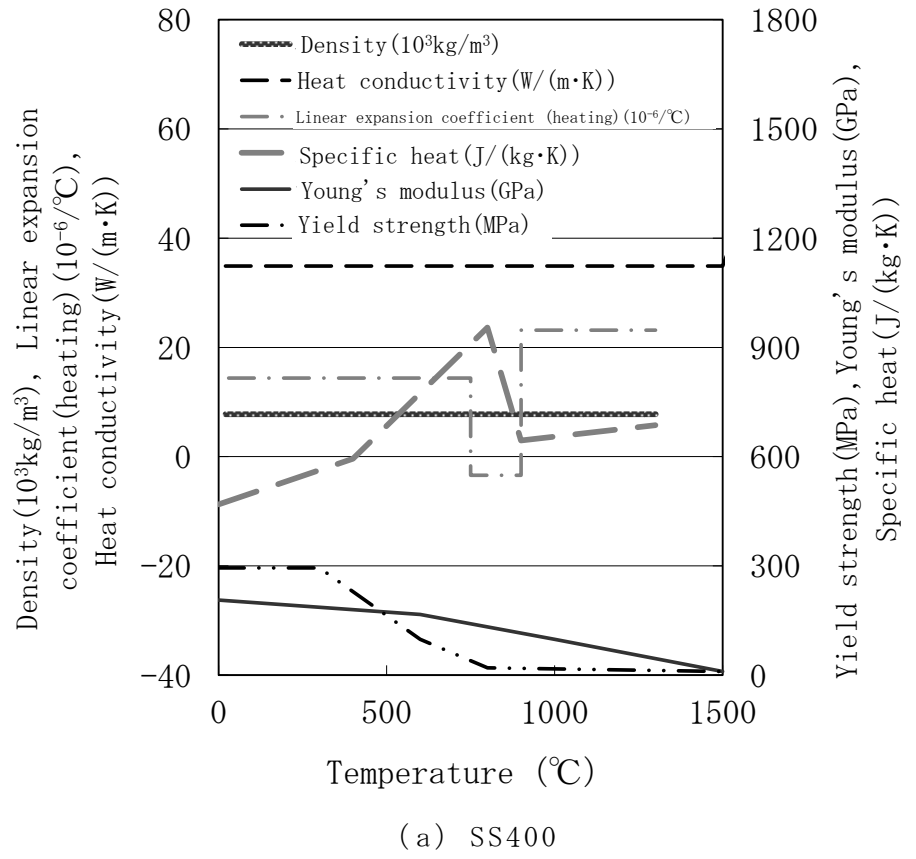


Fig. 4.5 Example of physical properties

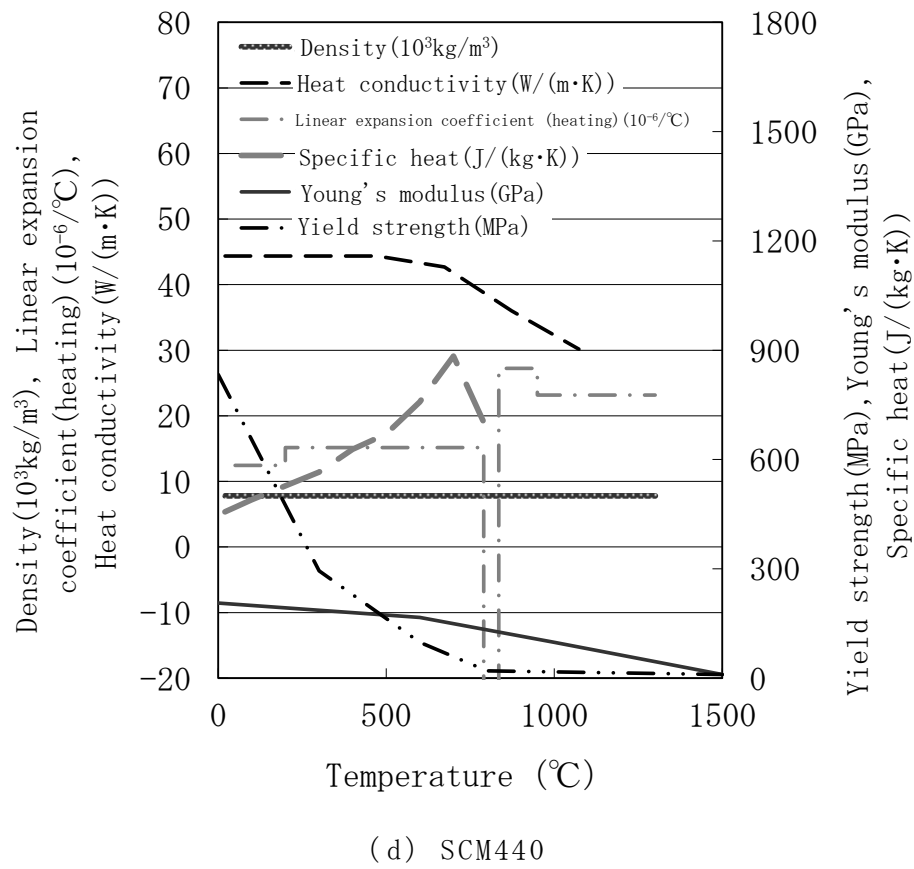
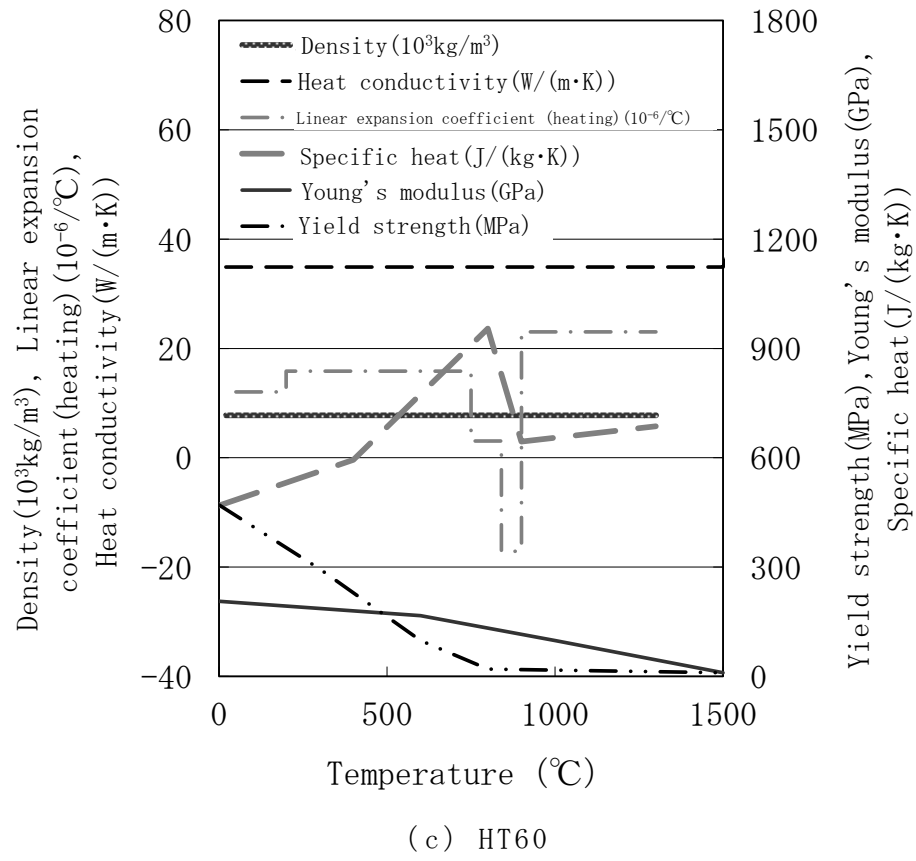


Fig. 4.5 Example of physical properties

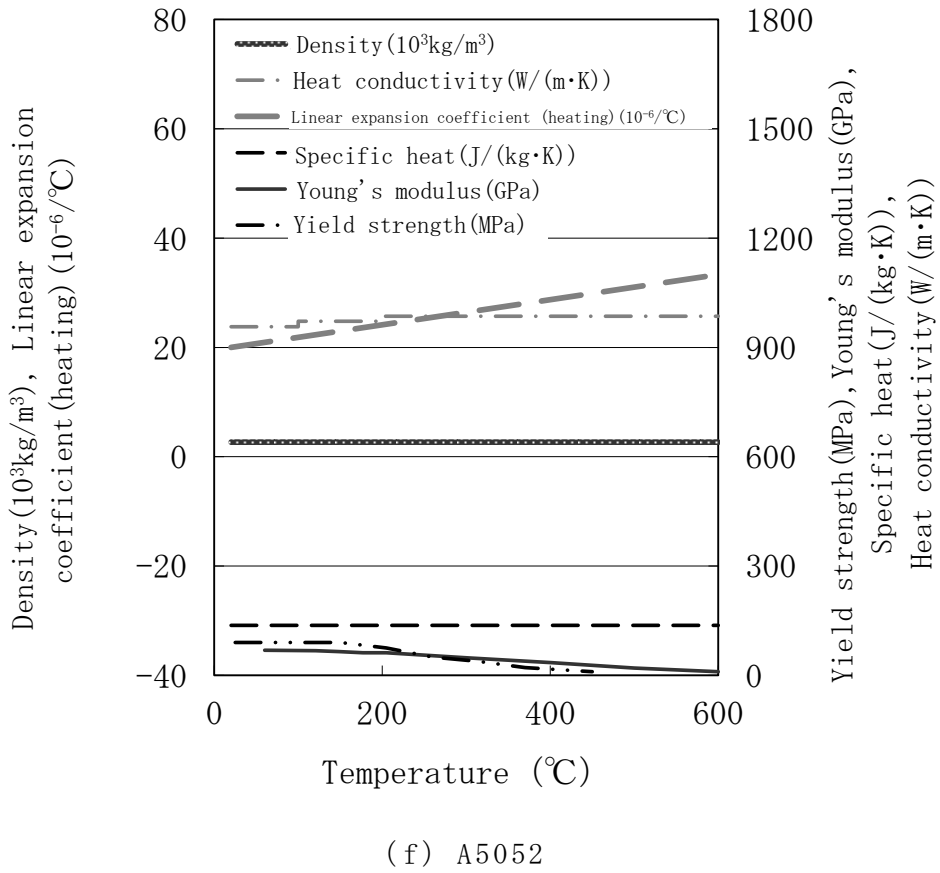
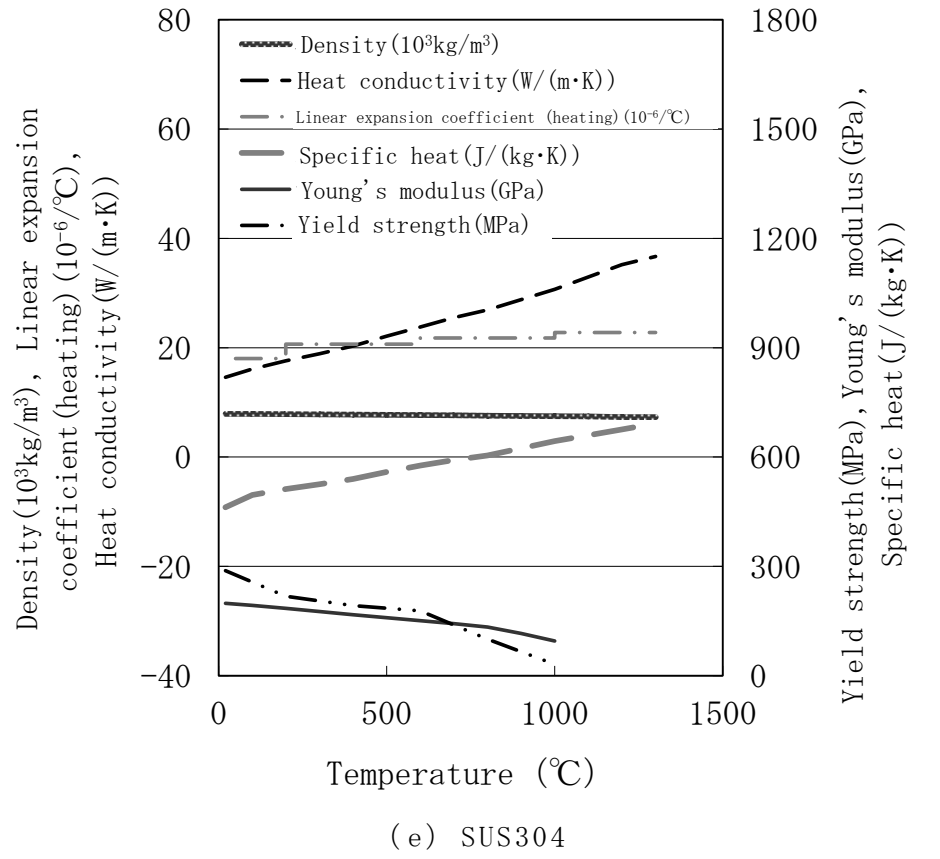


Fig.4.5 Example of physical properties

4.3. 結果および考察

4.3.1 温度測定結果と有限要素法解析結果の比較

フェライト系、マルテンサイト系鉄鋼材料（SS400、HT60、S50C、SCM440）および比較材（オーステナイト系ステンレス鋼SUS304、Al-Mg系アルミニウム合金A5052）について温度履歴を実験と解析で比較する。溶接部の断面マクロ写真を、それぞれの材料についてFig. 4.6に示す。溶接条件が一定であるため、溶込み深さ及びビード幅は、物性値の大きく異なるSUS304やA5052を含めて全材料で同程度の値となっている（Table 4.4）。このマクロ写真を元に、モデルを作成した。各試験体の溶接時の温度測定結果と解析結果を、Fig. 4.7に示す。解析条件を適宜調整し、測定結果と解析結果は良い一致を示した。本来、解析モデルの伝熱を調整する場合には、800℃程度の実測域があることが望ましいが、全ての試験体において、実測値は最高到達温度300℃程度であった。熱電対をビードに接近することも試みたが（Fig. 4.8）、熱電対のガラス被覆の影響で溶接ビードが蛇行してしまうため、表面3、8mm、裏面2mm位置が妥当と判断した。しかし、最高到達温度が低いこと以外、全ての試験体において、断線することもなく良い結果を得ることができた。

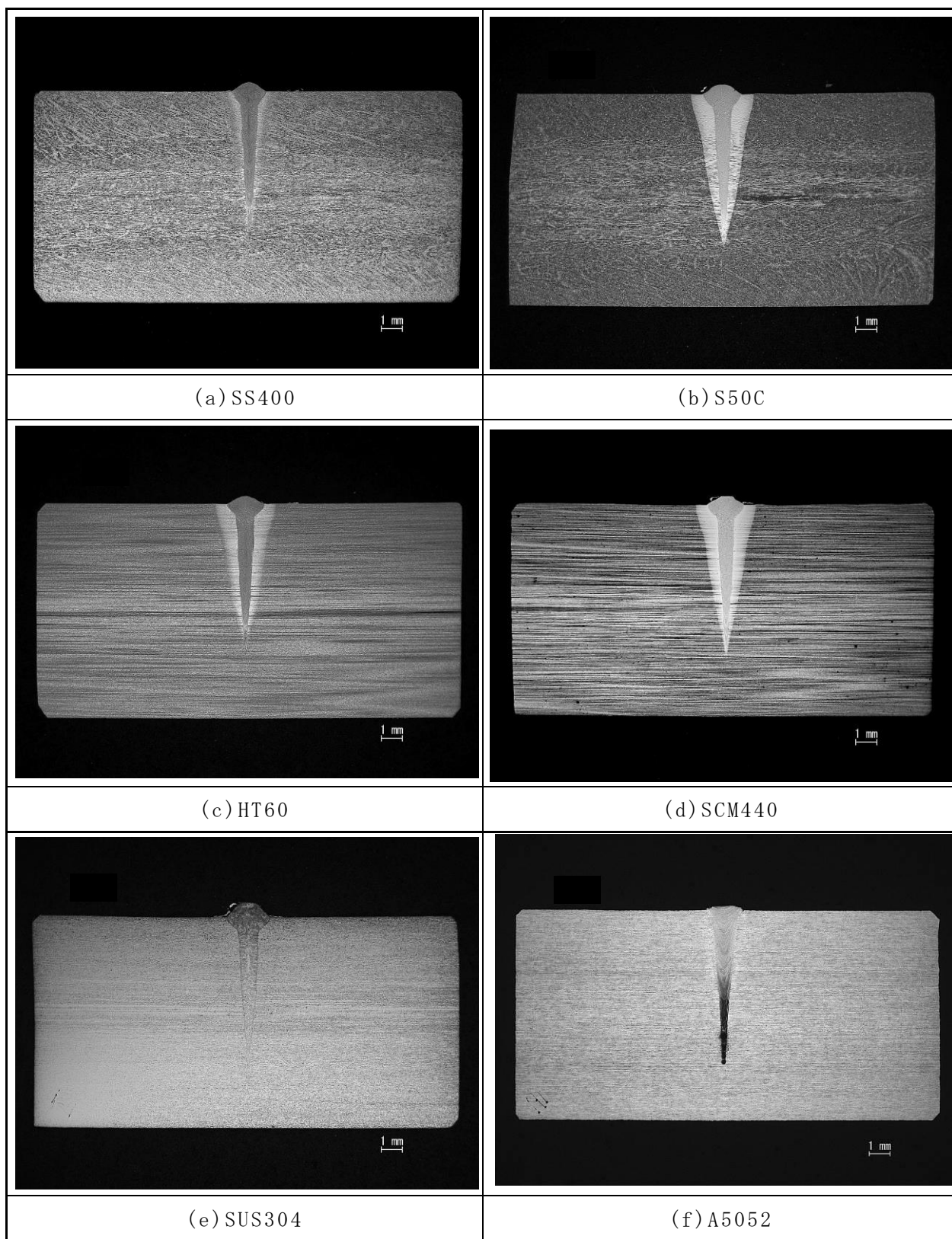
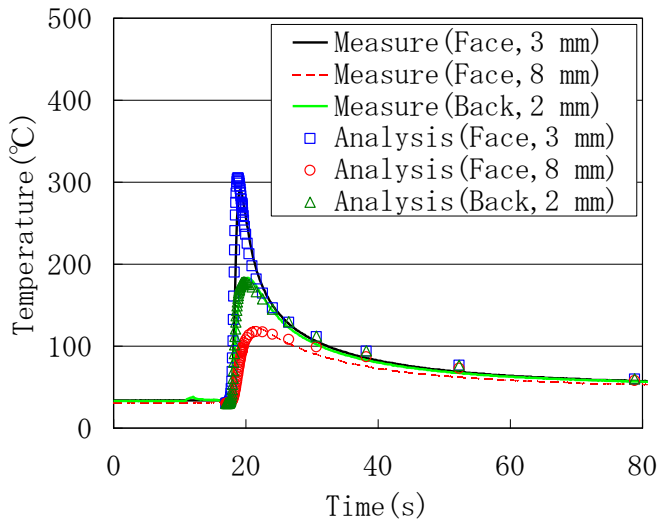


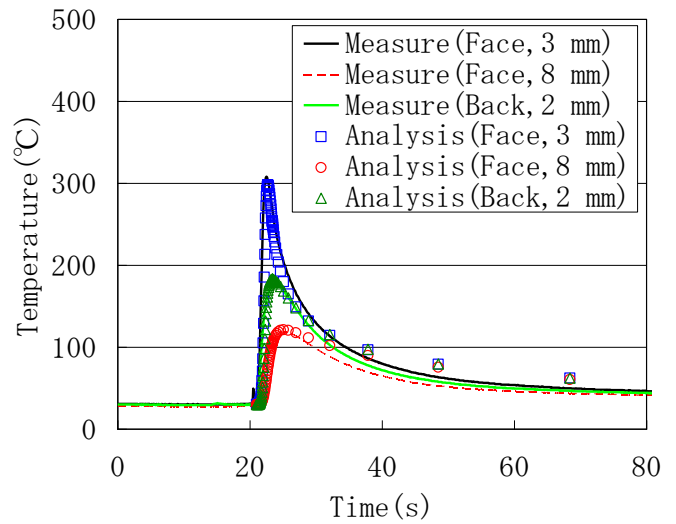
Fig. 4.6 Cross-sectional

Table 4.4 Measurements of weld metal dimensions

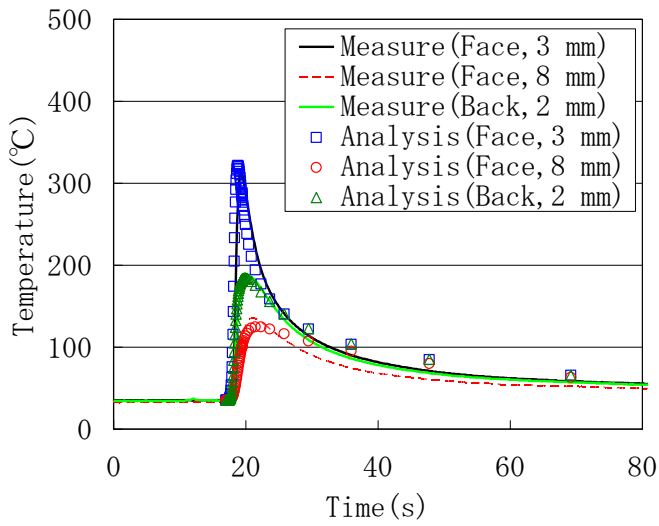
Test No.	1	2	3	4	5	6
Type of metal	SS400	S50C	HT60	SCM440	SUS304	A5052
Penetration depth (mm)	7.0	7.0	7.1	6.8	7.4	7.3
Bead width (mm)	1.6	1.8	1.8	1.8	2.1	1.8



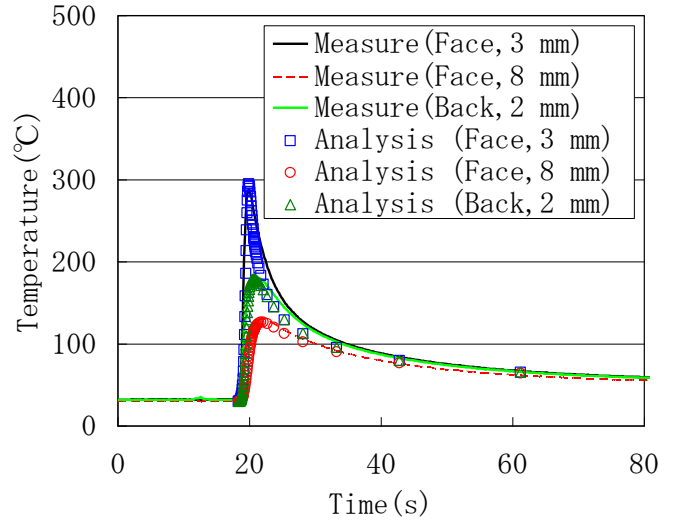
(a) SS400



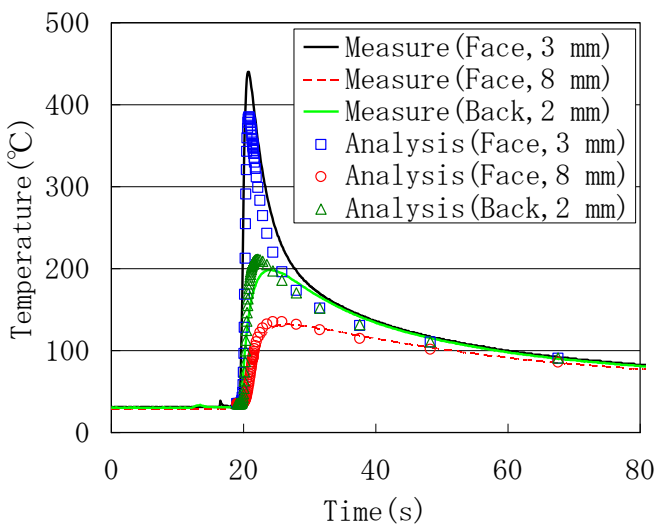
(b) S50C



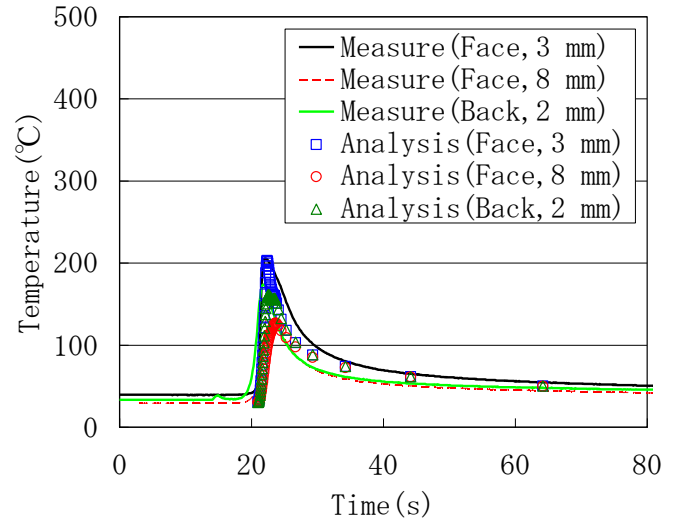
(c) HT60



(d) SCM440



(e) SUS304



(f) A5052

Fig. 4.7 Comparison of temperature transitions between measurement and analysis

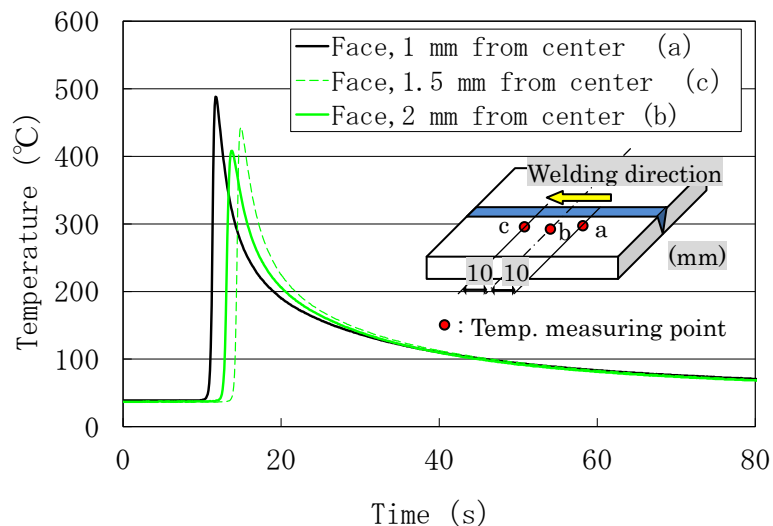
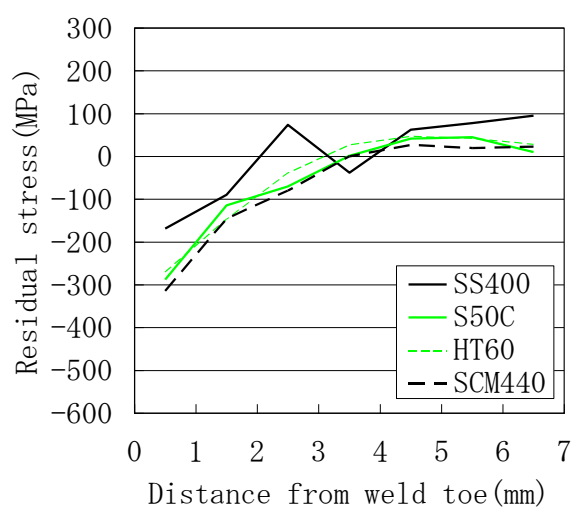


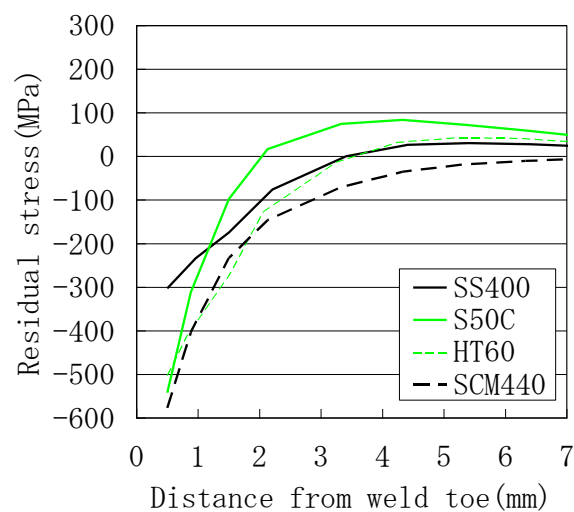
Fig.4.8 Temperature transition vs. thermocouple's position

4.3.2 残留応力測定結果と有限要素法解析結果の比較

まず、フェライト系、マルテンサイト系鉄鋼材料である4鋼種(SS400、HT60、S50C、SCM440)についての比較検討を行った。Fig.4.9に溶接線直角方向の残留応力(σ_y)を、Fig.4.10に溶接線方向の残留応力(σ_x)を、それぞれ示す。溶接線直角方向の残留応力は、実験と解析で傾向が一致している。止端部近傍で圧縮応力を示すが、止端部から離れるほど応力はゼロに向かう。溶接線方向の残留応力も同様に、実験と解析で傾向が一致している。止端部近傍で引張応力となるピークを持ち、止端部から離れるほど応力が緩やかに下がる。ここで、Fig.4.11の実験値と解析値の相関図を見ると、溶接線直角方向はよく一致していると分かる。溶接線方向についても、若干ばらつきのある点はあるものの、大まかな相関は見取れる。相関係数で見ると、99%信頼区間とした場合の棄却域が0.479であるのに対し、 σ_y では0.935、 σ_x では0.609となるため、相関はあるものと評価できる。また、溶接線方向、溶接線直角方向ともに、特に止端部近傍に差があるが、これは止端部近傍の応力勾配が大きいためだと考えられる。解析での応力値は、その場所を点で見た値であるのに対し、実験の値は、X線照射範囲1 mm ϕ の平均値となっているためである。勾配の小さい箇所では、良い一致を示している。以上のことから、本解析結果は有効であると考えられる。溶接金属止端部近傍の残留応力が重要となること、解析モデルの伝熱が実験と解析とほぼ一致していることから、以降は、溶接金属止端部近傍の残留応力を解析結果で考察することとする。

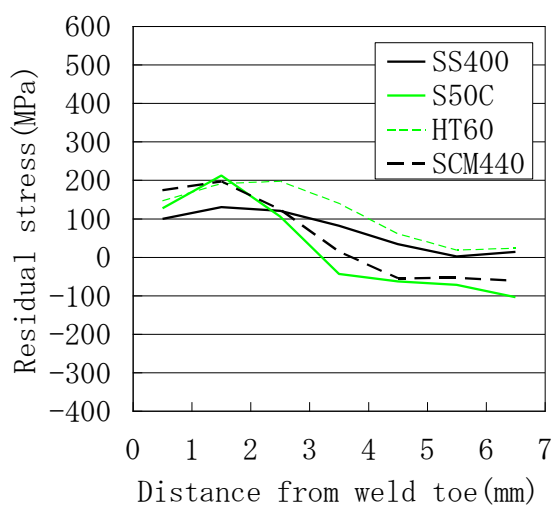


(a) Measurement results

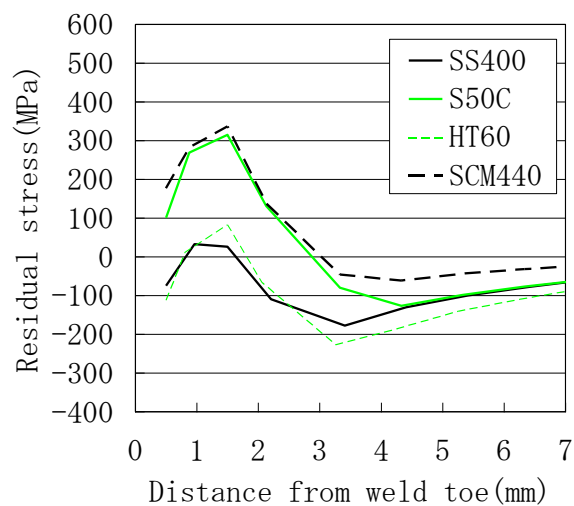


(b) Analysis results

Fig. 4.9 Transverse residual stress (σ_y)



(a) Measurement results



(b) Analysis results

Fig. 4.10 Longitudinal residual stress (σ_x)

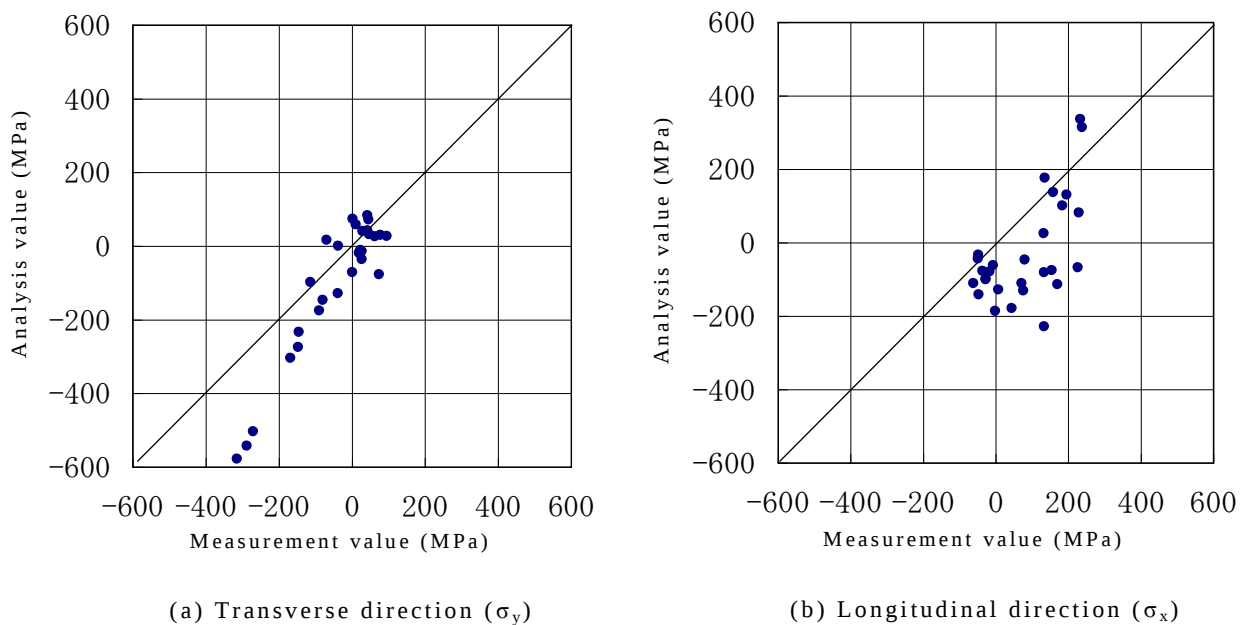


Fig. 4.11 Correlation diagram of residual stresses by measurement and analysis

(a) 溶接線直角方向の残留応力 (σ_y)

Fig. 4.9によると、板表面における溶接線直角方向応力 (σ_y) は、いずれの鋼種の残留応力もビード止端近傍では圧縮応力であり、止端部から離れるほど引張応力側へとシフトし、ゼロへと向かう傾向を示すことが分かる。Fig. 4.12は、解析モデルの断面図であり、残留応力分布を示している。鋼板の表面には圧縮応力、板厚中央付近には最大引張応力が分布している。これは、前章までの結果と一致する。また、厚板の完全溶込み溶接に関する過去の研究、つまり板表裏面に圧縮応力、板厚中央部に引張応力が生じるという知見ともよく一致している⁴⁻⁶⁾。この応力分布状態は、電子ビーム溶接継手に特有なものである⁷⁾。このような応力分布となる理由は、一般的なアークによる多層溶接と異なり、極めてエネルギー密度の高い電子ビームによってごく狭い領域に瞬間的に溶接部を形成するためである。ビード表面は急熱急冷の度合いが激しいため、高温部が力学的溶融温度程度まで冷却した時点では、板厚中央付近に最高温度領域が存在することになる。したがって、板厚中央付近はビード表面に比べて冷却が遅く、収縮が遅れることで引張応力が生じると推察される。また、ビード表面にはその釣り合いとして圧縮応力が付与されると考えられる。このメカニズムを裏付けるデータとして、板厚内部の温度測定結果をFig. 4.13に示す。板厚内部の温度は、シース熱電対で測定した。表面からの熱伝達により、板厚中央付近に最高温度領域が移る様子が分かる。ただし、3.1節で述べたように測定可能な温度域は500℃以下である。

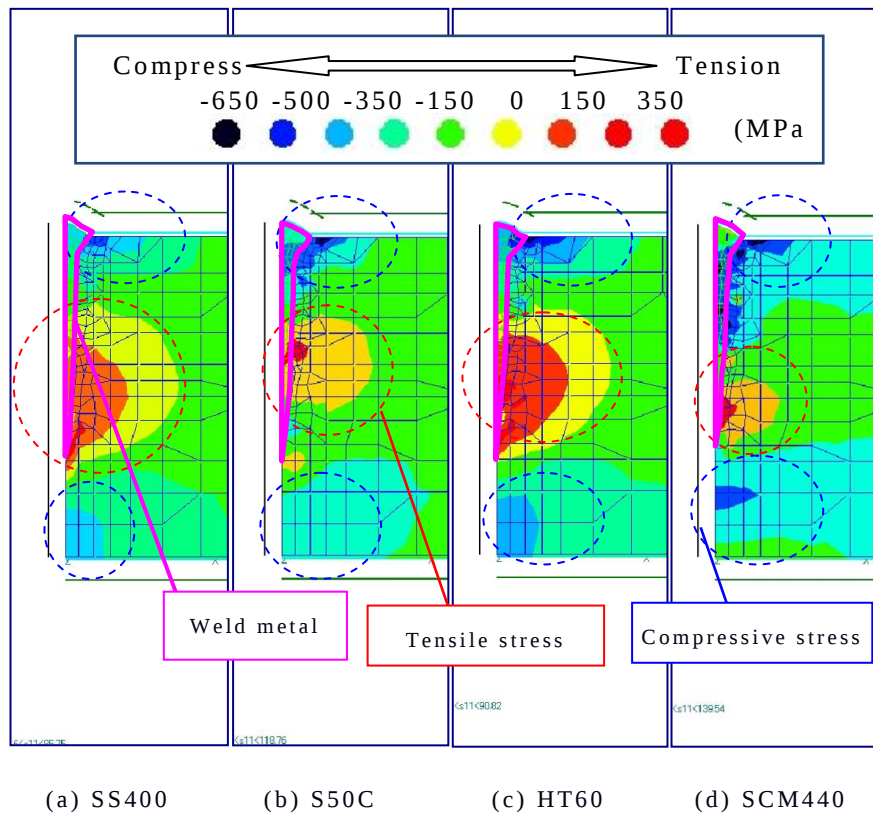


Fig. 4.12 Cross-sectional distributions of transverse stresses (σ_y)

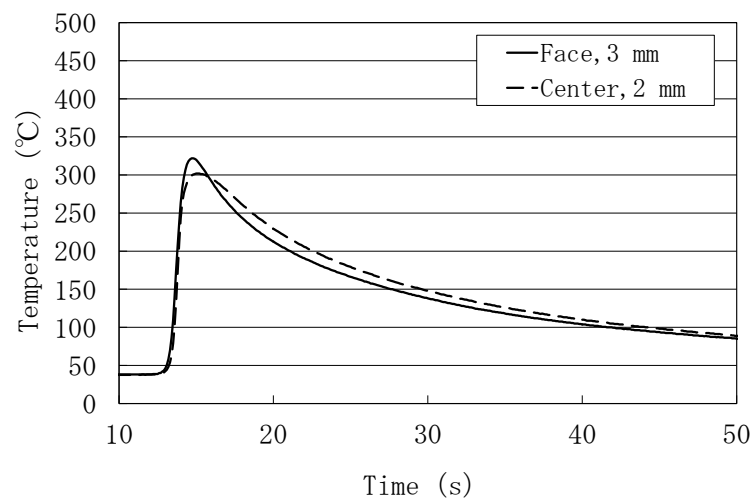


Fig. 4.13 Comparison of temperature transitions in surface and interior (Measurement)

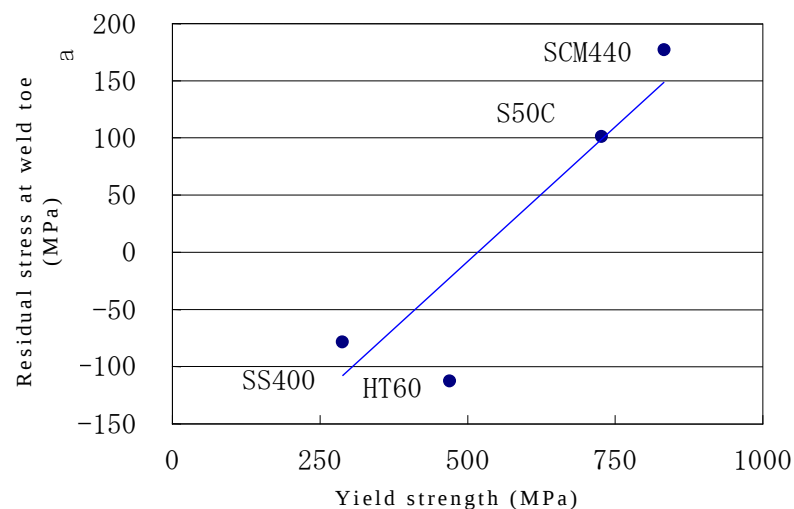
(b) 溶接線方向の残留応力 (σ_x)

板表面における溶接線方向の残留応力は、いずれも止端部近傍で極大を持ち、止端部から離れるほど応力が緩やかに下がり、応力ゼロに近づく傾向を示した。一般的なアーク溶接では、溶接部近傍の溶接線方向について、全長に渡って大きく加熱・冷却されるため力学的拘束条件が厳しくなり、溶接金属およびその周辺の熱影響部に降伏応力程度の引張応力が生じることが知

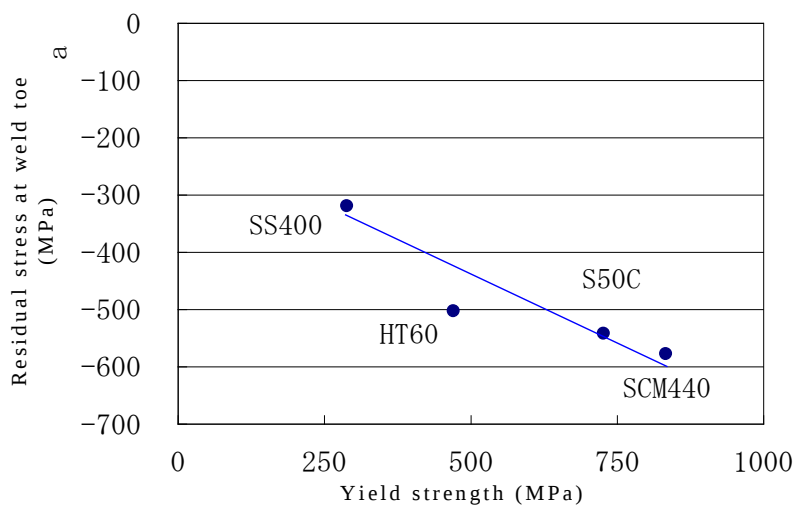
られているが⁸⁾、電子ビーム溶接では、そこまで大きな引張残留応力は生じていない。これは、電子ビーム溶接では、アーク溶接に比べて入熱量が小さく溶融領域が狭いことから、溶接線方向に対する溶接金属部の力学的拘束条件がアーク溶接と比べ小さくなっているためと推察される。室温で降伏応力が500 MPa以上と高いS50C、SCM440の止端部は、残留応力が溶接金属の冷却過程で発生すると想定される引張の残留応力になっているのに対して、それ以下の降伏応力となるSS400、SUS304、HT60では、0 MPaに近い値となっている。これに関しては、溶接線直角方向の残留応力メカニズムと同様に表面に圧縮応力が寄与していることも考えられる。

(c) 残留応力への鋼種の影響

今回、全鋼種について溶接条件が一定であるため、溶込み深さ及びビード幅が同程度の値となっており、残留応力値の差をそのまま鋼種の影響とみる



(a) Longitudinal direction (σ_x)



(b) Transverse direction (σ_y)

Fig. 4.14 Residual stress at weld toe vs. yield strength

ことができる。Fig. 4.14に示すように、室温での降伏応力で、各鋼種の止端部の残留応力を整理できることが分かった。溶接線方向では、降伏応力が大きい鋼種ほど引張応力となった。これは一般的なアーク溶接同様の結果である。一方、溶接線直角方向では、降伏応力が大きい鋼種ほど圧縮応力となった。この溶接線直角方向の残留応力－降伏応力依存性について、まず変態膨張による圧縮応力の付与の影響を考えた。変態を考慮しない場合の解析を実施し、変態を考慮した場合と考慮しない場合で解析を行った結果を、Fig. 4.15に示す。変態有無での残留応力値にはほぼ差はなく、変態の影響は顕著でないことが分かった。電子ビーム溶接においては高温領域が極端に狭いためこのような結果になったと推察する。第2章では溶接条件の影響について調査を行い、溶接金属止端部の残留応力は、内部の引張応力の反作用という形で、溶込み深さに比例した圧縮応力が付与されることを明らかにしたが、今回全鋼種で溶込み深さは同程度である。そこで、溶接線直角方向の止端部残留応力は、降伏応力が大きい鋼種ほど溶接線方向に引張残留応力が生じるということから、「ビード幅の狭い電子ビーム溶接では、疲労強度に関する溶接線直角方向の止端部近傍の残留応力は、溶接線方向の引張残留応力によるポアソン比相当分の圧縮応力の寄与を顕著に受けている」と推察する。

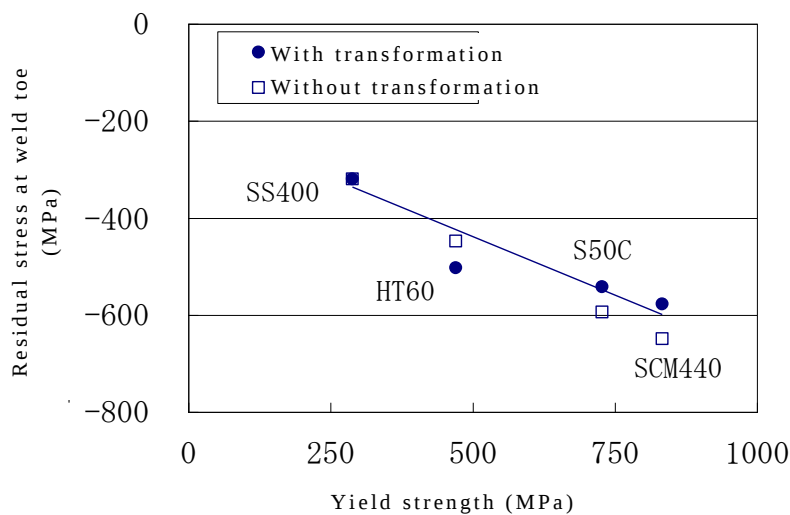


Fig. 4.15 Analysis results with or without consideration of transformation
(Transverse residual stress at weld toe (σ_y))

4.3.3 比較材の残留応力特性

次に、フェライト系、マルテンサイト系鉄鋼材料（SS400、HT60、S50C、SCM440）との比較を行うため、オーステナイト系ステンレス鋼（SUS304）とアルミニウム合金（A5052）について、残留応力調査を行った。図4.16（a）にSUS304の結果を、図4.16（b）にA5052の結果を、それぞれ示す。SUS304の結果については、実験と解析で差が大きい点もある。実験値の信頼限界が ± 50 MPa以上と大きい点が多く、溶接金属から離れた母材端部で確認した結果、粗大粒や集合組織等の影響によって実験値がばらついていると考えることができる。A5052の結果については、実験値と解析値は概ね一致している。SUS304とA5052ともに解析値で見ると、止端部の残留応力は溶接線方向に比べ、溶接線直角方向の値が圧縮傾向にあることが分かる。これは、前節までの結果（SS400、HT60、S50C、SCM440の結果）と一致する。また、図4.17の溶接線直角方向の残留応力断面分布図を見ても、板表裏面に圧縮応力、板厚中央部に引張応力が生じており、フェライト、マルテンサイト系鉄鋼材料と同じ残留応力分布となっていることが分かる。SUS304とA5052の止端部の残留応力について、フェライト、マルテンサイト系鉄鋼材料で整理した残留応力と降伏応力のグラフにプロットしたものを図4.18に示す。フェライト系、マルテンサイト系鉄鋼材料の枠組みを超えても、「溶接線方向では降伏応力が大きい鋼種ほど引張応力となる」こと、また、「溶接線直角方向では降伏応力が大きい鋼種ほど圧縮応力となる」ことが分かる。これらの傾向については、今回、実験と解析で明らかとなったが、今後の展開として解析をベースに降伏応力の影響についてより詳細に調査していくこととする。

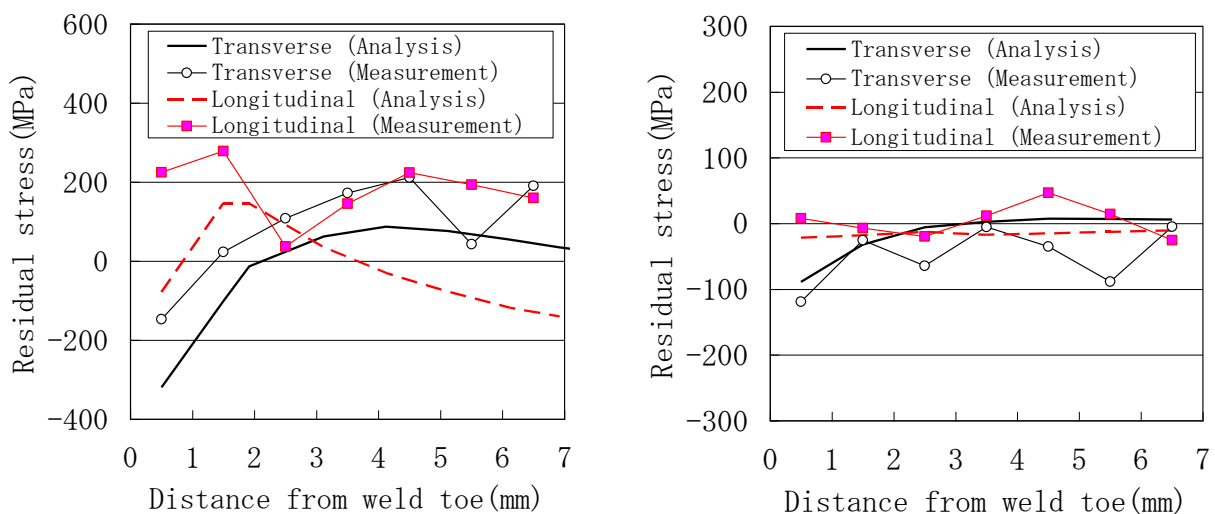


Fig. 4.16 Measured and analyzed residual stresses of supplementary materials

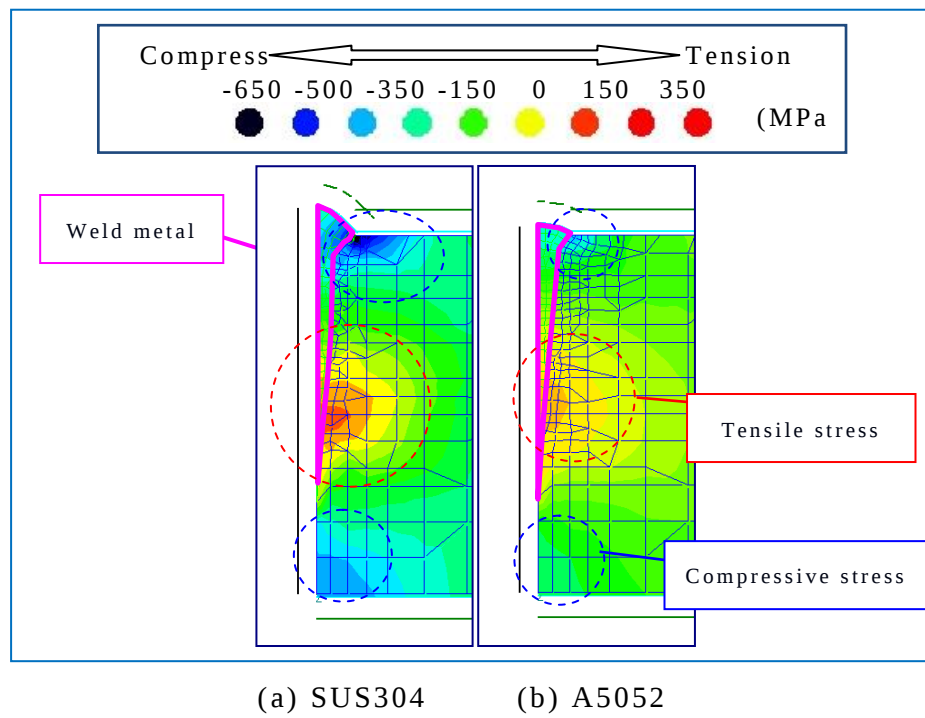
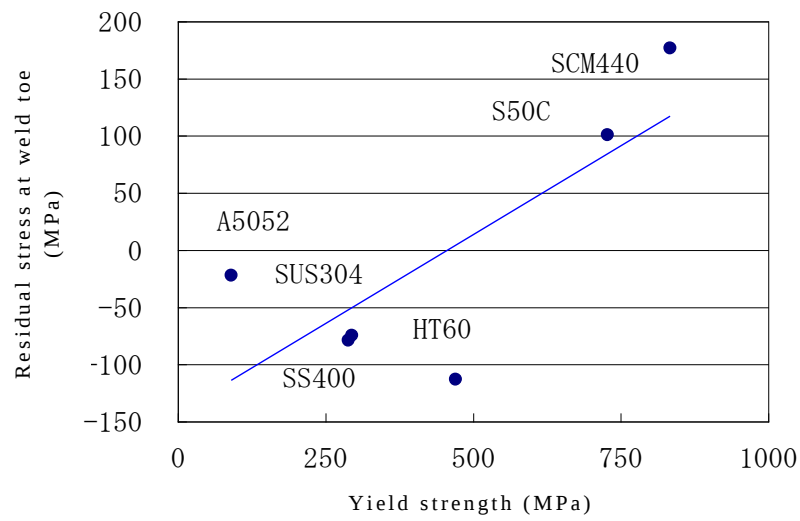
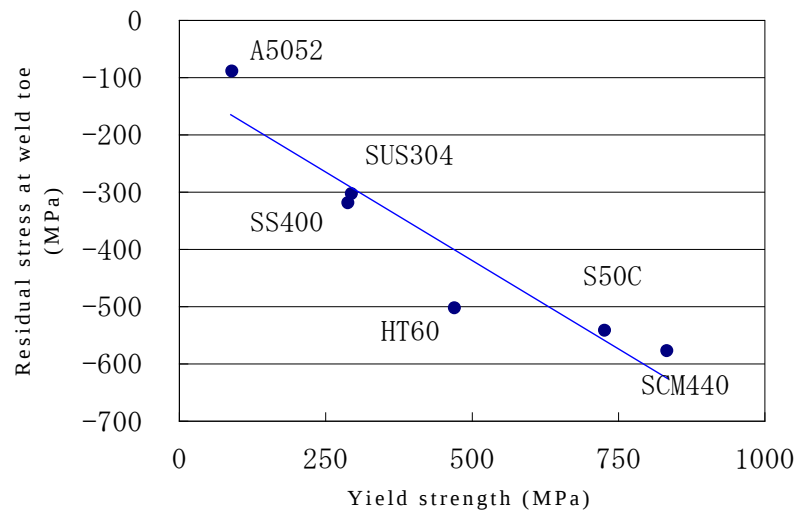


Fig. 4.17 Cross-sectional distributions of transverse residual stresses (σ_y) of supplementary materials



(a) Longitudinal direction (σ_x)



(b) Transverse direction (σ_y)

Fig. 4.18 Yield strength vs. residual stress at weld toe (SUS304 and A5052 are added)

4.4 結言

電子ビーム溶接部の残留応力に対する鋼種の影響を検討し、以下の結果を得た。

- (1) 表面の残留応力は、X線回折法による実験値とFEM解析値で良い一致を示した。ただし、SUS304については、実験値のばらつきが大きかった。
- (2) 疲労強度に大きく関係する溶接線直角方向の止端部近傍の残留応力は、4鋼種（SS400，HT60，S50C，SCM440）+追加材（SUS304、A5052）全てで圧縮応力となることが分かった。また、断面における残留応力の分布状態も、全材料において板表裏面で圧縮応力、板厚内部で引張応力となることが分かった。
- (3) 止端部の残留応力について、溶接線方向では、降伏応力が大きい鋼種ほど引張応力となることが分かった。また、溶接線直角方向では、降伏応力が大きい鋼種ほど圧縮応力となることが分かった。これについては、フェライト、マルテンサイト系鉄鋼材料だけでなく、SUS304、A5052についても同じ枠組みで整理できることも示した。
- (4) 溶接線直角方向での、降伏応力が大きい鋼種ほど圧縮応力となる理由については、溶接線方向の引張残留応力によるポアソン比相当分の圧縮応力の寄与が顕著に表れていると見ることができる。

第4章 参考文献

- 1) D.Radaj: Welding Residual Stresses and Distortion, DVSVerlag. (2003) , 332.
- 2) J.Lu: Handbook of Measurement of Residual Stresses, The Fairmont Press, Inc. (1996) , 49.
- 3) The Society of Materials Science, Japan : Standard Method for X-Ray Stress Measurement, (2005) , 5-18.
- 4) K.Oguiso: Some Examples of X-Ray Residual Stress Measurement on Weldments, Proceedings of The Workshop on X-Ray Studies on Mechanical Behaviour of Materials, 41 (2004) , 12-16.
- 5) Y.Ueda, Y.C.Kim and A.Umekuni: Measurement of Three-dimensional Welding Residual Stresses due to Electron Beam Welding, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, 4-1 (1986) , 138-142.
- 6) K.Nakacho, H.Murakawa and T.Koide: Welding Residual Stresses and Deformations in Very Thick Joint by Electron-beam Welding, Report of the Research Center for Ultra-High Energy-Density Heat Source, 14 (1998) , 34-35.
- 7) T.Suga, R.Kasai, T.Nagai, K.Ueno, M.Shindo and M.Mochizuki: Residual stress and distortion in electron beam weld joint with thin steel plate, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, 30-3 (2012) , 262-273.
- 8) K.Satoh and T.Terasaki: Effect of Transformation Expansion on Welding Residual Stresses Distoributions and Welding Deformations, Journal of the Japan Welding Society, 45-7 (1976) , 560-566.

第5章 残留応力と疲労強度の関係

5.1 緒言

第2章では、炭素鋼（SS400）を対象とし、ビーム出力、ビーム径を系統立てて調査した。その結果、疲労強度に大きく影響する溶接金属止端部において、溶接線直角方向の残留応力の大小は、溶込み深さに関係することを明らかにした。また、前章では、種々の材料における溶接線直角方向における止端部の残留応力を評価し、降伏応力が大きい鋼種ほど圧縮応力となることが分かった。これについては、フェライト系、マルテンサイト系鉄鋼材料だけでなく、SUS304、A5052についても同じ枠組みで整理できることも示した。そこで本章では、実際に疲労試験を実施し、入熱および鋼種をパラメータとした残留応力特性との関係性を評価する。

5.2 試験方法

5.2.1 供試材

供試材は、鋼板5種（SS400、SUS304、S50C、HT60、SCM440）である。供試材のサイズは板厚10 mm×幅100 mm×長さ100 mmとした（Fig. 5.1）。電子ビーム溶接の部分溶込み溶接に適用する板厚としては数mm～10数mm程度であるが、電子ビームの出力条件を変更しても部分溶込みを得やすい板厚として10 mmを選択した。

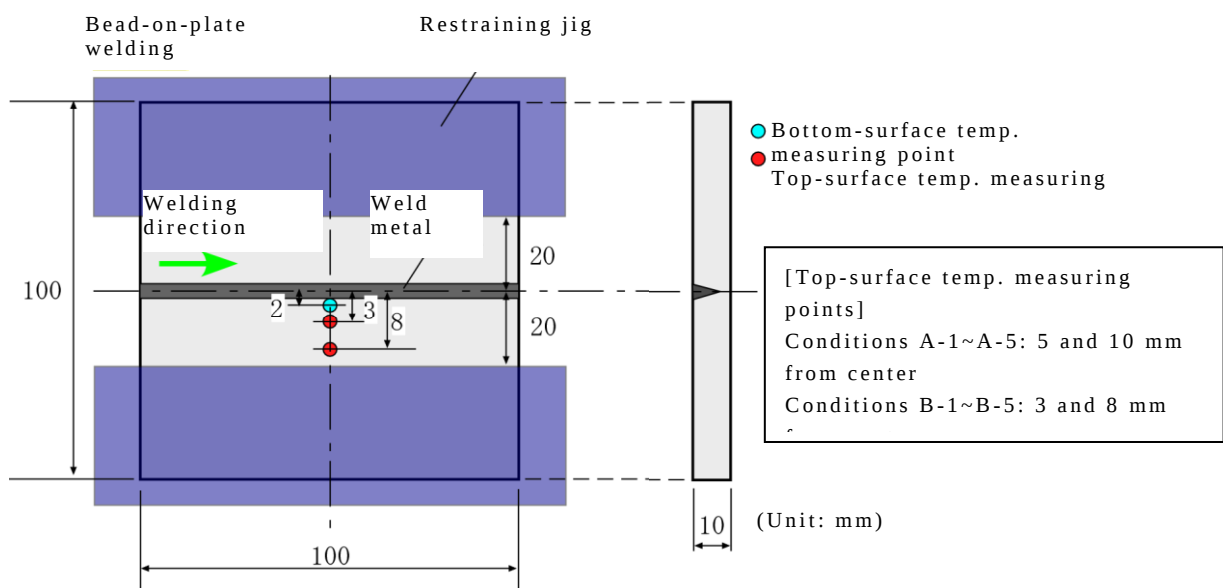


Fig. 5.1 Dimensions of testing plate and temperature measuring points

5.2.2 溶接方法

6 kW電子ビーム溶接機を用いてビードオンプレート溶接を行った。入熱の影響を調査した溶接条件は、ビーム出力、ビーム径に着目し、Table 5.1に示す5条件とした。

Table 5.1 Welding conditions for studying the effect of heat input

Test No.	A-1	A-2	A-3	A-4	A-5
Steel type	SS400				
Accelerating voltage	60 kV				
Beam power	600 W	1200 W	1800 W	1200 W	1200 W
Beam diameter	0.49 mm	0.49 mm	0.49 mm	1.04 mm	1.53 mm
Heat input	72 J/mm	144 J/mm	216 J/mm	< 144 J/mm	
Welding speed	500 mm/min				

Table 5.2 Welding conditions for studying the effect of steel type

Test No.	B-1	B-2	B-3	B-4	B-5
Steel type	SS400	SUS304	S50C	HT60	SCM440
Accelerating voltage	60 kV				
Beam power	1200 W				
Beam diameter	0.49 mm				
Heat input	144 J/mm				
Welding speed	500 mm/min				

条件A-1、2、3はビーム出力による差を、条件A-2、4、5はビーム径による差を検討するための試験である。ここでビーム径は理論値であり、 $1/e$ 強度（ピーク値の約37%）でのビーム径とした。また、条件A-4、5ではフォーカス電流を条件A-2よりもそれぞれ20 mA、40 mA減らし、焦点距離を20 mm、40 mmずらすことでビーム径を変更した。条件A-1～A-5で入熱量の変化を見ている。鋼種の影響を調査した溶接条件は、鋼種の影響について調査するため、Table 5.2に示すように全鋼種一定の条件とした。試験板の拘束は、板状の拘束板を左右6箇所のクランプで押さえる方法とした。チャンバーの大気開

放に時間がかかることもあり、試験板の拘束は溶接開始から3分程度後に外した。

なお、クランプによる拘束力を荷重センサで測定したところ、1箇所あたり390 N程度で押さえており、拘束板1枚（試験板との接触面積3000 mm²）を3箇所を押さえていることから、 $390 \text{ N} \times 3 / 3000 \text{ mm}^2 = 0.39 \text{ MPa}$ であった。なお、試験板の拘束が十分効いていることを検証するため、拘束後の溶接前および溶接後の拘束除去前にすきまゲージ（0.05 mm）を使って試験片と設置台間にすきまがないことを確認している。

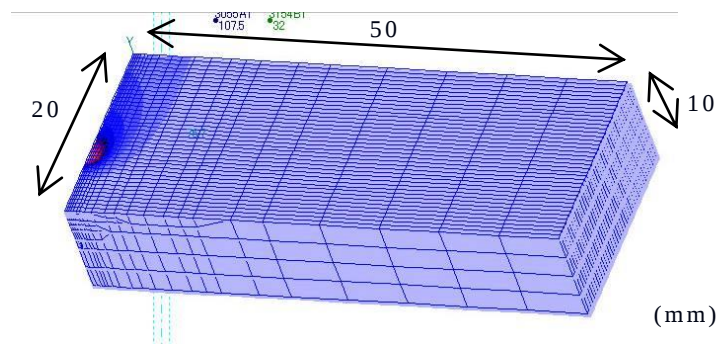


Fig. 5.2 Analytical model for FEM (Redescription)

5.2.3 温度測定

有限要素法解析における入熱条件の基準とするべく、溶接時の鋼板表面温度測定を行った。測定位置はFig. 5.1に示すとおり、表面は中央から3 mm、8 mm位置で、裏面は中央から2 mm位置とした。測定は、メモリハイコーダおよび素線径0.32 mmのK熱電対（ガラス繊維被覆）を用いた。熱電対の先端は供試材の温度測定箇所に抵抗溶接機で固定し、メモリハイコーダまでをK熱電対用補償導線を用いて配線した。測定間隔は10 プロット／秒とした。

5.2.4 有限要素法解析

残留応力算出のため、Quick Welderを用いてFEM解析を行った。解析モデルは、計算時間短縮のためFig. 5.2に示すような長手方向20 mm、溶接中心を対称境界とする1/2対称の3次元モデルとした。ここで、実際の試験体と同じ長手方向100 mmのモデルでも解析を行ったが、これまでと同様に温度・変形等に長手方向20 mmのモデルと大きな差がないことを確認している。拘束条件は、実際の溶接に合わせて、同位置を溶接後3分間Z方向（角変形方向）について完全拘束とした。溶接条件も、実際の溶接と同じTable 5.1, 5.2に示す条件としている。その他解析条件は、Table 5.3のとおりである。物性

値については、前章で示したものと同様のものを用いている。なお、残留応力解析には第2章および第4章の結果を用いた。そのため入熱の影響調査における解析では、突合せ継手を模擬した拘束条件となっている。拘束板のクランプを完全拘束としたため、ビードオンプレートの場合とほぼ同等の残留応力を示していると考えられる。

Table 5.3 Analytical conditions in FEM

Boundary condition	Atmosphere (Vacuum)	Radiant heat transfer at an emissivity of 0.2
	Restraint	Restrained at the same location for the same time as taken in the welding test
Heat source	Internal calorific type	Heat source is input into the penetration area defined with cross-sectional macrograph
Efficiency of heat input		70~80 %
Number of elements		Approx. 15,000

5.2.5 三点曲げ疲労試験

疲労試験は、Fig. 5.1のビードオンプレート溶接試験体の中央から20 mm幅で切り出した試験片を用いて、負荷様式を三点曲げで行った。疲労試験外略図を、Fig. 5.3に示す。試験条件は、荷重制御方式とし、応力比0.1、繰返し速度15 Hzで行った (Table 5.4)。

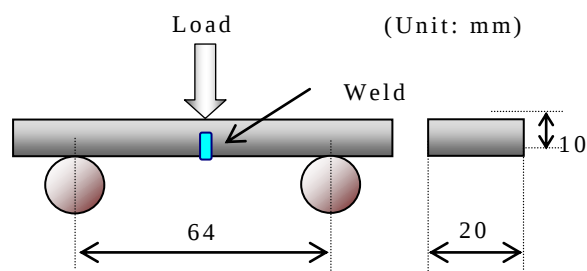


Fig. 5.3 Outline of three-point bending fatigue

Table 5.4 Fatigue test conditions

Loading mode	3-point bending
Control method	Load control
Stress ratio	$R = 0.1$
Loading frequency	15 Hz
Span	64 mm

5.2.6 ビッカース硬さ試験

ビッカース硬さ試験は、試験板表面から0.2 mmの位置について、溶接金属中央から母材にかけて測定を行った。試験力は、300 gfである。測定位置をFig. 5.4に示す。

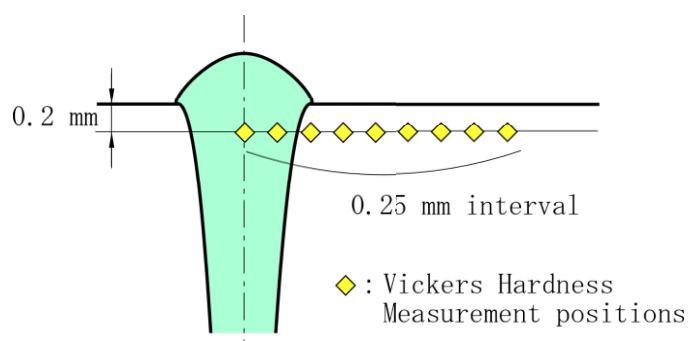


Fig. 5.4 Vickers hardness measuring positions

5.3 結果および考察

5.3.1 入熱の影響

(a) 残留応力特性

溶接線直角方向の残留応力解析結果を、Fig. 5.5に示す。Fig. 5.5 (a) はビーム出力の影響を、Fig. 5.5(b)はビーム径の影響を比較したグラフとなっている。いずれの結果もビード止端部近傍では0～圧縮応力であり、止端部から離れると引張応力側へシフトしている。ここで、疲労強度に大きく影響を及ぼすビード止端部近傍の残留応力に注目する。Fig. 5.5 (a) および Fig. 5.5 (b) から、ビーム出力が大きいほど、またビーム径が小さいほど止端部圧縮応力が強くなっていることが分かる。図5.6は、それぞれの条件における断面マクロ写真である。Fig. 5.5の結果は、溶込み深さでも整理できることが分かる。溶込み深さが深くなるほど圧縮残留応力が強くなっている。

ビーム出力が大きいほど、また、ビーム径が小さいほど止端部の残留応力が圧縮となる理由は、第2章および第4章で詳細は考察しているように、力学的溶融温度到達時の最高温度領域の存在によって、板厚内部の最大引張残留応力の領域が大きくなり、反力としてビード表面に強い圧縮残留応力が生じるためであると推察される。

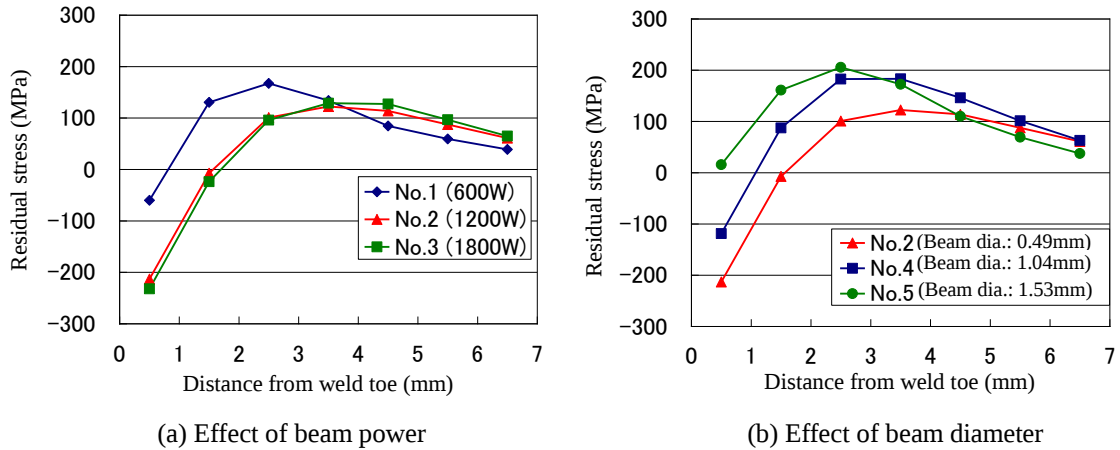


Fig. 5.5 Analysis results of transverse residual stresses (Effect of heat input)
(Redescription)

(b) 応力集中

Fig. 5.7に示すマクロ写真から止端形状を測定し、フランク角および曲率半径を求めた。さらに下式 (Fig. 5.6)^{1)~2)}を用いて応力集中係数 K_t を求めた。結果を、Table 5.5に示す。

$$K_t = 1 + f(\theta)(\alpha_1 - 1)$$

$$\alpha_1 = 1 + C[1/(2.8\Delta_1 - 2) \cdot h/r]^\beta$$

$$f(\theta) = \frac{1 - \exp(-0.9\theta\sqrt{\Delta_2})}{1 - \exp(-0.45\pi\sqrt{\Delta_2})}$$

$$\beta = 0.65 - 0.1\exp(-0.63B/t)$$

$$C = 1 - 0.48\exp(-0.74B/t)$$

$$\Delta_1 = (2h + t)/t$$

$$\Delta_2 = \Delta_1/2$$

t : Thickness (mm)
 h : Excessive convexity (mm)
 B : Bead width (mm)
 θ : $180^\circ - \text{Frank angle } (^\circ)$
 r : Curvature radius (mm)

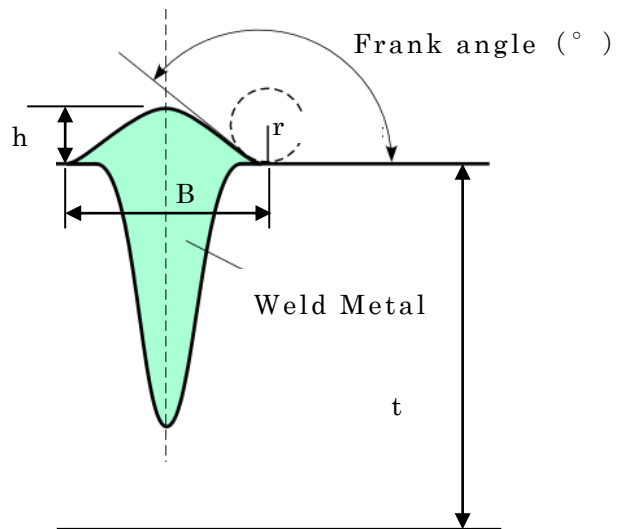


Fig. 5.6 Stress concentration factor for weld toe

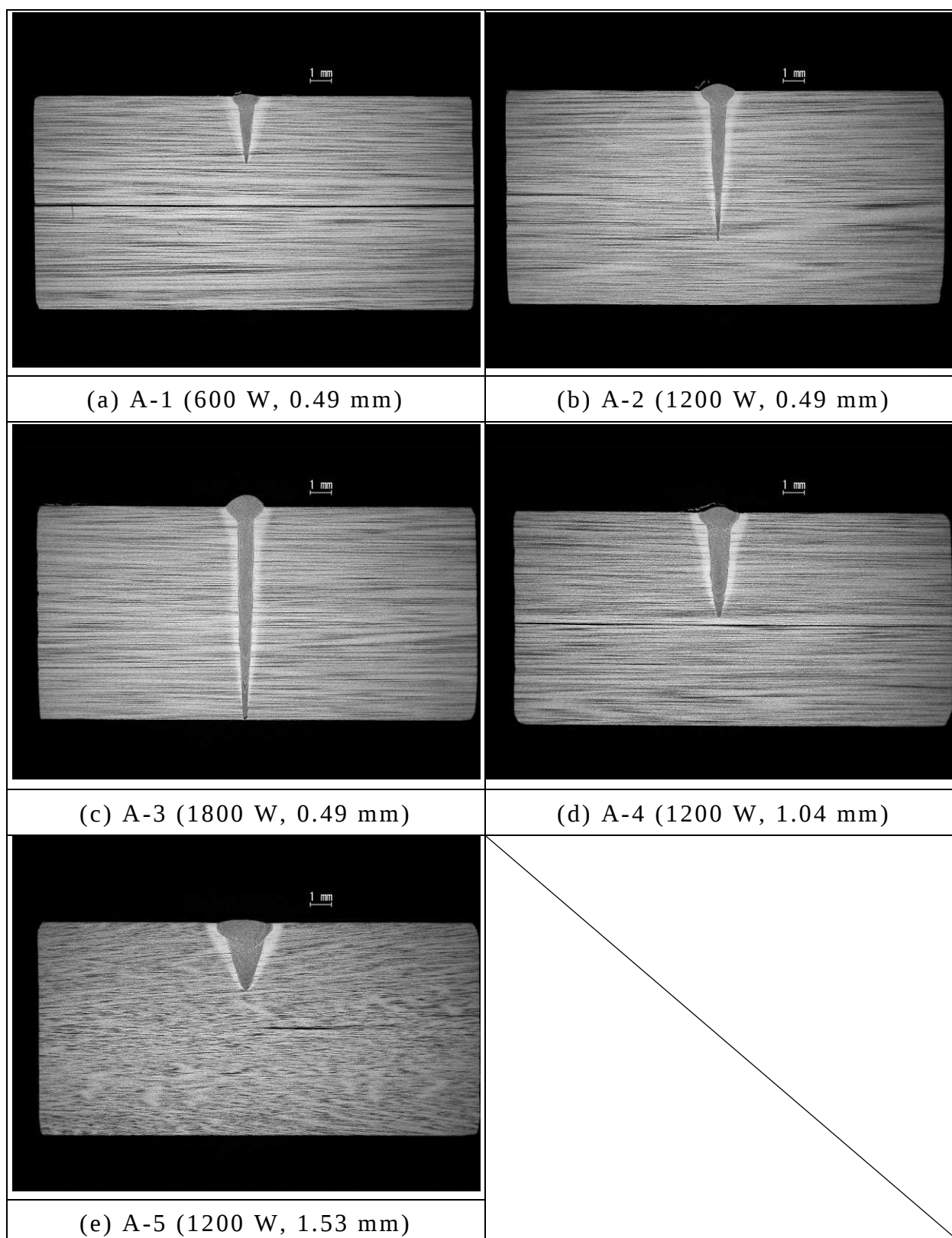


Fig. 5.7 Cross-sectional macrographs (Effect of heat input) (Redescription)

Table 5.5 Shape of weld toe (Effect of heat input)

Test No.	Beam power and diameter	Radius of curvature (mm)	Flank angle (degree)	Stress concentration factor (K_t)
A-1	600 W, 0.49 mm	0.97	167	1.3
A-2	1200 W, 0.49 mm	0.27	144	2.0
A-3	1800 W, 0.49 mm	0.19	120	2.6
A-4	1200 W, 1.04 mm	0.73	158	1.6
A-5	1200 W, 1.53 mm	1.21	161	1.3

条件A-1～5で応力集中係数は、1.3～2.6と条件によって値が異なることが分かった。

(c) 三点曲げ疲労試験

三点曲げ疲労試験の結果を、Fig. 5.8に示す。Fig. 5.8 (a) はビーム出力の影響を、Fig. 5.8 (b) はビーム径の影響を比較したグラフとなっている。縦軸の応力は、公称応力ではなくビード形状を加味した局部応力とした。局部応力は、公称応力に止端部の応力集中係数を乗じ、また、曲げ応力の作用であるため、JSSC疲労設計指針³⁾に従い4/5倍している。

ビーム出力の影響をみると局所応力範囲850 MPaで1200 Wと1800 Wの結果が比較できる。応力集中係数が高く、圧縮残留応力の大きい1800 Wが1200 Wに比べ、高寿命となっていることが分かる。ビーム径の影響をみると局所応力範囲550 MPaでビーム径1.53 mmと1.04 mmの結果が比較できる。応力集中係数が高く、圧縮残留応力の大きいビーム径1.04 mmが1.53 mmに比べ、高寿命となっていることが分かる。これらの結果は一般的な疲労試験の傾向と同じといえる。入熱の影響については、圧縮残留応力の大きい程高寿命となる結果となっており、疲労強度に残留応力が影響する可能性があることが分かった。

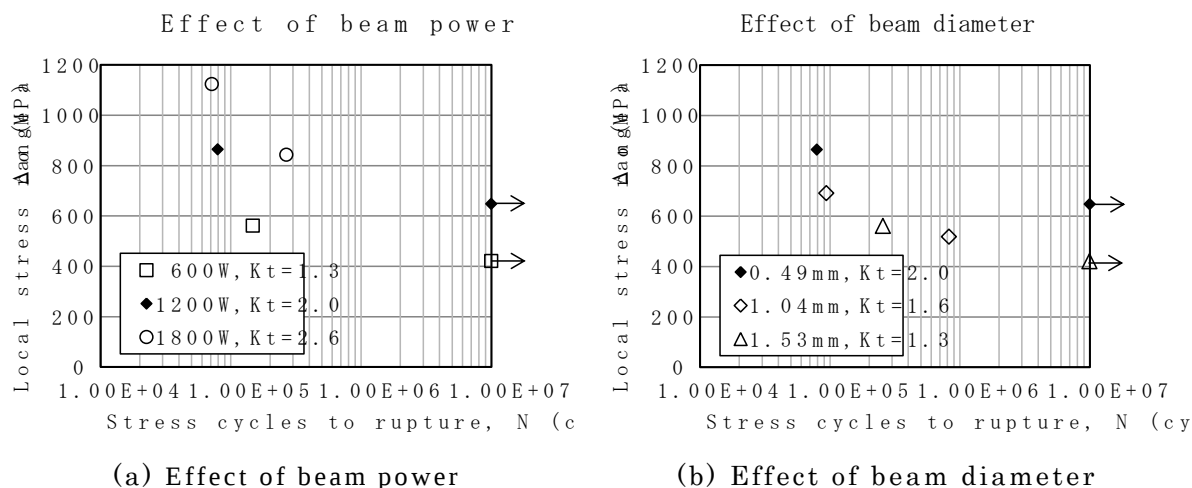


Fig. 5.8 Results of three-point bending fatigue test (Effect of heat input)

5.3.2 鋼種の影響

(a) 残留応力特性

Fig. 5.9によると、板表面における溶接線直角方向応力 (σ_y) は、いずれの鋼種の残留応力もビード止端近傍では圧縮応力であり、止端部から離れるほど引張応力側へとシフトし、ゼロへと向かう傾向を示すことが分かる。これは、入熱の影響調査の結果と一致する。Fig. 5.10は、解析モデルの断面図であり、残留応力分布を示している。鋼板の表面には圧縮応力、板厚中央付近には最大引張応力が分布している。また、厚板の完全溶込み溶接に関する過去の研究、つまり板表裏面に圧縮応力、板厚中央部に引張応力が生じるという知見ともよく一致している⁴⁻⁶⁾。

今回、全鋼種について溶接条件が一定であるため、溶込み深さ及びビード幅が同程度の値となっており、残留応力値の差をそのまま鋼種の影響とみることができる (Fig. 5.11)。さらに、Fig. 5.12に示すように、室温での降伏応力で、各鋼種の止端部の残留応力を整理できることが分かった。溶接線直角方向では、降伏応力が大きい鋼種ほど圧縮応力となった。この溶接線直角方向の残留応力-降伏応力依存性について、まず変態膨張による圧縮応力の付与の影響を考えた。変態を考慮した場合と考慮しない場合で解析を行った結果を、Fig. 5.13に示す。変態有無での残留応力値にほぼ差はなく、変態の影響は顕著でないことが分かった。入熱の影響調査では、溶接金属止端部の残留応力は、内部の引張応力の反作用という形で、溶込み深さに比例した圧縮応力が付与されることを明らかにしたが、今回全鋼種で溶込み深さは同程度である。そこで、溶接線直角方向の止端部残留応力は、降伏応力が大きい鋼種ほど溶接線方向に引張残留応力が生じるということから、「ビード幅の

狭い電子ビーム溶接では、疲労強度に関する溶接線直角方向の止端部近傍の残留応力は、溶接線方向の引張残留応力によるポアソン比相当分の圧縮応力の寄与を顕著に受けている」と推察している。

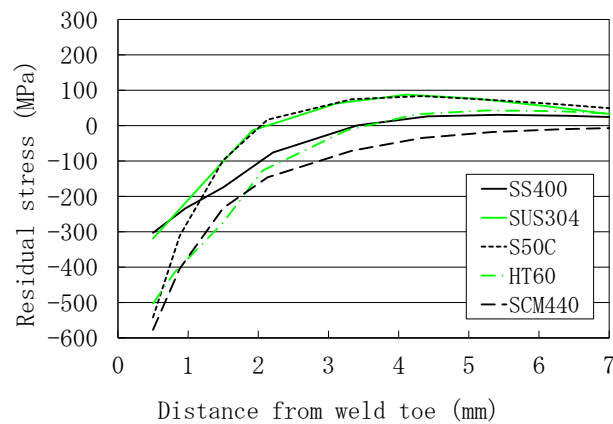


Fig. 5.9 Analysis results of transverse residual stresses (Effect of steel type)
(Redescription)

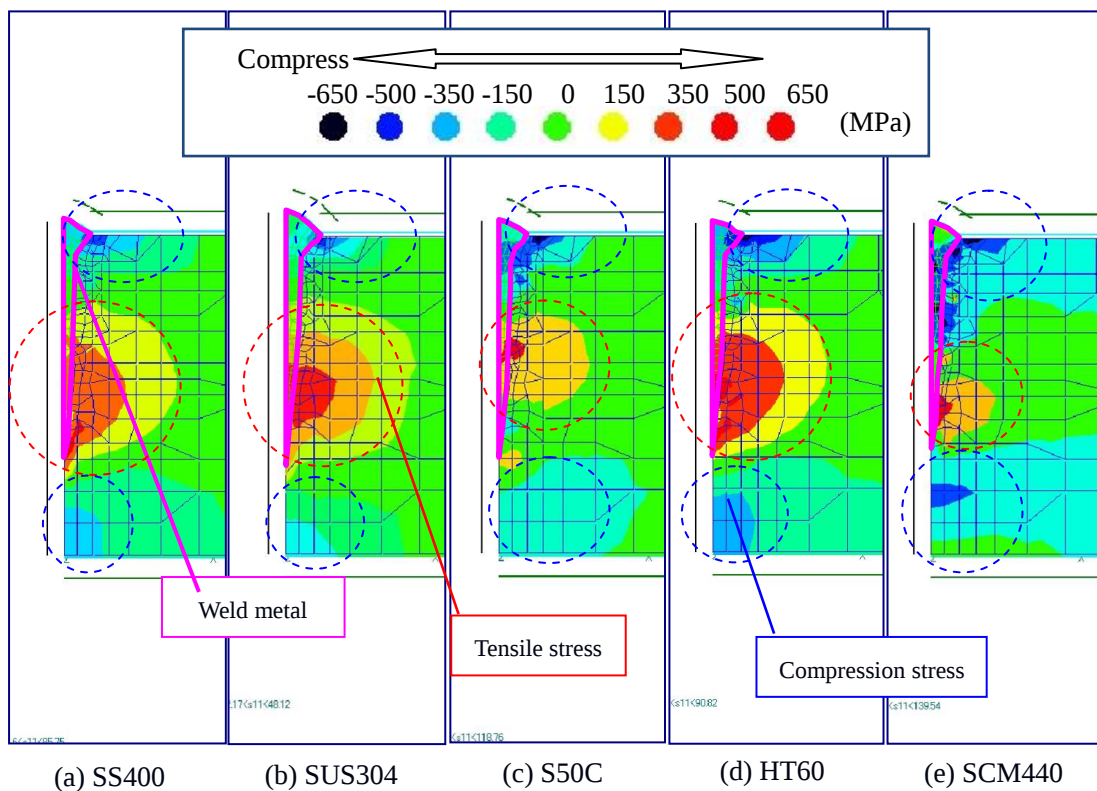


Fig. 5.10 Cross-sectional distributions of transverse residual stress
(Redescription)

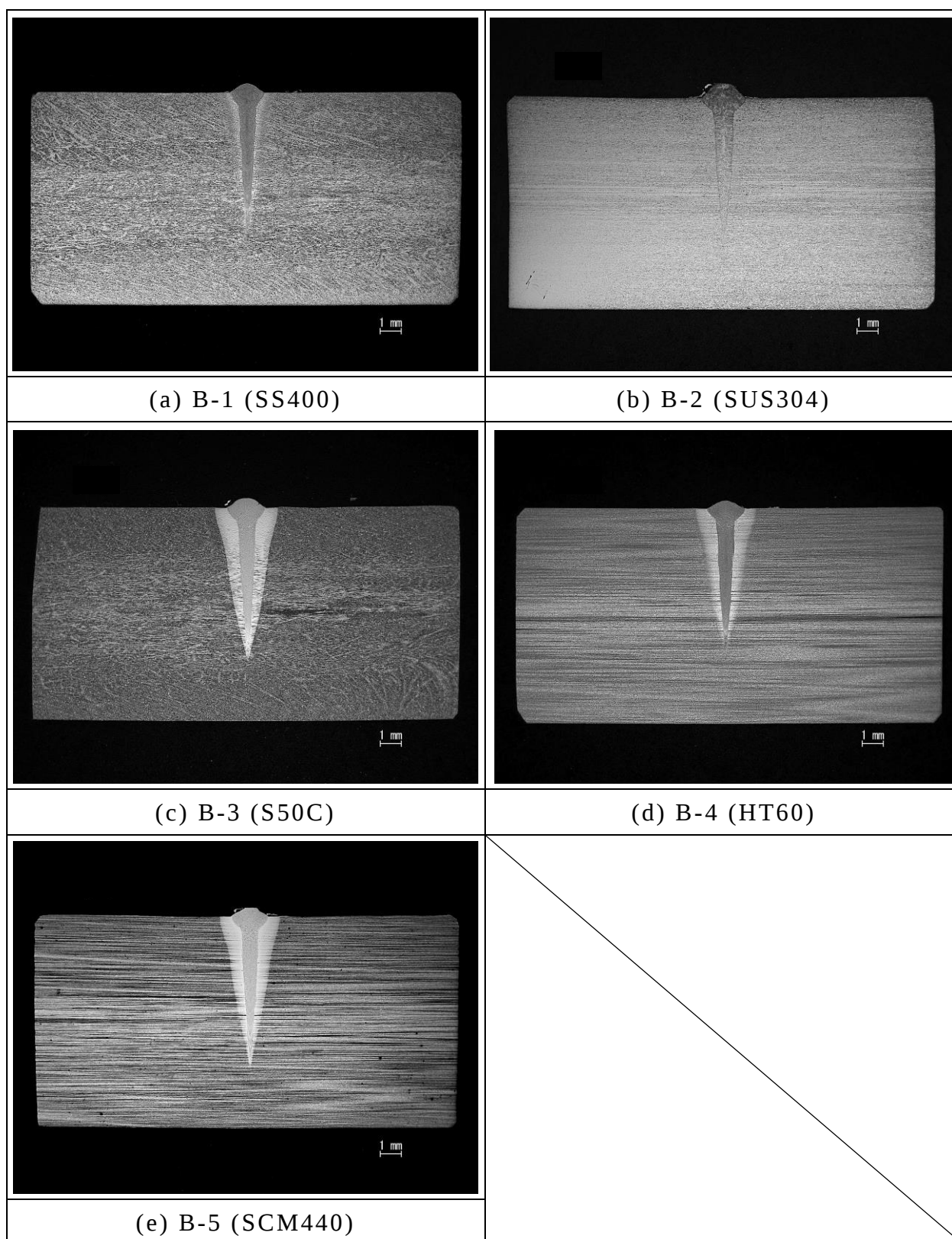


Fig. 5.11 Cross-sectional macrographs (Effect of steel type) (Redescription)

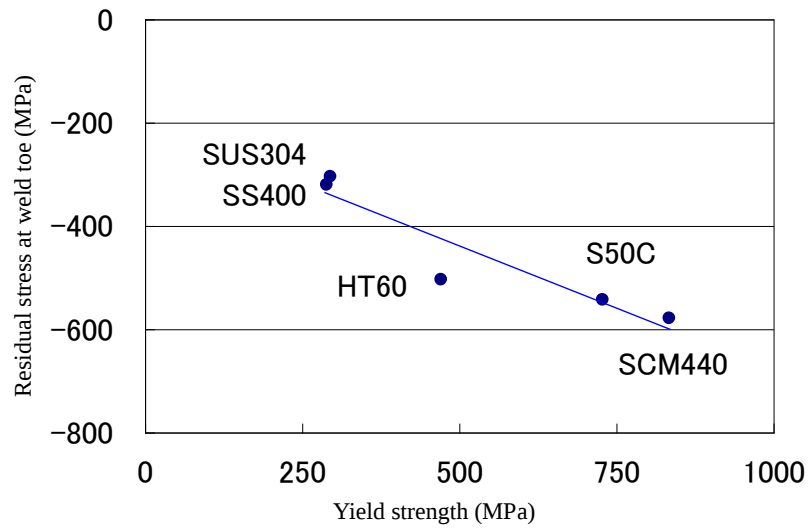


Fig. 5.12 Room-temp. yield strength vs. residual stress at weld toe (Redescription)

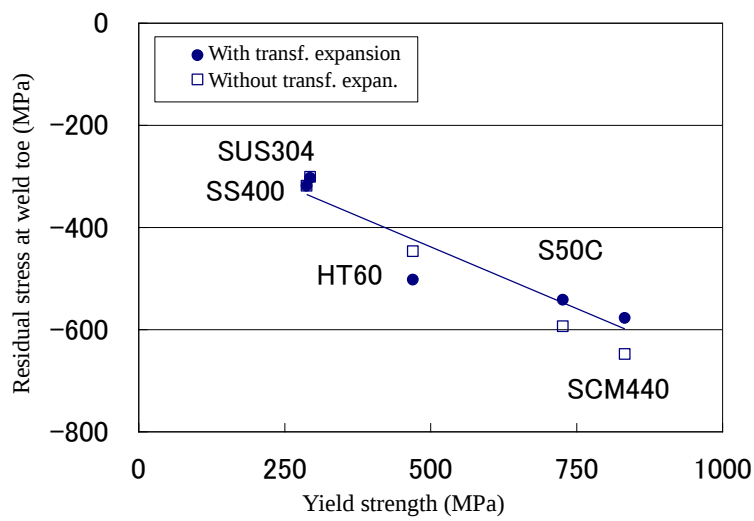


Fig. 5.13 Analysis results with or without consideration of transformation expansion (Transverse direction, Residual stress at weld toe) (Redescription)

(b) 応力集中

Fig. 5.11に示すマクロ写真から止端形状を測定し、フランク角および曲率半径を求めた。さらに5.3.1節の式を用いて応力集中係数 K_t を求めた。結果を、Table 5.6に示す。

条件B-1～5で応力集中係数は、2.1～2.5の範囲であった。入熱の影響（5.3.1節）を確認した条件A-1～5における応力集中係数の変動範囲よりも小さいことから、疲労強度へ影響を与える主要因が応力集中ではないことが予想されるが、次節で確認を行う。

Table 5.6 Shape of weld toe (Effect of steel type)

Test No.	Steel type	Radius of curvature (mm)	Flank angle (degree)	Stress concentration factor (K_t)
A-1	SS400	0.24	145	2.2
A-2	SUS304	0.23	137	2.5
A-3	HT60	0.24	143	2.3
A-4	S50C	0.27	145	2.1
A-5	SCM440	0.22	142	2.3

(c) 三点曲げ疲労試験

三点曲げ疲労試験の結果を、Fig. 5.14に示す。入熱の影響調査と同様に縦軸の応力は、公称応力ではなくビード形状を加味した局部応力とした。破断位置は、全て溶接金属止端部であった。まず、止端部の残留応力の傾向として、Fig. 5.9を確認すると、降伏応力が大きい鋼種ほど圧縮応力となっている。疲労試験の結果を確認すると、止端部の圧縮残留応力が大きい鋼種ほど、疲労強度が高い傾向にあることが確認できる。ただし、S50Cは大きくその傾向を外れることが分かったFig. 5.15は解析上で応力集中係数を全鋼種S50Cの2.1に統一して示した図であるが、元のFig. 5.14の結果と各鋼種の疲労寿命の関係は変わらなかった。また、この場合でもS50Cは突出して低寿命である。この関係は応力集中係数を2.1～2.5の範囲で変動させても変わらない。したがって、鋼種による影響を見た本試験範囲においても、疲労強度には残留応力が影響する可能性を確認できた。

Fig. 5.16は、ビッカース硬さ試験の結果である。焼入れ硬化性の大きいS50Cでは、溶接時の急熱急冷によって止端近傍が突出して硬化していること

が分かる。しかし、S50CだけでなくSCM440も硬さは大きい値を示している。S50Cの低寿命化の原因が硬さのみにあるとは考えにくい。一方、止端部の残留応力値を見ると（Fig. 5.17）、S50Cは圧縮応力が強いものの、圧縮領域がSCM440に比べると狭い事が分かる。S50Cが低寿命であった理由は、①焼入れ効果性の大きいS50Cでは、溶接時の急熱急冷によって止端近傍が突出して硬化しており、溶接部と母材での顕著な硬さの違いが応力集中度合いを高めたこと、②止端部からの圧縮残留応力範囲が狭いことが重畳したことに原因があると推察する。

なお、中炭素鋼に電子ビーム溶接を行い、疲労試験を行った過去の例⁷⁾では、溶接部の最終凝固域に介在物の偏析やマイクロ割れが存在し、そこが起点となって早期に破断したと予想されているが、本試験片をマイクロ観察したところ、介在物や割れは確認できなかった。

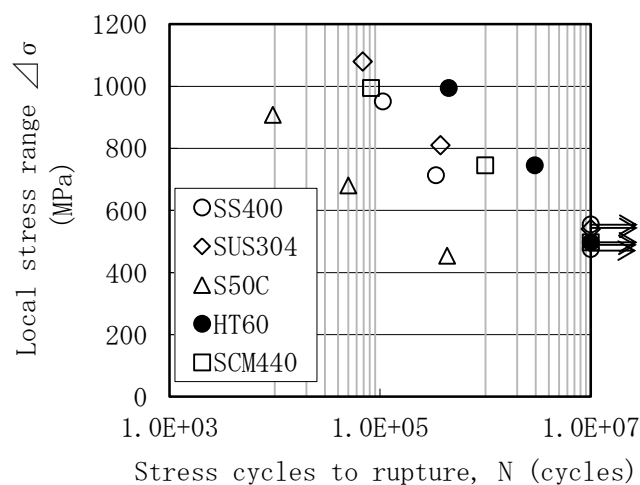


Fig. 5.14 Results of three-point bending fatigue test (Effect of steel type)

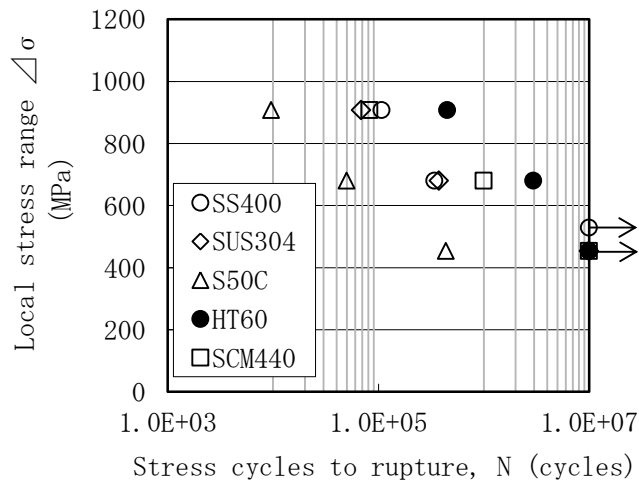


Fig. 5.15 Results of three-point bending fatigue test
(with a stress concentration factor of 2.1 unified for all steel)

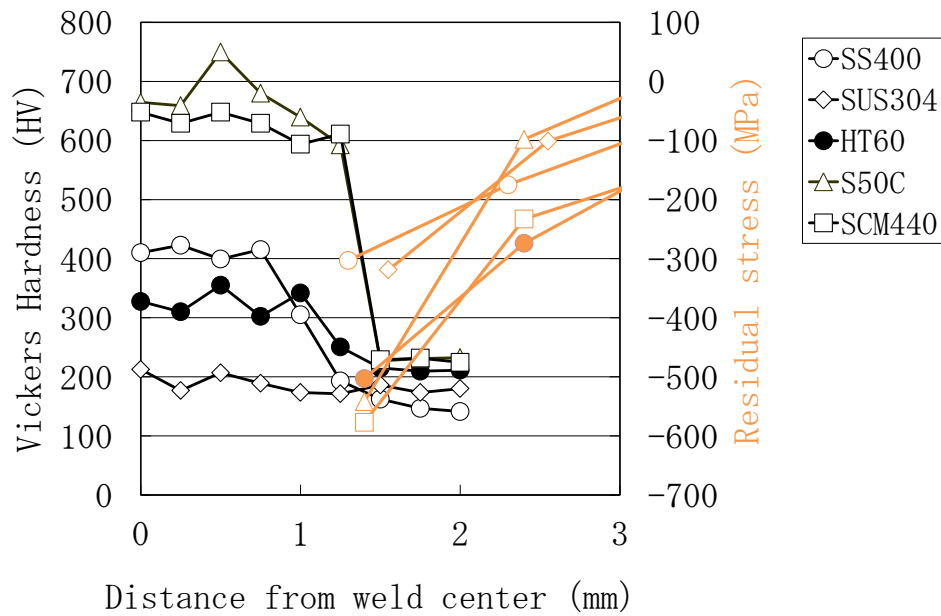


Fig. 5.16 Results of Vickers hardness test

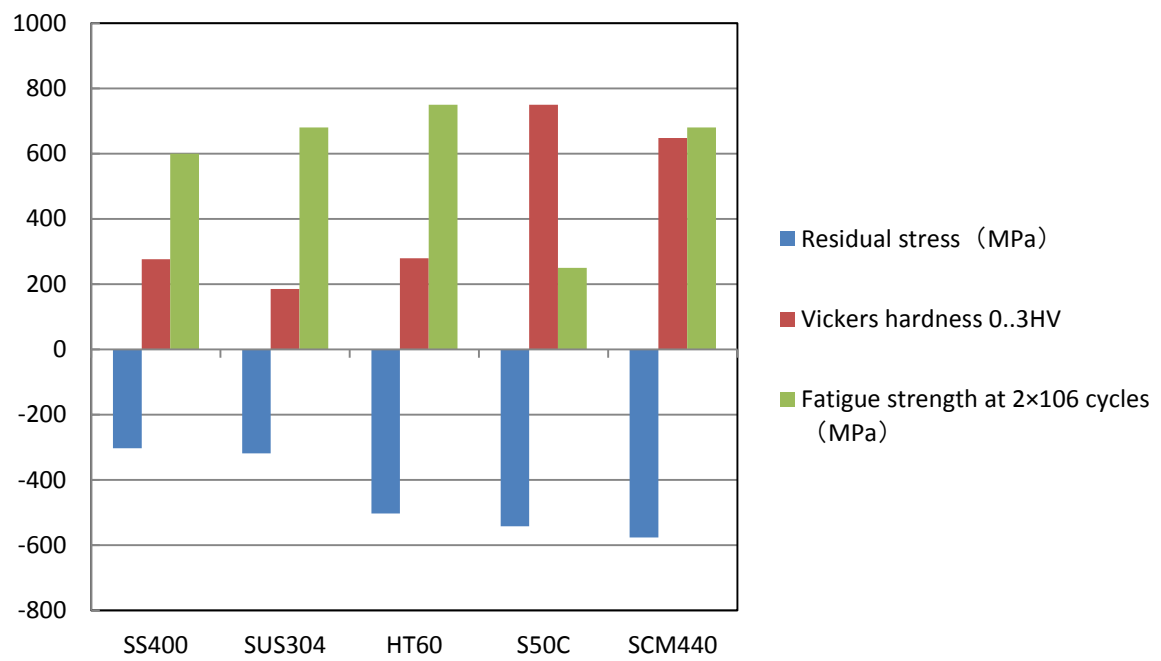


Fig. 5.17 Comparison of test results test

5.4 結言

電子ビーム溶接における残留応力と疲労強度の関係性を検討し、以下の結果を得た。

- (1) 同一鋼種（SS400）で入熱による影響を確認した5条件について3点曲げ疲労試験を実施したところ、止端部の残留応力と疲労寿命に相関が見られた。
- (2) 入熱一定で5鋼種（SS400, SUS304, HT60, S50C, SCM440）について3点曲げ疲労試験を実施したところ、止端部の残留応力と相関がある可能性を確認した。ただし、S50Cについては上記傾向を外れ低寿命であった。局所的な硬化や圧縮残留応力範囲が狭いことが要因の一つではないかと推察できる。

第5章 参考文献

- 1) R.B.Heywood: Designing by Photoelasticity, Chapman & Hall, (1952).
- 2) S.Yoshida, M.Inagaki, M.Kanao, E.Sasaki, M.Nihei and M.Kamakura: Effect of Size and Frequency on Fatigue Properties of SM50B Butt Welded Joint, Journal of the Japan Welding Society, 47-9 (1978), 627-632.
- 3) Guideline and Exposition for Fatigue Design of Steel Structures - Annex: Examples of Design (2012 Revised Edition)
- 4) K.Oguiso: Some Examples of X-Ray Residual Stress Measurement on Weldments, Proceedings of The Workshop on X-Ray Studies on Mechanical Behaviour of Materials, 41 (2004) , 12-16.
- 5) Y.Ueda, Y.C.Kim and A.Umekuni: Measurement of Three-dimensional Welding Residual Stresses due to Electron Beam Welding, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, 4-1 (1986) , 138-142.
- 6) K.Nakacho, H.Murakawa and T.Koide: Welding Residual Stresses and Deformations in Very Thick Joint by Electron-beam Welding, Report of the Research Center for Ultra-High Energy-Density Heat Source, 14 (1998) , 34-35.
- 7) E. Abe and M. Fujisawa, Report of the TIRI. 11 (1982) 50-54. (in Japanese)

第6章 結論

構造物において特に溶接部近傍の残留応力は継手の疲労強度や応力腐食割れなどに大きな影響を与えるため、その分布状態を把握することは極めて重要である。自動車、航空機、橋梁、建設機械、船舶などありとあらゆる構造物で溶接は使われており、残留応力分布の把握に向けて数多くの研究が行われている。電子ビーム溶接に関しても例外ではないが、電子ビーム溶接部の残留応力に関する研究報告例はあまり多くない。さらに、その大半は厚板を対象としたものである。また、解析方法そのものに関する研究や特定の課題に対する限定的な研究が多く、溶接条件や試験形状といった基礎条件が揃っていないため、電子ビーム溶接の残留応力特性について従来知見を元に整理することは難しい。すなわち、まだ研究報告の多くない薄板を対象とした電子ビーム溶接の残留応力特性に関してはほぼ明らかにされていない状況であった。

本研究では、実際には近年適用が増えつつあるものの、未だ研究事例の少ない「薄板の電子ビーム溶接により生じる残留応力特性」について、溶接条件等の各種要因との関係を明らかにし、今後ますます増加すると考えられている部分溶け込み溶接を含む薄板への電子ビーム溶接の適用のための重要な基礎特性を資することを目的とした。電子ビーム溶接は、エレクトロニクス技術の発展によりビーム出力および位置の高速制御が可能になってきたこと、また各種ビームセンサの開発が進んでいることから、多様化された溶接分野で更なる適用拡大が期待されている。今後、電子ビーム溶接を適用する製品を開発する際の設計指針を示せるよう、入熱量や材質の影響や疲労強度との関係性など多岐に渡り網羅的に検討した。

第2章では、薄板の電子ビーム溶接の基本的な残留応力特性を把握するために、板厚9.5 mmの軟鋼板において入熱（ビーム出力および焦点径）を変えて行った試験結果をまとめた。まず、FEM解析モデルにおける熱源の検討を行ったところ表面からの熱伝達で定義するよりも、溶接金属の体積全体を均等発熱させる手法が実測に合うことが分かった。次に、残留応力分布を解析結果から検証した。解析結果はX線回折法による実験で表面部分の値を比較し、精度を担保した。溶接線直角方向の残留応力は、溶接金属止端部の近傍では圧縮で止端部から離れると引張側へシフトし、極大値をとって圧縮側へ下がるという結果であることが分かった。また、内部分布をみるとビード表裏面に圧縮応力、溶込み深さ中心付近に最大の引張応力が生じていることも分かった。これは、厚板に対する電子ビーム溶接で得られた知見と同様の傾向であり、薄板と厚板では変わらない内部残留応力分布を示すことが分かった。

疲労強度に大きく影響する溶接線直角方向、溶接金属止端部の残留応力は、ビーム出力が増加するほど、またビーム径が焦点に近づくほど圧縮側にシフトすることを把握できた。また、この現象は、溶込み深さの大小に関係することも分かった。溶接線方向の残留応力では、溶接金属止端部近傍では引張応力であり、止端部から離れるほど応力が緩やかに下がり、圧縮応力側にシフトすることが分かった。また、ビーム出力が小さいほど、ビーム径が大きいほど全体的に引張応力側にシフトすることも明らかになった。なお、溶接変形については角変形を実測および解析したが、全条件で0.3 mm未満と小さく、入熱による差は明確ではなかった。

第3章では、電子ビーム溶接部近傍の内部残留応力を第2章で用いたFEM解析とX線回折法に加え、ひずみゲージ切断法および改良型深穴穿孔法（MIRS法）を用い評価した。MIRS法では、6成分（ σ_x , σ_y , σ_z , σ_{xy} , σ_{yz} , σ_{zx} ）の残留応力を実測し、溶接線方向が主応力方向になることが分かった。MIRS法、ひずみゲージ切断法、X線回折法、FEM解析で比較すると、溶接線方向では全測定法で絶対値を含め良い一致を示した。一方、応力勾配の大きい溶接線直角方向では、実測と解析で絶対値に若干差があることが分かった。狭い領域で応力勾配が極端に大きい場合、残留応力のある程度の体積平均として算出することになる実測だけでの評価は困難である。このような場合、本論文のように測定結果と解析結果を併用し、残留応力の特性を明らかにしていくことが有効であるといえる。なお、内部分布をみると、第2章において解析で示した結果と同じように実測においても板厚中央付近が引張となり、表裏面側へ向かうほど圧縮側にシフトするという傾向となり、解析結果の有効性を示した。

第4章では、第2、3章で明らかとなった残留応力分布に対する鋼種の影響を明らかにした。表面の残留応力分布は実験と解析でよい一致を示したが、SUS304については、粗大粒の影響で実験値のばらつきが大きかった。疲労強度に大きく関係する溶接線直角方向の止端部近傍の残留応力は、4鋼種（SS400, HT60, S50C, SCM440）+追加材（SUS304、A5052）全てで圧縮応力となることが分かった。また、断面における残留応力の分布状態も、全材料において板表裏面で圧縮応力、板厚内部で引張応力となることが分かった。止端部の残留応力について、溶接線方向では、降伏応力が大きい鋼種ほど引張応力となることが分かった。また、溶接線直角方向では、降伏応力が大きい鋼種ほど圧縮応力となることが分かった。これについては、フェライト系、マルテンサイト系鉄鋼材料だけでなく、SUS304、A5052についても同じ枠組みで整理できることも示した。

第5章では、薄板の電子ビーム溶接における疲労設計では、疲労強度に対し応力集中だけでなく残留応力の影響を評価することが極めて重要であること

を明らかにした。同一鋼種（SS400）で入熱を変えた5条件について3点曲げ疲労試験を実施したところ、止端部の残留応力と疲労寿命に相関が見られた。また、入熱一定で5鋼種（SS400, SUS304, HT60, S50C, SCM440）について3点曲げ疲労試験を実施したところ、これも止端部の残留応力と相関があることを確認した。ただし、S50Cについては上記傾向を外れ低寿命であった。局所的な硬化や圧縮残留応力範囲が狭いことに要因があるのではないかと推察できる。

ただし、実際の構造物に対しては、曲げだけでなく、引張、ねじりなどが複合的に作用している場合が多い。本論文では行っていないが、疲労強度への影響に関しては、3点曲げ試験だけでなく引張応力やねじり応力を用いた疲労試験あるいは複合的な応力負荷による疲労評価も実施し、総合的な判断が必要になると考えられる。

以上が本論文で得られた結論である。本論文は、薄板の電子ビーム溶接部における残留応力特性に関する一連の研究成果をとりまとめたものであり、これにより電子ビーム溶接における残留応力特性についての指針が得られたとともに、産業界において薄板の部分溶け込み溶接継手はもちろんのこと、様々な構造物・溶接継手への電子ビーム継手の適用が拡大していくものと確信する。

本研究に関する業績一覧

(特に関連の強いものには○を付した)

論文発表

- 菅 哲男, 河西 龍, 永井 卓也, 上野 邦香, 進藤 稔, 望月 正人: 薄板の電子ビーム溶接継手における残留応力・変形特性, 溶接学会論文集, 30-3 (2012), 262-273.
- Takuya Nagai, Ryu Kasai, Kunika Ueno, Masahito Mochizuki and Tetsuo Suga: Effects of Metal Types on Residual Stress in Electron-Beam Welding Joints with Sheet Metals, ISIJ International, 55-1 (2015), 241-249.
- Takuya Nagai, Ryu Kasai, Kunika Ueno, Masahito Mochizuki and Tetsuo Suga: Influence of Fatigue Strength for Electron beam weld joint with thin steel plate, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, 33-2 (2015), 120-124.
- ・ 永井 卓也, 河西 龍, 鈴木 励一, 望月 正人, 菅 哲男: 重ねすみ肉溶接継手における残留応力特性への影響因子評価, 溶接学会論文集, 33-2 (2015), 202-210.
- Takuya Nagai, Ryu Kasai, Kunika Ueno, Masahito Mochizuki and Tetsuo Suga: Relation between Residual Stress and Fatigue Strength for Electron Beam Welded Joints of Sheet Metal, ISIJ International, 56-5 (2016), 845-853.
- Takuya Nagai, Shinji Kawai, Masatoshi Shindo, Shigetaka Okano, Masahito Mochizuki and Tetsuo Suga: Comparative Study on Internal Residual Stresses in Electron Beam Welds, ISIJ International (to be submitted).

総説・解説等

- 菅 哲男, 河西 龍, 永井 卓也, 上野 邦香, 進藤 稔, 望月 正人: 薄板の電子ビーム溶接継手における残留応力特性, R&D神戸製鋼技報, 63-1 (2013), 110-115.
- 河合 真二, 永井 卓也, 望月 正人: 改良型深穴穿孔法による内部残留応力測定法の開発, 溶接技術, 63-1 (2015), 109-113.

- ・ 杉野 毅, 永井 卓也: 溶接変形防止のための前準備, 溶接技術, 63-8 (2015), 117-119.
- 河合 真二, 永井 卓也, 岡野 成威, 望月 正人: 疲労亀裂進展に係わる内部残留応力分布を計測する手法, 溶接学会誌, 85-2 (2016), 216-220.
- 永井 卓也, 河合 真二, 岡野 成威, 望月 正人: 改良型深穴穿孔法による内部残留応力測定: MIRS法の特徴と事例紹介, 検査技術, 21-6 (2016), 64-67.

国際学会発表

- Tetsuo Suga, Ryu Kasai, Takuya Nagai, Kunika Ueno, Minoru Shindo and Masahito Mochizuki: Residual Stresses and Distortion in Electron Beam Weld Joints with Thin Steel Plates, IIW Doc.XII-2058-12/212-1248-12/IV-1107-12, International Institute of Welding, Denver, USA, July 2012.
- Takuya Nagai, Ryu Kasai, Kunika Ueno, Masahito Mochizuki and Tetsuo Suga: Influence of Fatigue Strength for Electron beam weld joint with thin steel plate, MCJW-28, Visual-JW, Osaka, Japan, November 2014.
- Takuya Nagai, Ryu Kasai, Kunika Ueno, Masahito Mochizuki and Tetsuo Suga: Influence of Metal Types for Fatigue Strength of Electron Beam Weld Joint with Thin Steel Plate, IIW Doc.XII-2213-15/IV-1250-15/212-1391-15/I-1229-15, International Institute of Welding, Helsinki, Finland, June 2015.

国内学会発表

- 菅 哲男, 河西 龍, 永井 卓也, 上野 邦香, 進藤 稔, 望月 正人: 薄板の電子ビーム溶接継手における残留応力特性, 溶接学会全国大会講演概要, 86 (2010), 198-199.
- 菅 哲男, 河西 龍, 永井 卓也, 上野 邦香, 進藤 稔, 望月 正人: 薄板の電子ビーム溶接継手における残留応力・変形特性, 溶接学会第210回溶接法研究委員会, (2010).

- ・ 菅 哲男, 橋本 哲哉, 佐々木 誉史, 永井 卓也, 鈴木 励一, 河西 龍, 中込 忠男: 鉄骨仕口部マグ溶接のバッキングレス化検討, 溶接学会全国大会講演概要, 90 (2012), 16-17.
- ・ 村井 康生, 江口 法孝, 永井 卓也, 小橋 泰三, 山口 憲治: 帯状溶加材による狭開先レーザ溶接技術の開発, レーザ加工学会講演論文集, 77 (2012), 75-79.
- 菅 哲男, 河西 龍, 永井 卓也, 上野 邦香, 進藤 稔, 望月 正人: 薄板の電子ビーム溶接継手の残留応力に及ぼす鋼種の影響, 溶接学会全国大会講演概要, 91 (2012), 354-355.
- 菅 哲男, 河西 龍, 永井 卓也, 上野 邦香, 進藤 稔, 望月 正人: 薄板の電子ビーム溶接継手の残留応力に及ぼす鋼種の影響, 溶接学会全国大会講演概要, 91 (2012), 354-355.
- 菅 哲男, 河西 龍, 永井 卓也, 上野 邦香, 進藤 稔, 望月 正人: 薄板の電子ビーム溶接継手の残留応力に及ぼす鋼種の影響, 溶接学会第73回高エネルギービーム加工研究委員会, (2013).
- ・ 菅 哲男, 河西 龍, 永井 卓也, 鈴木 励一, 望月 正人: 薄板のマグ溶接継手における残留応力特性, 溶接学会全国大会講演概要, 93 (2013), 250-251.
- ・ 宮田 実, 山崎 圭, 鈴木 励一, 永井 卓也, 菅 哲男: 低Ni系低変態温度溶接材料を用いたすみ肉溶接継手への付加ビート適用による疲労強度向上, 溶接学会全国大会講演概要, 93 (2013), 310-311.
- 永井 卓也, 河西 龍, 上野 邦香, 望月 正人, 菅 哲男: 薄板の電子ビーム溶接継手における疲労特性, 溶接学会全国大会講演概要, 94 (2014), 212-213.
- 永井 卓也, 江口 法孝, 中野 利彦, 河合 真二, 新堂 正俊, 山本 憲吾, 北野 萌一, 岡野 成威, 望月 正人, 菅 哲男: 改良型深孔穿孔法の計算手法と評価-高精度板厚内部残留応力測定法の開発-, 溶接学会全国大会講演概要, 95 (2014), 370-371.
- 河合 真二, 新堂 正俊, 山本 憲吾, 永井 卓也, 中野 利彦, 岡野 成威, 望月 正人, 菅 哲男: 改良型深孔穿孔法の開発と各種溶接継手での検証, 溶接学会全国大会講演概要, 97 (2015), 204-205.
- 永井 卓也, 河合 真二, 新堂 正俊, 岡野 成威, 望月 正人, 菅 哲男: 改良型深孔穿孔法による電子ビーム溶接部の残留応力評価, 溶接学会全国大会講演概要, 97 (2015), 206-207.

- 永井 卓也：薄板の電子ビーム溶接継手における疲労強度への影響因子，溶接学会第110回軽構造接合加工研究委員会，（2015）.

特許

- ・ 鈴木 励一，河西 龍，菅 哲男，橋本 哲哉，永井 卓也，佐々木 誉史：アーク溶接方法，特許番号5977966，（2012）.
- ・ 宮田 実，山崎 圭，鈴木 励一，永井 卓也：付加溶接用フラックス入りワイヤ及び溶接方法，特開2015-33703，（2013）.
- ・ 河合 真二，新堂 正俊，山本 憲吾，江口 法孝，永井 卓也：残留応力測定方法、及び、残留応力測定装置，特開2015-184118，（2014）.

謝辞

本研究の遂行及び本論文の作成にあたり、大阪大学大学院工学研究科 望月正人教授には、多大なるご指導、ご鞭撻を賜りました。先生にはこの貴重な入学の機会を頂いただけでなく、入学以前から研究に対する姿勢や考え方についてご指導を頂きました。ここに謹んで深甚なる謝意を表します。

本論文の作成に際して、ご多忙中にも関わらず有益なご教示とご討論を賜りました大阪大学大学院工学研究科 大畑充教授、三上欣希准教授、大阪大学接合科学研究所 塚本雅裕准教授、堤成一郎准教授に心より御礼申し上げます。

第2章及び第4章における電子ビーム溶接を用いた残留応力に関する実験研究を共同で推進頂きました東成エレクトロビーム株式会社 上野邦香社長、同社 JOB事業部の指田達也次長には、有益なご助言を頂くとともに、多大なるご支援とご協力を頂きました。心より感謝申し上げます。

第3章における改良型深穴穿孔法の共同実験においては、大阪大学大学院工学研究科 岡野成威助教、株式会社山本金属製作所 山本憲吾社長、同社 生産技術部 新堂正俊課長、同社 岡山研究開発センター 河合真二課長にご尽力頂き、多大なご支援とご協力を頂きました。心より感謝申し上げます。

大阪大学接合科学研究所 菅哲男客員教授（元 神鋼溶接サービス株式会社顧問）には、入学を奨めて頂くとともに、社内への理解獲得にもご尽力頂き、さらには研究の遂行及び論文執筆に関しても終始懇切なご指導と温かい激励を頂きました。ここに深く感謝し御礼申し上げます。

神鋼溶接サービス株式会社 中野利彦社長、同社 技術調査部 武田裕之部長をはじめ、上長各位には、入学をご承認頂くとともに、勤務の傍ら本研究を遂行することを見守って頂き、折に触れて数多くの暖かい激励の言葉を頂きました。ここに深く感謝し御礼申し上げます。また、技術調査部の皆様には、多くのご支援を頂きました。心より御礼申し上げます。

本研究の多くは神鋼溶接サービス株式会社 技術調査部 技術室 河西龍主任研究員と協力して実施した基礎試験をベースに展開し、理論的な考察を行ったものです。同氏のご協力なくしては、研究の遂行は行えないものであったことをここに記すとともに、心より感謝申し上げます。

最後に、私事ではありますが、社会人として博士課程に進学することを快諾し、支えてくれた妻の昌代、娘の明莉、息子の晴道に心から感謝します。