

Title	薄肉構造部材の弾塑性力学挙動解明における溶接不整の提示と簡易不整モデルの力学的意義
Author(s)	朴, 度炫
Citation	大阪大学, 2011, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/27630
rights	
Note	

Osaka University Knowledge Archive : OUKA

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

Osaka University

薄肉構造部材の弾塑性力学挙動解明における
溶接不整の提示と簡易不整モデルの
力学的意義

2010年12月

朴 度炫

工 14614

薄肉構造部材の弾塑性力学挙動解明における
溶接不整の提示と簡易不整モデルの
力学的意義

2010年12月

朴 度炫

薄肉構造部材の弾塑性力学挙動解明における 溶接不整の提示と簡易不整モデル の力学的意義

目 次

第1章 緒論	1
1.1 研究の背景	1
1.2 研究の目的	5
1.3 本論文の構成	6
第2章 熱弾塑性大変形解析プログラムの開発と得られる溶接不整の力学的意義	9
2.1 緒言	9
2.2 実験	10
2.2.1 供試体および溶接条件	10
2.2.2 温度履歴	11
2.2.3 溶接不整の計測	11
2.3 熱弾塑性大変形解析プログラムの改造開発	12
2.3.1 大変形理論の適用	12
2.3.2 更新ラグランジェ法の採用	12
2.3.3 選択的低減積分法について	13
2.4 熱弾塑性大変形解析による溶接不整の予測	14
2.4.1 解析モデル	14
2.4.2 温度履歴	16
2.4.3 解析結果	17
2.5 結言	23

第3章	3次元溶接不整の提示とそれらの特徴	25
3.1	緒言	25
3.2	突合せ溶接	26
3.2.1	解析モデル	26
3.2.2	温度履歴	28
3.2.3	溶接変形	29
3.2.4	残留応力	31
3.3	すみ肉溶接	34
3.3.1	解析モデル	34
3.3.2	温度履歴	36
3.3.3	溶接変形	38
3.3.4	残留応力	39
3.4	結言	41
第4章	弾塑性大変形解析に導入する溶接不整の再現とその精度	43
4.1	緒言	43
4.2	溶接不整の導入と再現精度	44
4.2.1	弾塑性大変形解析モデル	44
4.2.2	解析結果	46
4.3	溶接不整の再現における支配因子の特定	55
4.3.1	溶接不整の再現精度に及ぼす因子	55
4.4	溶接不整を高精度に再現する一方法の提案	59
4.4.1	収束計算法	59
4.4.2	再現結果	60
4.5	結言	63

第5章 簡易不整モデルの力学的意義	65
5.1 緒言	65
5.2 突合せ溶接した板の場合	66
5.2.1 解析モデル	66
5.2.2 簡易不整モデル	67
5.2.3 初期不整モデル	68
5.2.4 解析結果	73
5.3 すみ肉溶接した板の場合	75
5.3.1 解析モデル	75
5.3.2 初期不整モデル	77
5.3.3 解析結果	81
5.4 結言	87
第6章 結論	89
本論文に関する発表論文	93

図表一覧

【第1章】

Fig.1.1 Simplified imperfection

(a) Simplified initial deflection

(b) Simplified residual stress

【第2章】

Fig.2.1 Test Specimen

Fig.2.2 Results of experiment

(a) Angular distortion

(b) Longitudinal bending distortion

(c) Component along the welding line

(d) Component perpendicular to the weld line

Fig.2.3 Location of gauss integration point in the 3dimensional hexahedral element

(a) 2X2X2

(b) 1X1X1

Fig.2.4 FEM grid

Fig.2.5 Temperature dependency of material

(a) Physical constants

(b) Mechanical properties

Fig.2.6 Temperature histories

Fig.2.7 Isothermal contours

Fig.2.8 Welding distortion

(a) Welding distortion (IDT)

(b) Welding distortion (LDT)

【第3章】

Fig.3.1 Coordinate system and model size

Fig.3.2 FEM grid of Analysis model

Fig.3.3 Results of non-steady thermal conduction analysis

(a) Temperature histories

(b) Isothermal contour

Fig.3.4 Angular distortion

Fig.3.5 Longitudinal bending distortion

Fig.3.6 Welding perpendicular direction distribution of residual stress

(a) Distribution of σ_x

(b) Distribution of σ_y

(c) Distribution of σ_z

Fig.3.7 Welding direction distribution of residual stress

(a) Distribution of σ_x

(b) Distribution of σ_y

(c) Distribution of σ_z

Fig.3.8 Analysis model

Fig.3.9 Results of non-steady thermal conduction analysis

(a) Temperature histories

(b) Isothermal contour

Fig.3.10 Angular distortion

(a) T model

(b) C model

Fig.3.11 Longitudinal bending distortion

(a) T model

(b) C model

Fig.3.12 Welding perpendicular direction distribution of residual stress

(a) T model

(b) C model

Fig.3.13 Welding perpendicular direction distribution of residual stress

(a) T model

(b) C model

Table 3.1 Dimensions of analysis models

Table 3.2 Welding condition

【第4章】

Fig.4.1 Analysis model

Fig.4.2 Reproducing results of angular distortion ($t=6\text{mm}$)

- (a) $b/2=250\text{mm}$
- (b) $b/2=160\text{mm}$
- (c) $b/2=125\text{mm}$

Fig.4.3 Reproducing results of longitudinal bending distortion ($t=6\text{mm}$)

- (a) $b/2=250\text{mm}$
- (b) $b/2=160\text{mm}$
- (c) $b/2=125\text{mm}$

Fig.4.4 Reproducing results of residual stress ($t=6\text{mm}$)

- (a) $b/2=250\text{mm}$
- (b) $b/2=160\text{mm}$
- (c) $b/2=125\text{mm}$

Fig.4.5 Reproducing results of residual stress ($t=6\text{mm}$)

- (a) $b/2=250\text{mm}$
- (b) $b/2=160\text{mm}$
- (c) $b/2=125\text{mm}$

Fig.4.6 Reproducing results of angular distortion ($t=12\text{mm}$)

- (a) $b/2=250\text{mm}$
- (b) $b/2=160\text{mm}$
- (c) $b/2=125\text{mm}$

Fig.4.7 Reproducing results of longitudinal bending distortion ($t=12\text{mm}$)

- (a) $b/2=250\text{mm}$
- (b) $b/2=160\text{mm}$
- (c) $b/2=125\text{mm}$

Fig.4.8 Reproducing results of residual stress ($t=12\text{mm}$)

- (a) $b/2=250\text{mm}$
- (b) $b/2=160\text{mm}$
- (c) $b/2=125\text{mm}$

Fig.4.9 Reproducing results of residual stress ($t=12\text{mm}$)

- (a) $b/2=250\text{mm}$
- (b) $b/2=160\text{mm}$
- (c) $b/2=125\text{mm}$

Fig.4.10 Reproduction accuracy of welding distortion

Fig.4.11 Reproducing results of welding imperfection (T model)

- (a) Angular distortion
- (b) Longitudinal bending distortion
- (c) Residual stress component along the weld line

Fig.4.12 Reproducing results of welding imperfection (C model)

- (a) Angular distortion
- (b) Longitudinal bending distortion
- (c) Residual stress component along the weld line

Fig.4.13 Convergence calculation method

(a) Calculation of Δd

(b) Convergence of Δd

Fig.4.14 Analysis model

Fig.4.15 Reproducing results of angular distortion ($t=6\text{mm}$)

(a) $b/2=250\text{mm}$

(b) $b/2=160\text{mm}$

(c) $b/2=125\text{mm}$

Fig.4.16 Reproducing results of longitudinal bending distortion ($t=6\text{mm}$)

(a) $b/2=250\text{mm}$

(b) $b/2=160\text{mm}$

(c) $b/2=125\text{mm}$

Fig.4.17 Reproducing results of residual stress ($t=6\text{mm}$)

(a) $b/2=250\text{mm}$

(b) $b/2=160\text{mm}$

(c) $b/2=125\text{mm}$

Fig.4.18 Reproducing results of residual stress ($t=6\text{mm}$)

(a) $b/2=250\text{mm}$

(b) $b/2=160\text{mm}$

(c) $b/2=125\text{mm}$

【第 5 章】

Fig.5.1 Analysis model

Fig.5.2 Angular distortion (Butt-welded plate)

(a) $b/2=250\text{mm}$

(b) $b/2=160\text{mm}$

(c) $b/2=125\text{mm}$

Fig.5.3 Longitudinal bending distortion (Butt-welded plate)

(a) $b/2=250\text{mm}$

(b) $b/2=160\text{mm}$

(c) $b/2=125\text{mm}$

Fig.5.4 Distribution of welding direction stress (Butt-welded plate)

(a) $b/2=250\text{mm}$

(b) $b/2=160\text{mm}$

(c) $b/2=125\text{mm}$

Fig.5.5 Average stress and average strain curves (Butt-welded plate)

(a) $b/2=250\text{mm}$

(b) $b/2=160\text{mm}$

(c) $b/2=125\text{mm}$

Fig.5.6 Analysis model

Fig.5.7 Angular distortion (T model)

- (a) $b/2=250\text{mm}$
- (b) $b/2=160\text{mm}$
- (c) $b/2=125\text{mm}$

Fig.5.8 Longitudinal bending distortion (T model)

- (a) $b=625\text{mm}$
- (b) $b=416\text{mm}$
- (c) $b=313\text{mm}$

Fig.5.9 Angular distortion (C model)

- (a) $b=625\text{mm}$
- (b) $b=416\text{mm}$
- (c) $b=313\text{mm}$

Fig.5.10 Longitudinal bending distortion (C model)

- (a) $b=625\text{mm}$
- (b) $b=416\text{mm}$
- (c) $b=313\text{mm}$

Fig.5.11 Distribution of welding direction stress (T model)

- (a) $b=625\text{mm}$
- (b) $b=416\text{mm}$
- (c) $b=313\text{mm}$

Fig.5.12 Distribution of welding direction stress (C model)

- (a) $b=625\text{mm}$
- (b) $b=416\text{mm}$
- (c) $b=313\text{mm}$

Fig.5.13 Average stress and average strain curves (T model)

- (a) $b=625\text{mm}$
- (b) $b=416\text{mm}$
- (c) $b=313\text{mm}$

Fig.5.14 Average stress and average strain curves (C model)

- (a) $b=625\text{mm}$
- (b) $b=416\text{mm}$
- (c) $b=313\text{mm}$

Table 5.1 Initial deflection of butt-welded plate

Table 5.2 Initial deflection of fillet-welded plate

第1章

緒 論

1.1 研究の背景

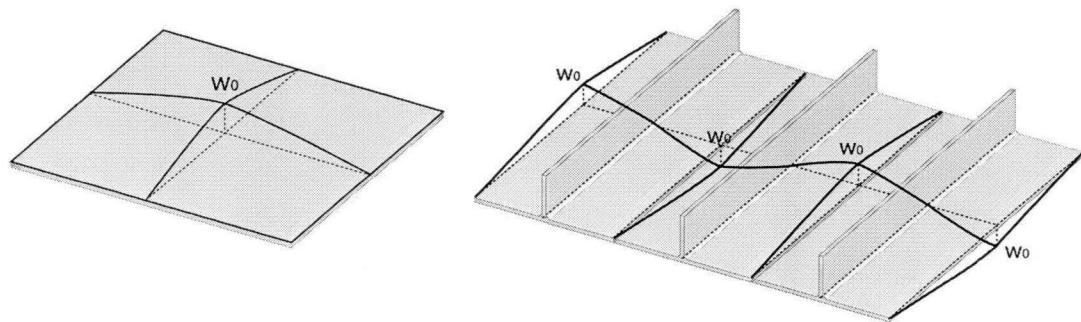
近年，鋼構造物の建造において，安全性，経済性，美観性，さらには，環境への配慮など，高品質な「ものづくり」が要求されている。ところで，鋼構造物の製作時，すなわち，部材の製作，組立，架設といった一連の工程において，不整（たわみ（主要な因子は溶接面外変形）および溶接残留応力）が不可避免的に生じる。不整が構造物の力学挙動に種々影響を及ぼすことが一般に知られており，不整を高精度に求めること，また，高精度に求めた不整を基本として，部材の力学挙動を明らかにしておくことは，鋼構造物の性能を高精度に診断・評価する観点から，重要な課題と考える。

これに関連した研究として，鋼構造部材の各種荷重負荷下において，剛性，変形および強度など，その力学挙動に及ぼす影響に関し，約40年前より多くの研究がなされてきている。

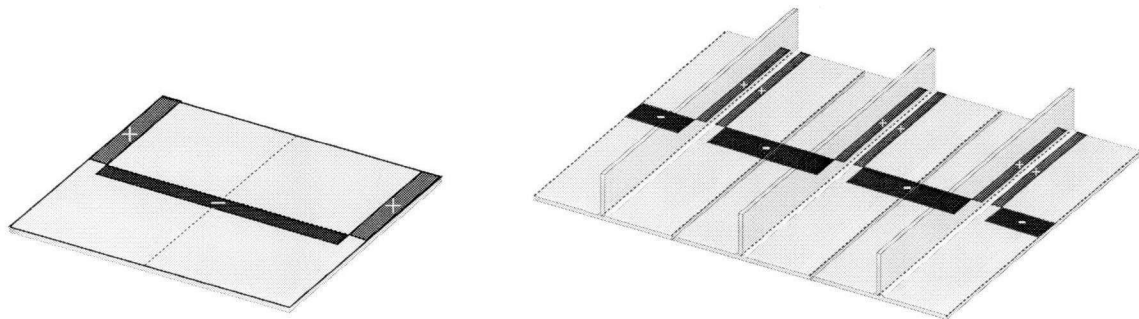
小松・北田らは実橋の製作に基づき，補剛板の面外変形および溶接残留応力の測定実験を実施した^{1.1, 1.2)}。測定された面外変形は，道路橋示方書に示される部材製作精度許容値の半分以下であることを確認すると共に，各鋼種に対し，安全側に配慮した圧縮残留応力の上限値を提示した。これを基本として，部材の耐荷力や終局強度を求める際の不整モデル（Fig.1.1 参照）が提案され^{1.2)}，その後の研究においても広く用いられることとなった。なお，本研究では，上述の不整モデルを初期不整モデルと呼ぶことにする。この初期不整モデルを用いて圧縮板の弾塑性大変形解析を行い^{1.3)}，補剛板，自由突出板など，面内圧縮荷重を受ける板の弾塑性挙動に及ぼす初期不整の影響を種々検討している^{1.4, 1.5)}。さらに，横方向圧縮力，面内曲げ，せん断力などの複雑な荷重負荷下における板の弾塑性挙動に対する検討が重ねられてきている^{1.6, 1.7)}。

ところで，初期不整モデルであるが，面外変形は，その大きさを部材製作精度の最大値（単純支持板の場合，板幅の1/150）^{1.8)}とし，その形状を正弦波の重ね合わせとして理想化している。一方，残留応力については，溶接残留応力が主として考慮されているものの，溶接線方向の応力成分のみ考慮し，かつ，矩形分布に簡易化している^{1.9)}。

この初期不整モデルが提案された当時は，複雑な面外変形を計測することや，全6成分ある応力成分を高精度に求めることは困難であった。このような状況の下，初期不整モデルは，以下の問題点を有していると考えられる。



(a) Simplified initial deflection



(b) Simplified residual stress

Fig.1.1 Simplified welding imperfection

正弦波の重ね合わせによる面外変形を用いることは、数値解析上安全側の評価を与えると考えられているものの、面外変形は独立に生成されるものではなく、面外変形と残留応力は対応関係にあり、対応関係にある面外変形と残留応力を用いて、力学挙動を種々評価すべきである。他方、残留応力であるが、本来、垂直応力3成分とせん断応力3成分の計6成分存在するが、溶接線方向の応力成分のみを、単に断面力の釣合いを考慮した形で用いている。さらには、溶接線方向の残留応力成分の分布が、溶接条件と板の曲げ剛性(板幅)によって種々変化する^{1.10)}ことを無視し、引張応力と圧縮応力の存在領域を、板幅によらず一様に決定している。上述のような基本的な問題を内在している。なお、本研究では、上述の不整モデルを簡易不整モデルと呼ぶことにする。

ところで、簡易不整モデルをそのまま弾塑性大変形解析に用いると、次のような問題点も指摘されている。すなわち、互いに独立に簡易化した面外変形と残留応力を弾塑性大変形解析における初期不整として用いると、本来両者は対応関係にあり、これを無視しているため、不整導入時に不釣り合い力が生じ、弾塑性大変形解析において、簡易不整が精度良く再現できないことが指摘されている^{1.3),1.11)}。このため、この不釣り合い力を強制的に消去する方法(仮想外力法)

や、逆解析により不釣り合い力の生じない不整の導入値を決定するなど、簡易不整を精度高く導入再現するための数値解析的な手法がいくつか提案されている^{13),11)}が、これらはいくまで簡易不整を強制的に再現するための手法であり、導入した不整の正当性については何ら議論されていない。

上述のように、簡易不整を用いて得られる結果の意義、すなわち、鋼構造部材の弾塑性力学挙動の解明において簡易不整を用いて得られる結果の妥当性について未解明な部分が多々ある。

他方、部材製作時に不可避免的に生成される不整（溶接変形・残留応力）を求める、あるいは、高精度に予測する試みも古くからなされてきている。

幾何学的な不整である変形に関しては、レーザを用いた計測、写真計測^{1,12)}など計測技術の進歩に伴い、複雑な形状が精度高く計測できるようになってきている。一方、溶接残留応力の測定に関しては、大きく、破壊的手法である応力弛緩法、非破壊的手法である X 線回折法など挙げられるが、これらはいずれも物体表面、あるいは、 $100\mu\text{m}$ 内部のごく表面近傍におけるひずみを計測し、応力に換算する方法である。いずれにせよ、現状では、物体内部のひずみを直接計測する手段はない。また、ひずみの計測には膨大な時間と費用を有すると共に、不可避免的に誤差が生じる。これらが実験的に残留応力を精度よく得ることを困難なものとしている。

これに対し、変形と残留応力は互いに独立のものではなく、部材の製作、組立における熱加工、塑性加工などの各工程における複雑な弾塑性挙動を経る過程で生成されるものであり、変形と残留応力を精度高く予測するための研究がなされてきている。

渡辺、佐藤ら^{1,14-1,15)}は、不整の代表的生成要因である溶接に注目、溶接で生じる不整（溶接変形および溶接残留応力）を求めるべく、熱弾性論を基本とした研究を行ってきた。結果によれば、不均一な温度分布に伴う溶接部の膨張・収縮により溶接変形が生じ、この膨張・収縮を母材部が拘束することで、溶接残留応力が生じることが示された。また、このような結果を基本として、溶接部に固有ひずみを分布させ、弾性解析することで、溶接不整を求める方法が提示されている^{1,14-1,15)}。すなわち、溶接条件を溶接熱に関する要因、被溶接物の形状（内的拘束）に関する要因、外的拘束に関する要因に分類し、固有ひずみを溶接部の固有収縮と被溶接物の形状と寸法によって定める関数との積で与えられると考え、それらの関数をパラメータによって整理した。しかし、この方法は、溶接部に分布する固有ひずみが既知であるものと仮定しているため、固有ひずみの分布をあらかじめ与える必要がある。しかしながら、固有ひずみを知る方法は現在も確立されていないのが実状である。

一方、コンピューターの出現により、膨大な計算が可能となった。これと相まって、1960 年頃、コンピューターを用い、変分原理を基本とした近似解析法として、マトリックス有限要素法が登場した。有限要素法では、これまでの解析手法では処理できないような複雑な形状と境界条件の下、非線形問題が解析できるようになった。上田・山川^{1,13)}らは、溶接に伴う力学現象を微小変形理論に基づく熱弾塑性問題として取扱うための基礎理論を構築、突合せ溶接およびすみ肉溶接を対象に、溶接残留応力の特徴を明らかにしてきた。当時、コンピューターの能力からして、溶接問題を単純化し、溶接残留応力を取り扱うのが精一杯であった。

近年、コンピューターは長足の進歩を遂げており、溶接残留応力のみならず溶接変形問題が解析

可能となってきた。金ら^{1.16-1.21)}は、ロッキング現象を解決した微小変形理論に基づく熱弾塑性解析を実施し、溶接変形および溶接残留応力の高精度予測における支配因子を特定した。すなわち、①力学的熔融温度(700°C)を超える高温域においても、降伏条件を満たし、かつ、②溶け込み形状を溶接金属とみなして、そこに入熱することを遵守することで、溶接変形および溶接残留応力が高精度に予測できることを明らかにすると共に、その正当性を検証した。

以上のように、現在では、有限要素法による熱弾塑性解析により、3次元溶接不整(溶接変形・残留応力)が精度高く予測できるようになった。

このような背景の下、上述の成果を薄肉構造部材の弾塑性力学挙動解明のための研究に反映することが期待される。

ところで、微小変形理論に基づく熱弾塑性解析により高精度に求めた3次元溶接不整を弾塑性大変形解析における初期不整として導入する場合、双方の理論の違いにより、高精度に再現できない場合があり、この種の問題解決が望まれている^{1.21)}。ひとつの解決手段として、溶接変形・残留応力の予測から耐荷力の評価まで、大変形理論に基づく一連の解析を実施することが考えられる。このためには、大変形理論を基本とする熱弾塑性解析プログラムを開発する必要があると同時に、大変形理論に基づく熱弾塑性解析で得られる溶接変形・残留応力の力学的意義を明確にしておく必要がある。

いずれにせよ、高品質な鋼構造物の製作といった命題に対し、高精度に求めた溶接変形および溶接残留応力を初期不整とし、面内圧縮力を受ける薄板構造部材の弾塑性力学挙動を明らかにした上で、簡易不整を用いて得られる研究成果^{1.1-1.7)}を評価すると共に、その力学的意義を明らかにすることが強く望まれる。

1.2 研究の目的

本研究は、薄肉構造部材の弾塑性力学挙動解明における溶接不整の提示と再現、さらには、簡易不整モデルを用いて得られる結果を基本に、その力学的意義を明らかにしたものである。

まず、大変形理論に基づく熱弾塑性解析プログラムを開発し、新たに開発した大変形理論に基づく熱弾塑性解析で得られる溶接変形・残留応力の力学的意義を明らかにする。そして、鋼構造部材の圧縮荷重下における弾塑性力学挙動を高精度に求めるために導入する初期不整（溶接変形・残留応力）の予測手法を明示する。その予測手法により得られる溶接不整を提示すると共に、弾塑性大変形解析に導入する初期不整を高精度に再現導入する方法を提案する。また、弾塑性大変形解析において高精度に再現された溶接不整が薄肉構造部材の弾塑性挙動に及ぼす影響を明らかにすると共に、得られた結果を基本として、簡易不整モデルを用いて得られる結果とその力学的意義を明らかにする。

1.3 本論文の構成

本論文の流れを Fig.1.2 に示す。

本論文は 6 章構成である。

第 1 章では、本研究の背景、目的および論文の構成を述べる。

第 2 章では、熱弾塑性大変形解析プログラムを開発すると共に、解析で得られる溶接変形・残留応力（以下、溶接不整と呼ぶ）の力学的意義を明らかにする。

既往の研究により^{1.16-1.21)}、微小変形理論に基づく熱弾塑性解析において、ロッキング現象を解決することで、溶接不整が高精度に求められることが示されている。ところで、微小変形理論に基づく熱弾塑性解析により求めた溶接不整を弾塑性大変形解析における初期不整として導入する場合、双方の理論の違いにより高精度に再現できない場合があることがわかった（これについては第 4 章で詳述する）。このため、大変形理論を基本とする熱弾塑性解析プログラムを新たに開発した。大変形理論を基本とした熱弾塑性解析プログラムで得られる溶接不整の意義を検討する。そして、溶接不整を高精度に求める熱弾塑性解析手法を特定する。

第 3 章では、基本的継手形式である突合せおよびすみ肉溶接を対象として、熱弾塑性解析を実施し、溶接不整を求める。

既往の研究において提案・推奨されている簡易不整モデルは、変形および残留応力を互いに独立に理想化したものである。このために、構造部材の弾塑性力学挙動解明における初期不整が精度良く再現できなかつたのか、あるいは、他に理由があるのか、明らかにしておく必要がある。このため、完全な対応関係にある初期不整として、ここでは、熱弾塑性解析を実施し、溶接不整を求めることにした。また、得られた 3 次元溶接不整を提示する。

第 4 章では、熱弾塑性解析で求めた溶接不整を、弾塑性大変形解析における初期不整モデルとして再現する際に生じる種々の問題点を明らかにする。

如何なる手法にせよ、弾塑性大変形解析に導入する初期不整（溶接不整）モデルは高精度に再現することが必須である。これに関連し、弾塑性大変形解析における溶接不整の再現に伴う種々の問題点を明らかにすると共に溶接不整が高精度に再現できるか否かを定める支配因子を明示する。また、弾塑性大変形解析に導入した溶接不整を高精度に再現する方法を提示する。

第 5 章では、簡易不整モデルを用いた薄肉構造部材の弾塑性力学挙動の意義を明らかにする。

熱弾塑性解析により求めた溶接不整を初期不整モデルとして用い、弾塑性大変形解析を実施する。そして、溶接不整が薄肉構造部材に及ぼす弾塑性力学挙動（剛性、終局強度など）を明らかにする、すなわち、弾塑性力学挙動を評価する指標を明確にする。この指標を基本とし、簡易不整モデルを用いて得られる弾塑性力学挙動と比較・検討する。これにより、簡易不整モデルの力学的意義を明らかにする。

第 6 章では、各章で得られた知見を総括し、結論を述べる。

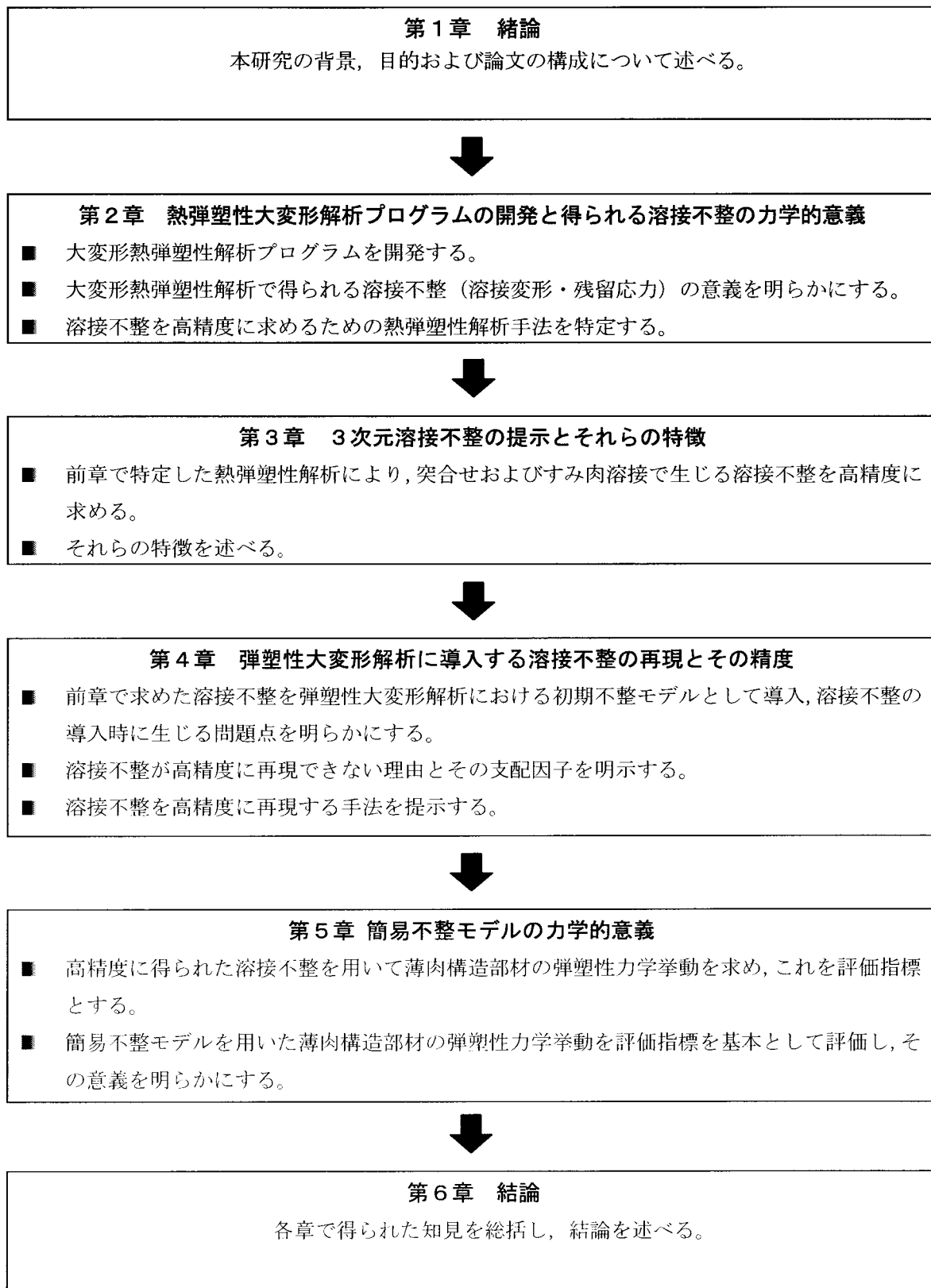


Fig.1.2 Flow chart

第1章 参考文献

- 1.1) 小松定夫, 牛尾正之, 北田俊行: 補剛材を有する圧縮板の極限強度に関する実験的研究, 土木学会論文報告集, No. 255, pp. 47-61, 1976.
- 1.2) 小松定夫, 牛尾正之, 北田俊行: 補剛板の溶接残留応力および初期たわみに関する実験的研究, 土木学会論文報告集, No. 265, pp. 25-35, 1977.
- 1.3) 小松定夫, 北田俊行, 宮崎清司: 残留応力および初期たわみを有する圧縮板の弾塑性解析, 土木学会論文報告集, No. 244, pp. 1-14, 1975.
- 1.4) 小松定夫, 北田俊行: 補剛された圧縮板の弾塑性有限変位挙動の一解析手法, 土木学会論文報告集, No. 296, pp. 1-12, 1980.
- 1.5) 奈良 敬, 小松定夫, 北田俊行: 連続補剛版の極限圧縮特性に関する研究, 土木学会論文報告集, No. 392, pp. 273-280, 1988.
- 1.6) 奈良 敬, 津田 真, 福本嘯士: 面内曲げと圧縮を受ける鋼板の極限強度の評価法に関する研究, 土木学会論文報告集, No. 392, pp. 259-264, 1988.
- 1.7) 奈良 敬, 出口恭司, 福本嘯士: 純せん断応力を受ける鋼板の極限強度特性に関する研究, 土木学会論文報告集, No. 392, pp. 265-271, 1988.
- 1.8) 道路橋示方書
- 1.9) 座屈設計ガイドライン
- 1.10) 溶接学会: 溶接・接合便覧, pp. 14-38, 2003.
- 1.11) 川西直樹, 後藤芳顕: 鋼構造物の有限要素法解析における残留応力と初期たわみの導入方法について, 構造工学論文集 Vol. 45A, pp. 137-148, 1999.
- 1.12) 猪瀬幸太郎, 井本治孝, 中西保正, 金 裕哲: 溶接変形の3次元写真計測とその適用性, 溶接学会全国大会講演概要, 第75集, 2004.
- 1.13) 上田幸雄, 山川武人: 有限要素法による熱弾塑性応力の解析, 日本鋼構造協会, マトリクス構造解析研究発表論文集, pp. 290-271, 1971.
- 1.14) 佐藤邦彦, 寺崎俊夫: 構造用部材の溶接残留応力・溶接変形に及ぼす溶接諸条件の影響, 溶接学会誌, 第45巻, 第1号, pp. 42-50, 1976.
- 1.15) 佐藤邦彦, 寺崎俊夫: 構造用部材の溶接残留応力分布に及ぼす溶接諸条件の影響, 溶接学会誌, 第45巻, 第2号, pp. 150-156, 1976.
- 1.16) 金 裕哲: 溶接変形の予測, 溶接学会誌, 第65巻, 第7号, pp. 563-567, 1996.
- 1.17) 金 裕哲, 朴 正雄, 堀川浩甫: 初期たわみを有する板の突合せ溶接で生じる面外変形の生成機構, 溶接構造シンポジウム97講演論文集, pp. 283-289, 1997.
- 1.18) 金 裕哲, 張 景皓, 堀川浩甫: すみ肉溶接で生じる面外変形の生成機構と普遍性の検討, 溶接学会論文集, 第17巻, 第2号, pp. 294-300, 1999.
- 1.19) 金 裕哲, 李 在翼, 猪瀬幸太郎: すみ肉溶接で生じる面外変形の高精度予測, 溶接学会論文集, 第23巻, 第3号, pp. 431-435, 2005.
- 1.20) 金 裕哲, 李 在翼, 澤田 守, 猪瀬 幸太郎: 溶接変形の高精度予測における支配因子の正当性と一般性の検証, 溶接学会論文集, 第25巻, 第3号, pp. 450-454, 2007.
- 1.21) D-H. Park, M. Hirohata, Y-C. Kim: An Investigation for introducing welding imperfection in elastic-plastic large deformation analysis, Trans of JWRI, Vol.38, No.2, pp.87-93, 2009.12.

第2章

熱弾塑性大変形解析により得られる溶接不整の力学的意義

2.1 緒言

溶接不整（溶接変形・残留応力）を有する鋼構造部材の弾塑性力学挙動を高精度に予測するには、当然のことながら、溶接不整そのものを高精度に求めることが必須である。このような要求に対し、微小変形理論に基づく熱弾塑性解析において、ロッキング現象解消のため、選択的低減積分法を適用することにより、溶接不整を高精度に予測できることが明らかにされた^{2.1-2.3)}。一方、圧縮荷重を受ける構造部材の耐荷力や終局強度を予測する場合、大変形理論を基本に、かつ、更新形ラグランジェ法を適用した弾塑性大変形解析が広く一般に行われている。

鋼構造部材の弾塑性力学挙動を高精度に予測するといった命題に対し、微小変形理論に基づく熱弾塑性解析により得られる溶接不整を弾塑性大変形解析における初期不整として導入し、弾塑性大変形解析を行うことで、上記命題が解決できるものと期待される。

ところで、微小変形理論に基づく熱弾塑性解析により求めた溶接不整を弾塑性大変形解析における初期不整として導入する場合、双方の理論の違いにより、高精度に再現できない場合があることは既に指摘した^{2.4)}。したがって、溶接不整の予測から耐荷力の評価まで、大変形理論に基づく一連の解析を実施することが望まれる。このため、既存の微小変形理論に基づく熱弾塑性解析プログラムを大変形理論に基づく熱弾塑性解析プログラムに改造開発した。

本章では、新たに改造開発した熱弾塑性大変形解析プログラムを用いて、突合せ溶接を対象に行った実験^{2.3)}を忠実にシミュレーションする。得られた結果を実験および微小変形理論を基本とする熱弾塑性解析結果^{2.3)}と比較・検討し、熱弾塑性大変形解析で得られる溶接不整の意義を明らかにする。

2.2 実験

2.2.1 供試体および溶接条件

実験供試体は仮付け溶接を必要としない供試体^{2,3)}であり、形状、寸法を Fig.2.1 に示す。供試体は板一枚の中央開先内下部に約 0.5 - 1.0(mm)の母材を残し、50°のV形開先を削り貫いた。これにより、仮付け溶接による実験結果の「バラツキ」を排除し、目違いのない供試体を作製した。図中突起部は溶接開始および終端の捨てビードのために設けた。

なお、開先内下部に残した約 0.5 - 1.0 (mm)の母材は、溶接終了後、断面マクロを採取し確認した結果、完全に溶融しており (Fig.2.4)、良好な継手が得られていた^{2,3)}。

供試鋼材は板厚 6(mm)の母材は SM400(降伏応力:255MPa), 溶接ワイヤは JIS Z3312 YGW11(降伏応力: 510MPa) である。

溶接は炭酸ガスアーク溶接, 溶接条件は, 電流: 240(A), 電圧: 28(V), 溶接速度: 5(mm/s) である。

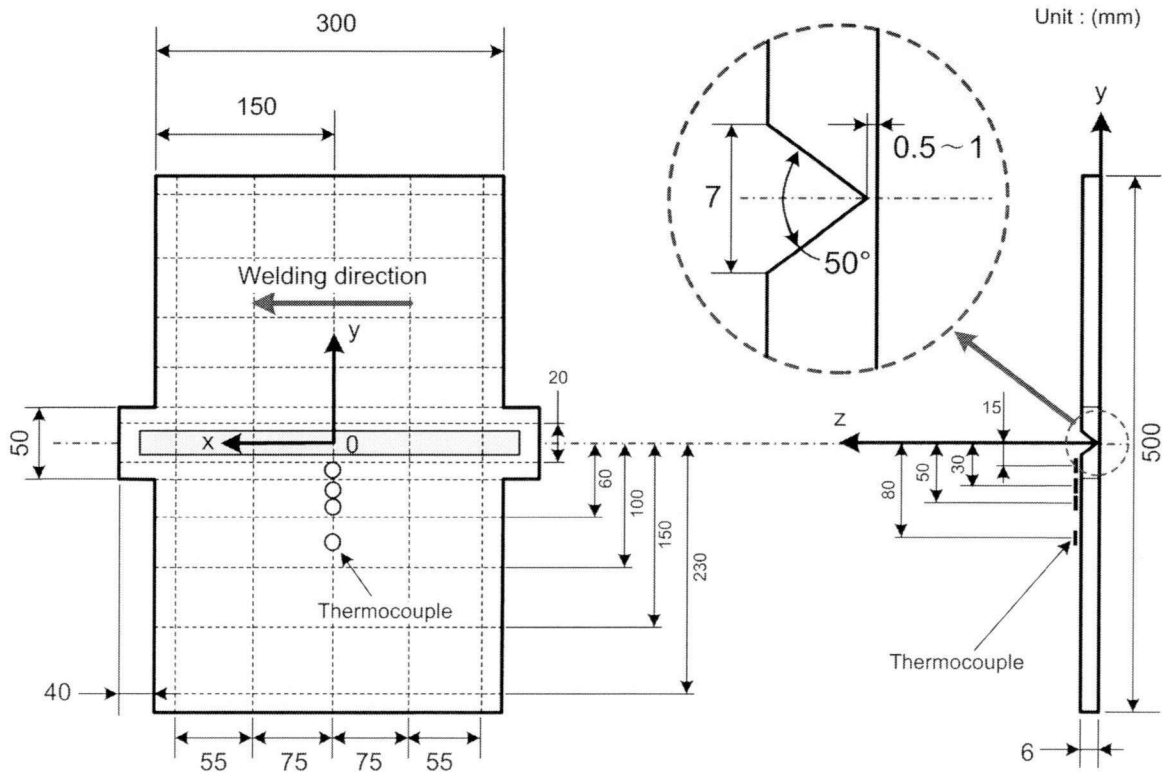


Fig.2.1 Test Specimen

2.2.2 温度履歴

温度履歴は、板表面 ($x=0, z=6$ (mm)) の4箇所 ($y = -15, -30, -50, -80$ (mm)) に熱電対を取り付け計測した。

2.2.3 溶接不整の計測

面外変位はダイヤルゲージを用いて計測した。

一方、残留応力は応力弛緩法により、測定した。結果をシンボルで Fig.2.2 に示す。

応力弛緩法では、2軸のひずみゲージ (ゲージレングス: 2 (mm), ゲージベース: 8 (mm)) を貼付し、ゲージの周囲 10-15 (mm) を目標に細断 (細断に伴う切断熱が 50°C 以上にならない条件下で行った)、サイコロ形状において弛緩ひずみを計測、応力に換算した。

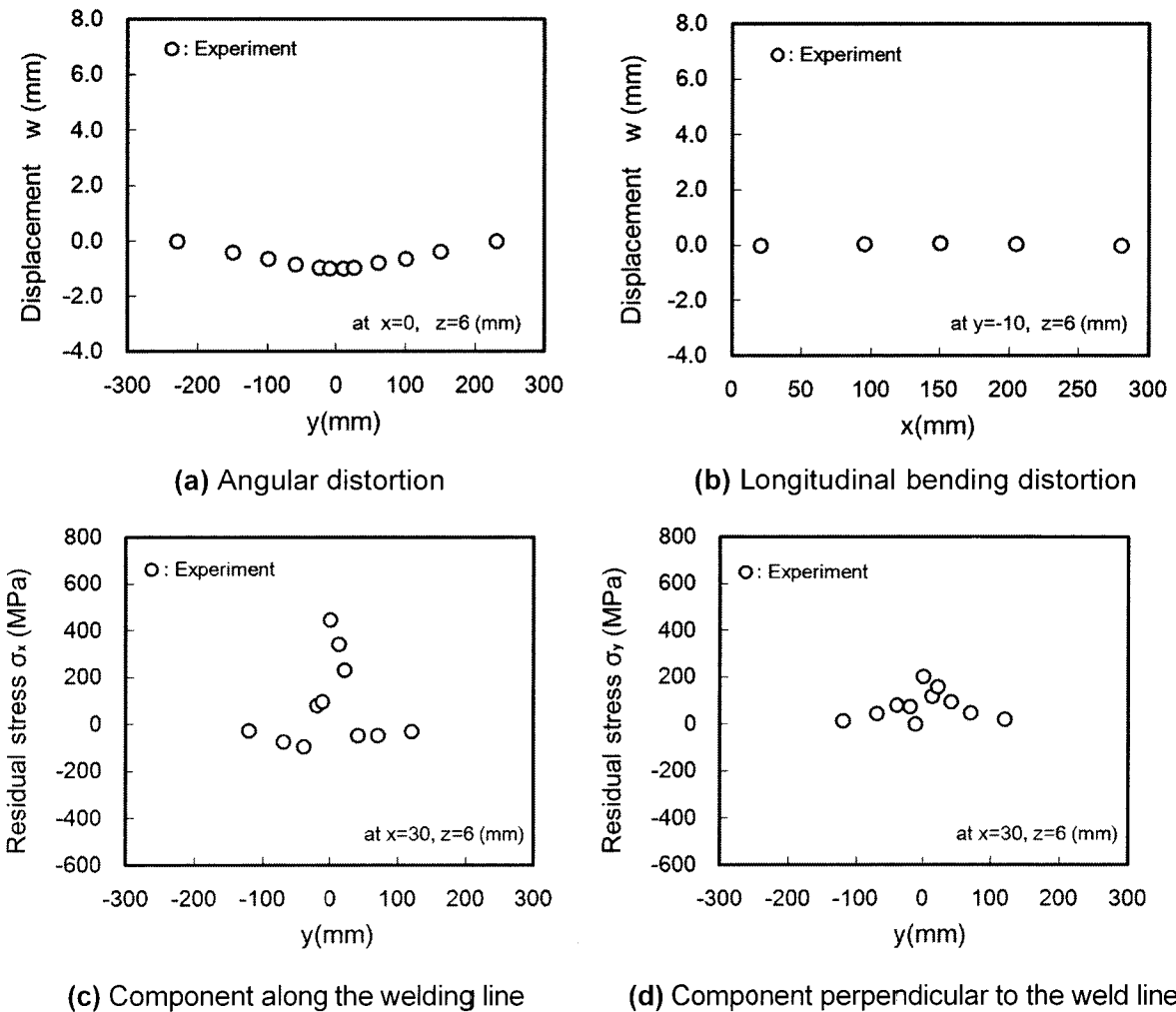


Fig.2.2 Results of experiment

2.3 熱弾塑性大変形解析プログラムの改造開発

ここでは、微小変形理論に基づく熱弾塑性解析プログラムを大変形理論に基づくプログラムに改造した。改造点は大きく2つあり、以下で説明する。

2.3.1 大変形理論の適用

有限要素法では、変位-ひずみ関係式は次式となる。

$$\{\varepsilon\} = [B]\{u\} \quad (1)$$

ここに、

$\{\varepsilon\}$: 全ひずみ, $[B]$: 変位-ひずみマトリックス, $\{u\}$: 節点変位ベクトル

ところで、変位-ひずみ関係式は次式のように定義されており、大変形理論では全ひずみ $\{\varepsilon\}$ は右辺の第1項のみならず第2項も考慮することになる^{2.5)}。なお、 $\{\varepsilon\}$ は6個のひずみ成分からなっている。

$$\{\varepsilon\} = \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \partial u / \partial x \\ \partial u / \partial y \\ \partial u / \partial z \\ (\partial v / \partial x) + (\partial u / \partial y) \\ (\partial u / \partial z) + (\partial w / \partial x) \\ (\partial w / \partial y) + (\partial v / \partial z) \end{bmatrix} + \frac{1}{2} \begin{bmatrix} \left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 \\ \left(\frac{\partial u}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 \\ \left(\frac{\partial u}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial z} \right)^2 \\ 2 \left(\frac{\partial u}{\partial x} \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial w}{\partial y} \right) \\ 2 \left(\frac{\partial u}{\partial y} \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial v}{\partial y} \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \frac{\partial w}{\partial z} \right) \\ 2 \left(\frac{\partial u}{\partial z} \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial z} \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial w}{\partial z} \frac{\partial w}{\partial x} \right) \end{bmatrix} \quad (2)$$

大変形理論では、上記第2項まで考慮して全ひずみを求める点が、微小変形理論と大きく異なる。また、 $[B]$ マトリックスであるが、物体の形状変化の影響が大きくこれが無視できない大変形問題では、物体が初期形状から変形する過程を考慮する必要がある。これについては、次項で述べる。

その他の、構成方程式や降伏条件（Von-Mises の降伏条件を採用している）などは微小変形理論を基本とするプログラムと同じである。

2.3.2 更新形ラグランジェ法の採用

大変形問題では、物体が初期形状から変形する過程を考慮する必要があることは上述した。すなわち、形状が大きく変化する場合、現在の形状を基準に考え、それを仮の初期形状として取り扱う。そして、増分後における形状変化を初期形状と考え、順次更新する。このような手法を更新形ラグランジェ法（Up-dated Lagrangean method）といい、圧縮荷重下における薄板の力学挙動を明らかにする弾塑性大変形解析などに広く用いられている^{2.6)}。

2.3.3 選択的低減積分法について

先行研究において、微小変形理論に選択的低減積分を適用し、溶接変形・残留応力が高精度に予測できることが示されている。ここでは、選択的低減積分法について説明する。

微小変形を基本とする熱弾塑性解析プログラムでは、6面体立体要素を用いている。立体要素を曲げ問題に適用すると、得られる変形が実際より小さい、すなわち、ロッキング（過拘束）現象が生じる^{2.1, 2.6}。これは、面外せん断剛性が過大に評価され板の曲げ変形を阻害するためであることが知られている。

このようなロッキング現象を解消するため、微小変形理論に基づく熱弾塑性解析プログラムでは、選択的低減積分^{2.1, 2.6}を採用している。

選択的低減積分は、面外せん断ひずみ成分が要素内で一定であると仮定し、それらの成分を要素中心の値で評価している。すなわち、垂直ひずみ成分および面内せん断ひずみ成分に対する積分点は $2 \times 2 \times 2$ とし（Fig.2.3(a)参照）、面外のせん断ひずみ成分に対する積分点は要素の中心1個（Fig.2.3(b)参照）としている。

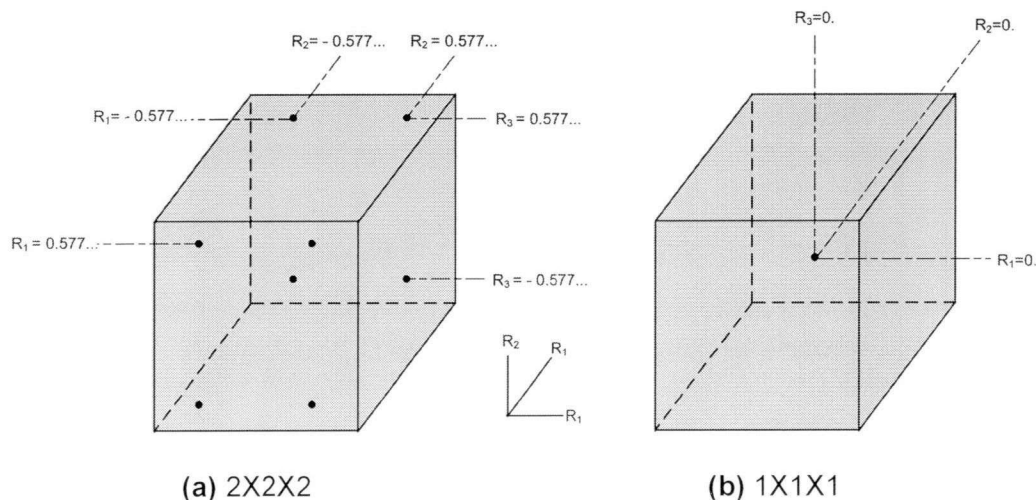


Fig.2.3 Location of gauss integration point in the 3dimensional hexahedral element

2.4 熱弾塑性大変形解析による溶接不整の予測

ここでは、先の実験に対し、微小変形理論および大変形理論を基本とした熱弾塑性解析を実施する。解析結果と実験結果^{2,3)}とを比較・検討し、熱弾塑性大変形解析結果の意義を明らかにすると共に、溶接不整を高精度に予測する際の解析ツールを明確にする。

2.4.1 解析モデル

解析モデルおよび要素分割を Fig.2.4 に示す。

解析に用いた母材、溶接ワイヤおよび溶接条件は 2.2 節の実験と同様である。また、材料の物理定数および機械的諸性質の温度依存性を Fig.2.5 に示す。

微小変形および大変形にかかわらず、熱弾塑性解析では同じ要素を用いた。

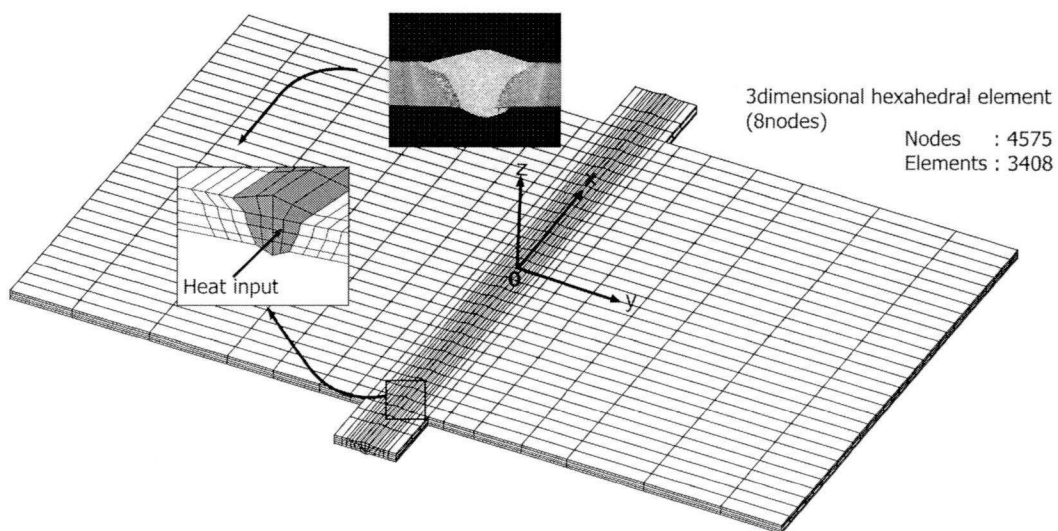
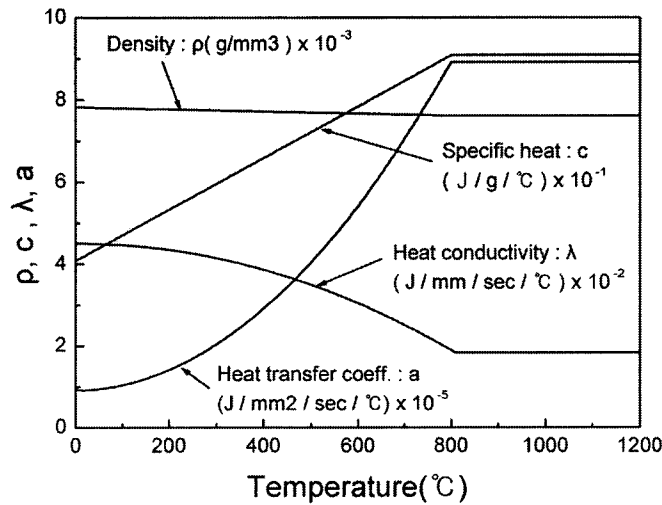
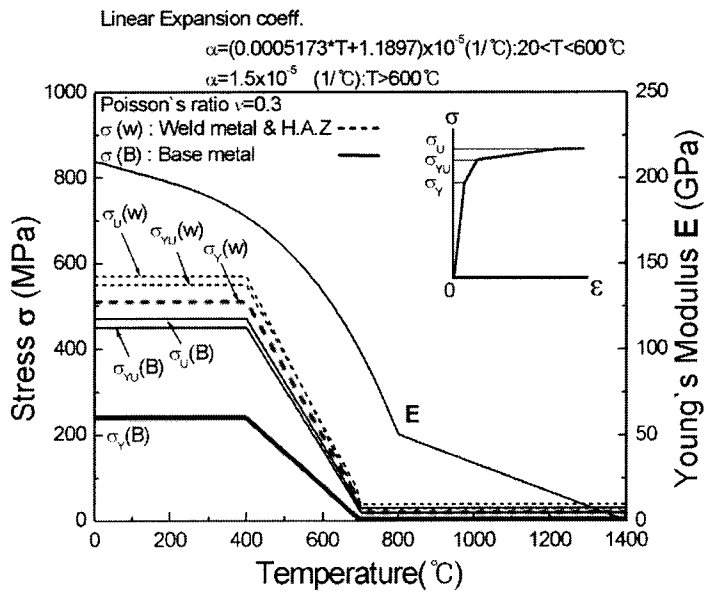


Fig.2.4 FEM grid



(a) Physical constants



(b) Mechanical properties

Fig.2.5 Temperature dependency of material

2.4.2 温度履歴

溶接変形および残留応力を高精度に求める際、外力に相当する温度履歴を精度良く再現することが必須である。

板上面 ($z=6\text{mm}$) において、 $y = -15, -30, -50, -80\text{mm}$ の4箇所で計測した実験^{2,3)}結果をシンボルで Fig.2.6 に示す。また、非定常熱伝導解析により得られた解析結果を図中に実線で示す。解析結果は温度履歴の計測結果を精度良く再現している。Fig.2.7 に非定常熱伝導解析により得られた等温度分布を示す。

次項で述べる熱弾塑性応力解析は、微小変形および大変形にかかわらず、同じ温度履歴を用いて行った。

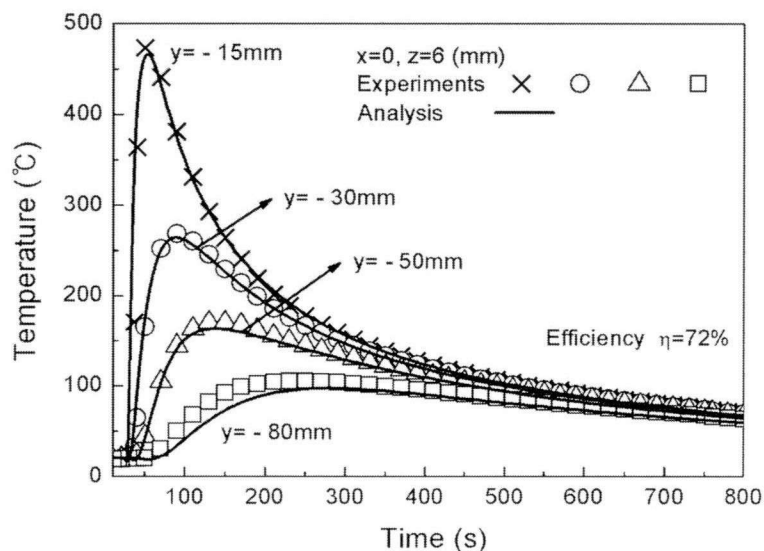


Fig.2.6 Temperature histories

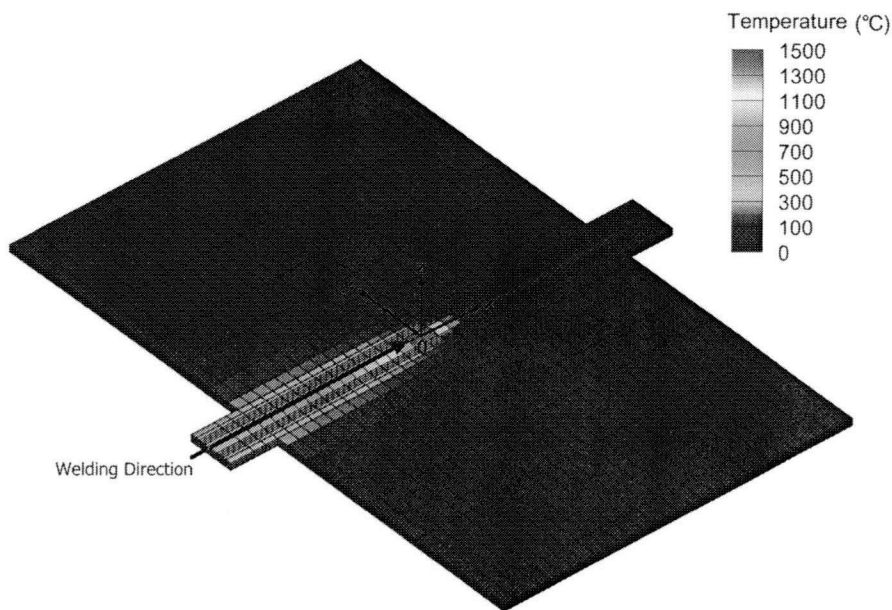


Fig.2.7 Isothermal contours

2.4.3 解析結果

面外変形を Fig.2.8 に示す。

微小変形理論に基づく解析結果 (IDT) が Fig.2.8(a), 大変形理論に基づく解析結果 (LDT) が Fig.2.8(b)である。これらの結果は相当応力 σ_{EQ} と降伏応力 σ_Y との比が最大 1.01 の結果^{2,3)}である。溶接部近傍に注目すると、縦曲り変形の傾向が異なっていると共に、変位の絶対値が大きく異なっていることが見て取れる。

板中央部 ($x=0\text{mm}$) における板幅方向 (y 方向) の変形、すなわち、角変形を示したのが、(Fig.2.9(a)) である。微小変形理論に基づく解析結果が図中の点線、大変形理論に基づく解析結果が実線である。図中のシンボル (○印) は実験結果である。

大変形理論に基づく結果 (LDT) は実験結果 (○印) および微小変形理論に基づく結果 (IDT) とは大きく異なっていることがわかる。一方、微小変形理論に基づく解析結果 (IDT) は実験結果を高精度に再現している。

供試体中央部 ($y=-10\text{mm}$) における x 軸に沿う縦曲り変形 (Fig.2.9(b)) に注目する。

上述したが、大変形理論に基づく解析結果 (LDT) は変形の生じる方向および絶対値共に、異なっていることがわかる。これに対し、微小変形理論に基づく解析結果 (IDT) は実験結果 (○印) を精度良く再現している。

以上のように、全ひずみを積分して得られる変形は、その都度座標軸が変化する Up-date Lagrangian の影響を大きく受けるため、面外変形の予測精度が低いことが明らかになった。

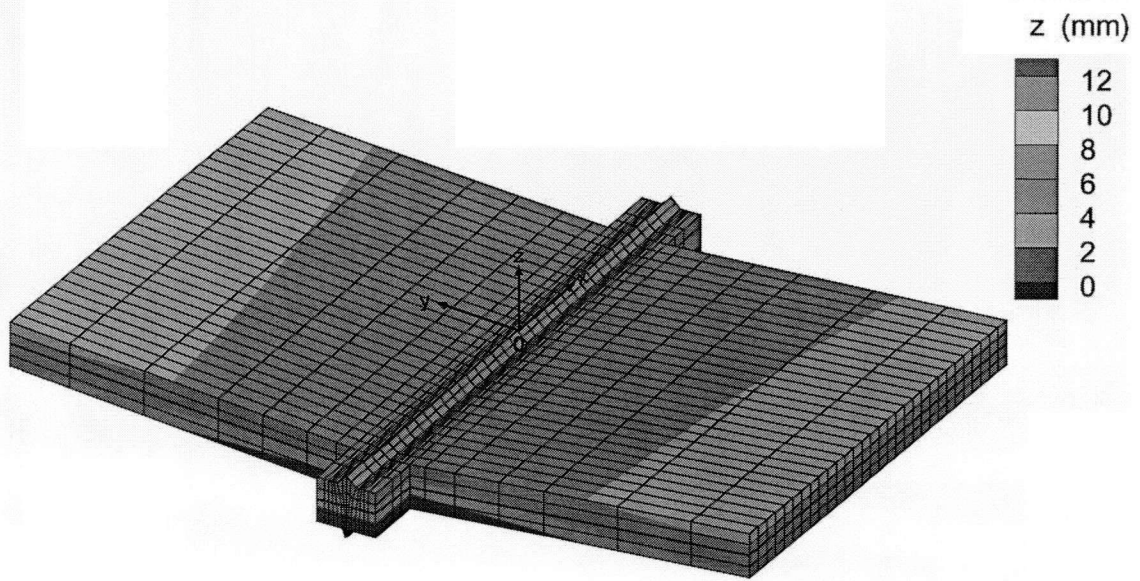
一方、残留応力に注目する。

微小変形理論に基づく解析結果 (IDT) が Fig.2.10, 大変形理論に基づく解析結果 (LDT) が Fig.2.11 である。溶接線に沿う溶接線方向成分 σ_x および溶接線直角方向成分 σ_y の分布に差はほとんどない。

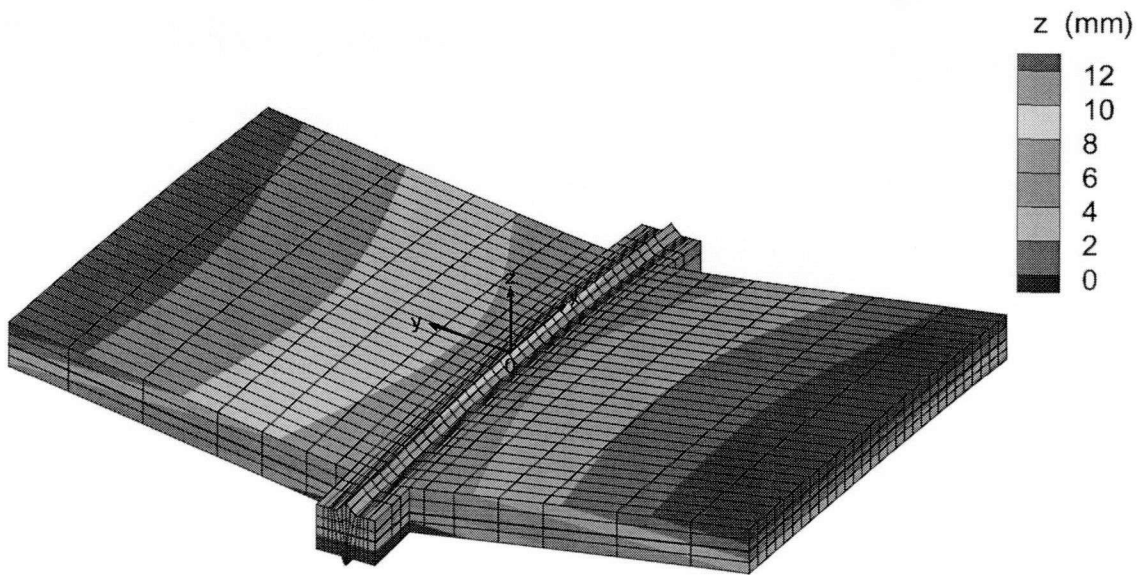
解析結果の代表として、板中央部 ($x=30\text{mm}$) の上表面 ($z=6\text{mm}$) における溶接線方向成分 σ_x および溶接線直角方向成分 σ_y の分布を Fig.2.12 に示す。図中の点線は微小変形理論に基づく解析結果 (IDT), 実線は大変形理論に基づく解析結果 (LDT) であり、シンボル (○印) は実験結果である。溶接変形とは異なり、三者とも良く一致している。

全ひずみの中で残留応力に対応するのは弾性ひずみのみであり、座標軸の変化を考慮する Up-date Lagrangian の影響を直接受けない。このため、全ひずみを積分して得られる溶接変形とは大きく異なり、得られる残留応力に差がなかったものと考えられる。

結果より、微小変形理論および大変形理論に関係なく、残留応力の予測精度は高いことを確認した。ただし、大変形解析は微小変形解析に比べ、CPU 時間は長い。このため、残留応力の予測においても、微小変形理論に基づく熱弾塑性解析を実施することを推奨する。

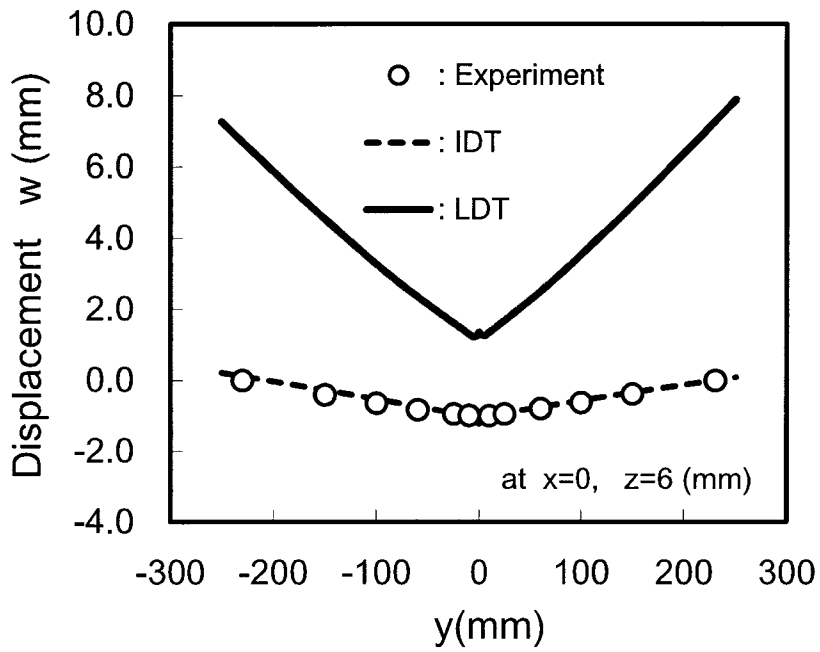


(a) Welding distortion (IDT)

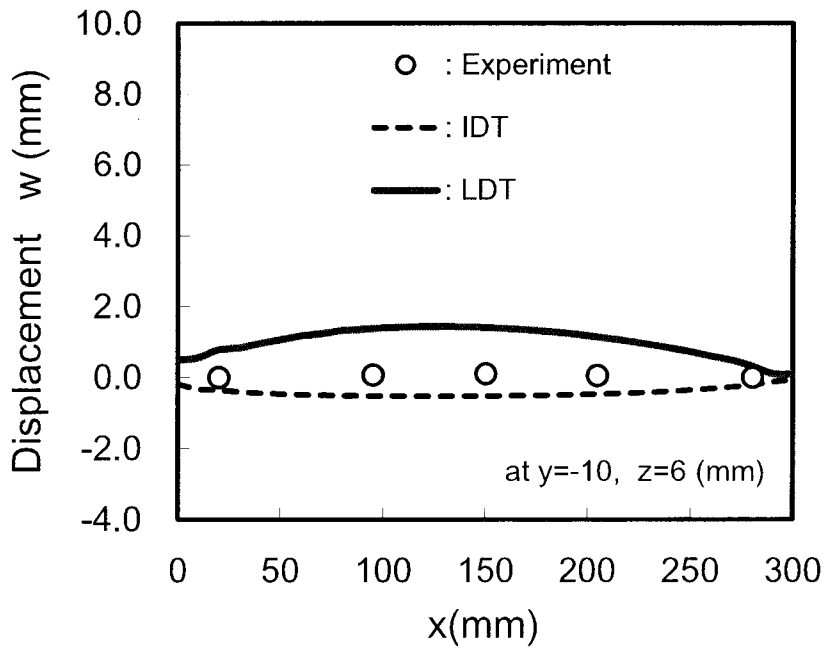


(b) Welding distortion (LDT)

Fig.2.8 Welding distortion

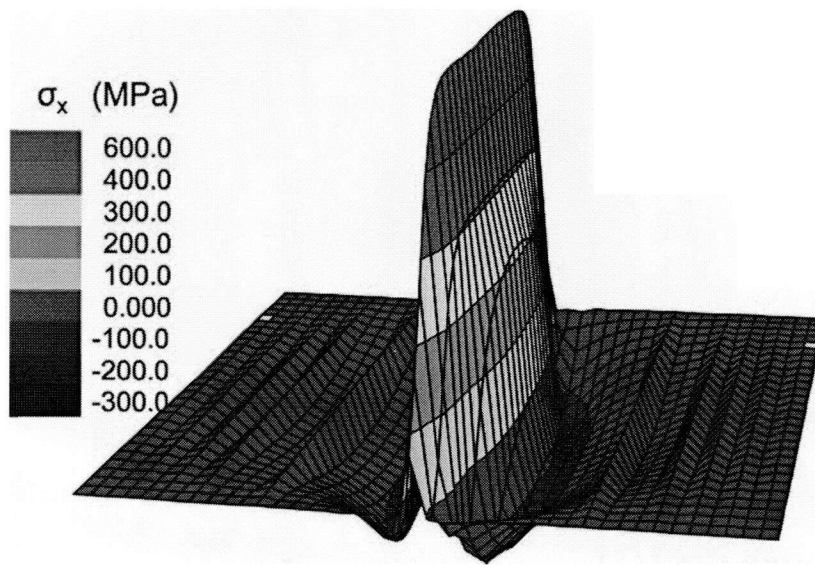


(a) Angular distortion

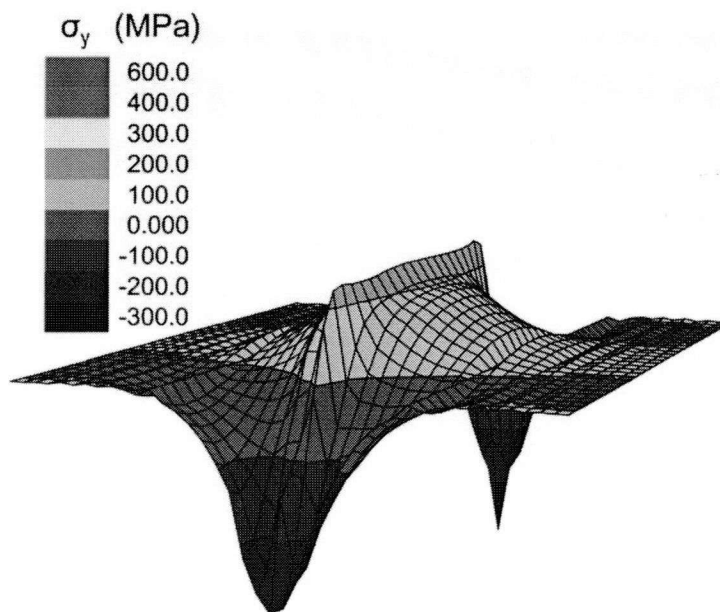


(b) Longitudinal bending distortion

Fig.2.9 Welding distortion

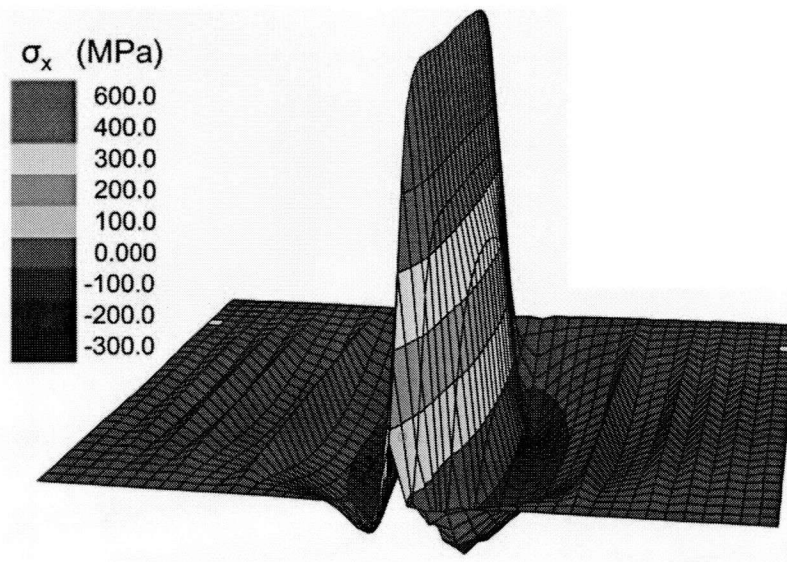


(a) Component along the welding line

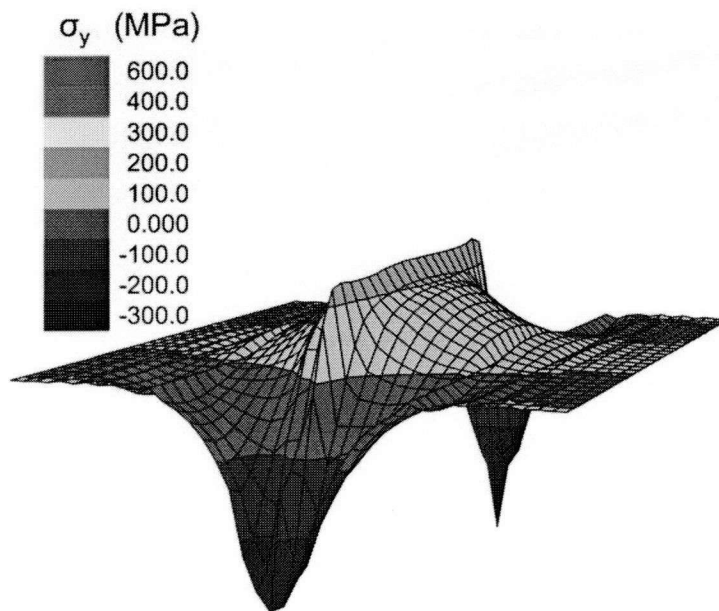


(b) Component perpendicular to the weld line

Fig.2.10 3-D distribution of residual stress (IDT)

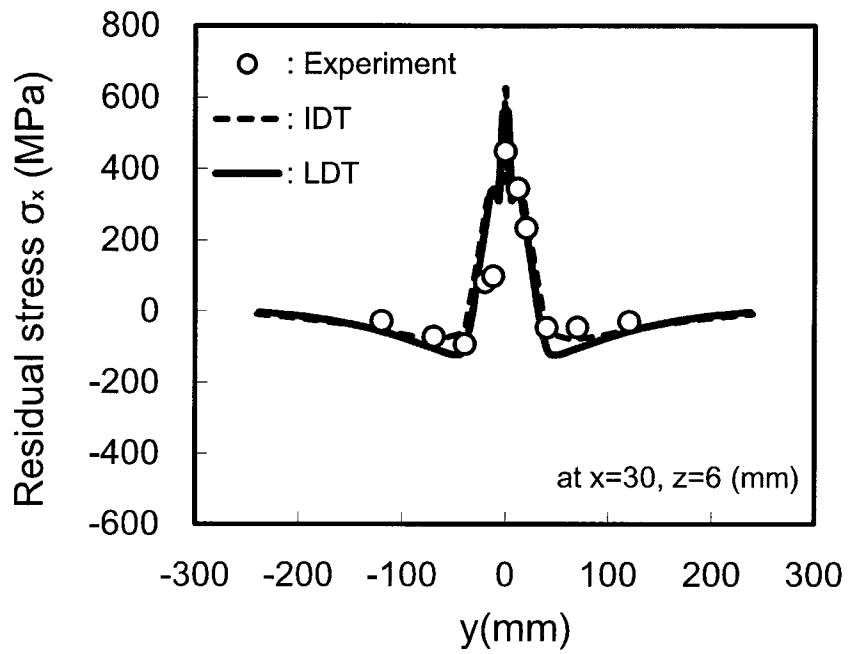


(a) Component along the welding line

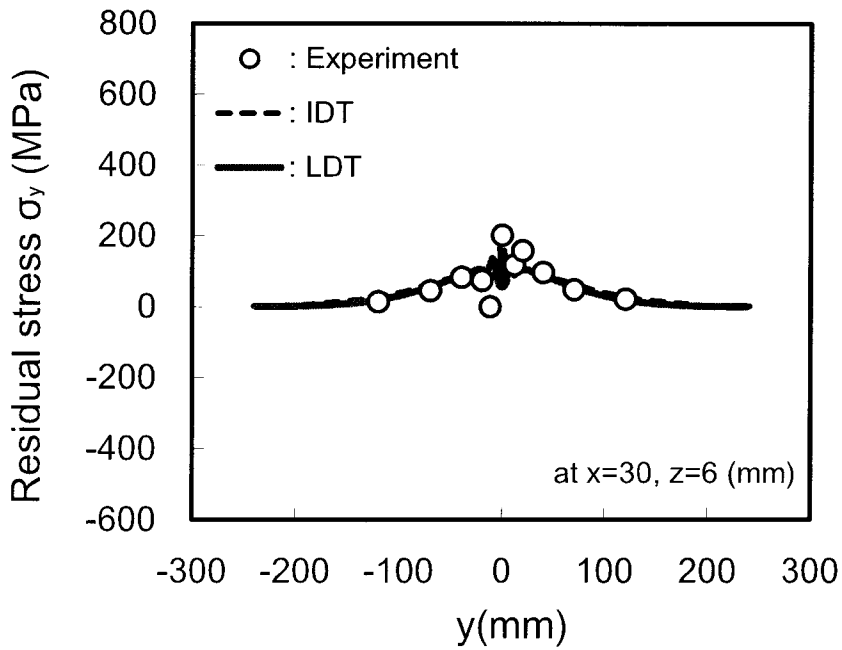


(b) Component perpendicular to the weld line

Fig.2.11 3-D distribution of residual stress (LDT)



(a) Component along the welding line



(b) Component perpendicular to the weld line

Fig.2.12 Residual stress

2.5 結言

本章では、新たに開発した大変形理論を基本とした熱弾塑性解析プログラムを用いて、突合せ溶接実験を忠実にシミュレーションした。得られた結果と微小変形理論に基づく熱弾塑性解析結果および実験結果と比較・検討し、大変形理論を基本とした熱弾塑性大変形解析で得られる溶接変形・残留応力の力学的意義を検討した。

得られた主な知見を以下に示す。

- (1) 微小変形に基づく熱弾塑性解析プログラムを熱弾塑性大変形解析プログラムに改造開発した。
- (2) 大変形理論に基づく解析結果は面外変形の予測精度が極端に低いことが明らかになった。このため、溶接変形の予測においては、ロッキング現象を解消（著者らは低減積分法を適用し、問題を解決している）した微小変形理論に基づく熱弾塑性解析により予測することを提案する。
- (3) 微小変形および大変形理論にかかわらず、溶接残留応力は高精度に予測できることを確認した。ただし、解析に要する CPU 時間は大きく異なる。残留応力の予測に際し、上記微小変形理論に基づく熱弾塑性解析を実施することを推奨する。

以上、溶接不整を高精度に予測するといった命題に対し、微小変形理論に基づく熱弾塑性解析を実施することにより、溶接不整が高精度に求められることを確認した。

第 2 章 参考文献

- 2.1) 金 裕哲：高精度溶接変形予測システムの開発，溶接学会平成 15 年度春季全国大会，特別セッション，pp. 21-22, 2003.
- 2.2) 金 裕哲，李 在翼，猪瀬幸太郎：すみ肉溶接で生じる面外変形の高精度予測，溶接学会論文集，Vol. 23, No. 3, pp. 431-435, 2005.
- 2.3) 金 裕哲，李 在翼，澤田 守，猪瀬 幸太郎：溶接変形の高精度予測における支配因子の正当性と一般性の検証，溶接学会論文集，Vol. 25, No. 3, pp. 450-454, 2007.
- 2.4) D-H. Park, M. Hirohata, Y-C. Kim: An Investigation for introducing welding imperfection in elastic-plastic large deformation analysis, Trans of JWRI, Vol.38, No.2, pp.87-93, 2009.12.
- 2.5) 例えば，井上達雄著：弾性力学の基礎，日刊工業新聞社，1979.
- 2.6) 例えば，日本塑性加工学会編：非線形有限要素法－線形弾解析から塑性加工解析まで－，コロナ社，1994.

第3章

3 次元溶接不整の提示とそれらの特徴

3.1 緒言

溶接により薄肉構造部材を製作する場合、電極の移動に伴って、開先部が溶着金属によって埋められていき、継手が形成される。そして、溶着金属（熔融金属）が置かれ、溶着金属は室温に冷却されるのみであるが、母材は溶着金属からの熱伝導により温度上昇し、やがて室温に冷却される。溶着金属の収縮と、母材の膨張・収縮が時間と場所によって異なる。これに起因し、溶接変形と残留応力が生じる。すなわち、溶接変形と残留応力は独立に生成されるものではなく、相関関係にある。

このように溶接により生じる変形は溶接線直角方向の収縮（横収縮）、溶接線方向の収縮（縦収縮）の面内変形と溶接線直角方向に板が折れ曲ったようになる変形（角変形）と溶接線方向の曲り変形（縦曲り変形）などの面外変形に大きく分類される。その中で、比較的大きい変形は角変形と縦曲り変形の面外変形である。また、溶接により生じる残留応力成分は全6成分あり、溶接線方向成分、溶接線直角方向成分、板厚方向成分の垂直応力3成分とせん断応力3成分に分類される。その中で、比較的薄板の場合、溶接線方向応力成分が最も大きく、次いで溶接線直角方向応力成分が大きく生成される。

前章において、溶接不整（溶接変形・残留応力）を高精度に予測するといった命題に対し、微小変形理論に基づく熱弾塑性解析を実施することを提案した。

本章では、微小変形理論に基づく熱弾塑性解析を行い、突合せ溶接およびすみ肉溶接で生じる3次元溶接不整を高精度に求めると共に、それらの特徴を明示する。

3.2 突合せ溶接

ここでは、突合せ溶接を対象として、溶接不整（溶接変形・残留応力）を求める。

3.2.1 解析モデル

解析モデルおよび座標系を Fig.3.1 に示す。

解析モデルの寸法の組合せを Table 3.1 に示す。板幅： b および板厚： t の変化に伴う溶接不整の特徴を明示するため、板長さ a ：300 (mm) および板厚 t ：6 (mm) 一定とし、板幅 b ：500, 320, 250 (mm) と変化させた。

ここでは、モデルの対称性を考慮し、モデルの 1/2 を解析対象とする。解析モデルの詳細を Fig.3.2 に示す。既往の実験結果^{3.1)}を参照し、溶接金属部の形状を決定した。なお、板厚方向は 4 分割した。境界条件は、剛体変位のみ拘束した。

溶接条件を Table 3.2 に示す。

母材は SM400 (降伏応力：255MPa)，溶接ワイヤは JIS Z3312 YGW11 (降伏応力：510MPa) である。材料の物理定数および機械的諸性質の温度依存性は前章の Fig.2.5 である。

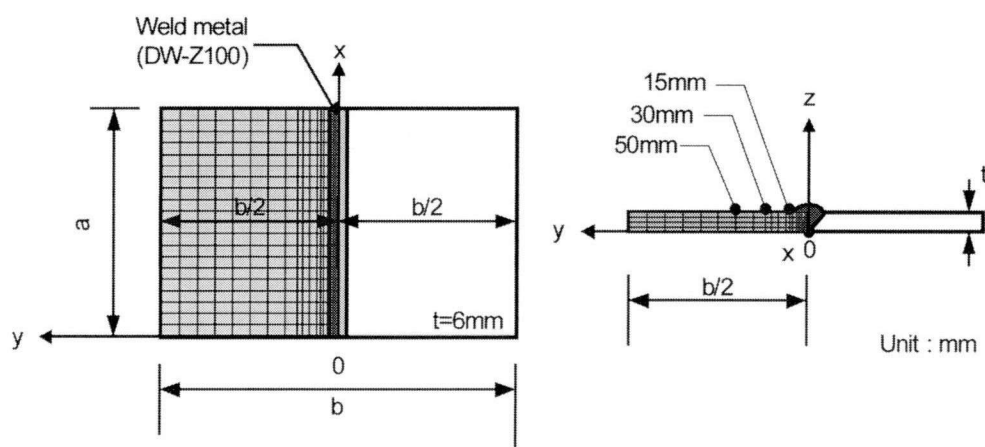


Fig.3.1 Coordinate system and model size

Table 3.1 Dimensions of analysis models (unit :mm)

Width ($b/2$)	Length (a)	Thickness (t)
250.0	300	6.0
160.0	300	6.0
125.0	300	6.0

Table 3.2 Welding condition

Wire	Shield Gas	Current (A)	Voltage (v)	Welding Speed (cm/min)
YGW11 Ø1.2	CO ₂	240	28	30

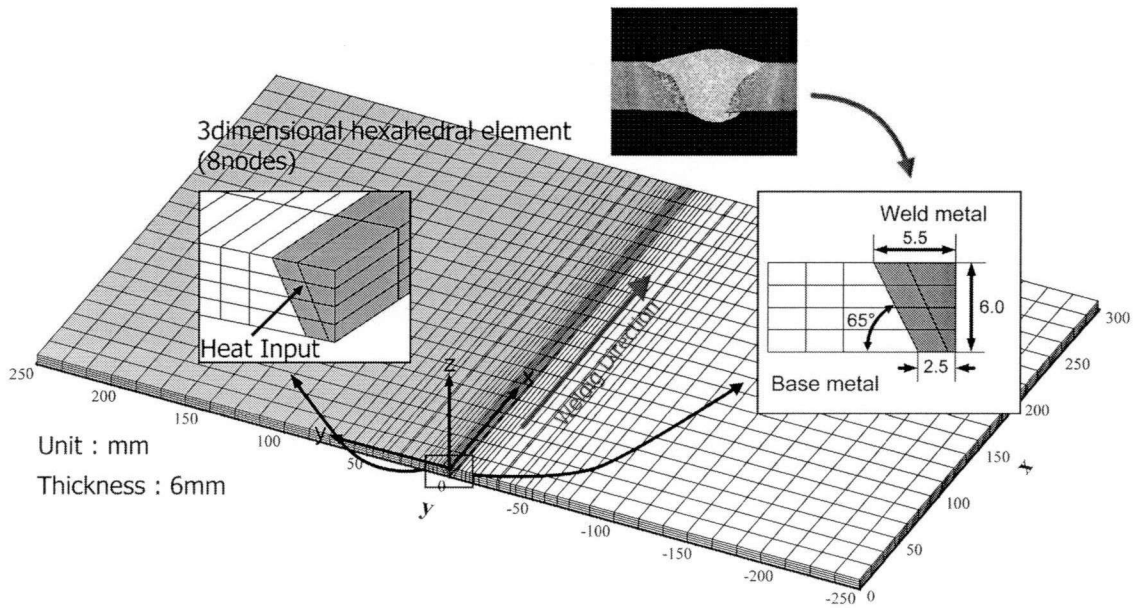
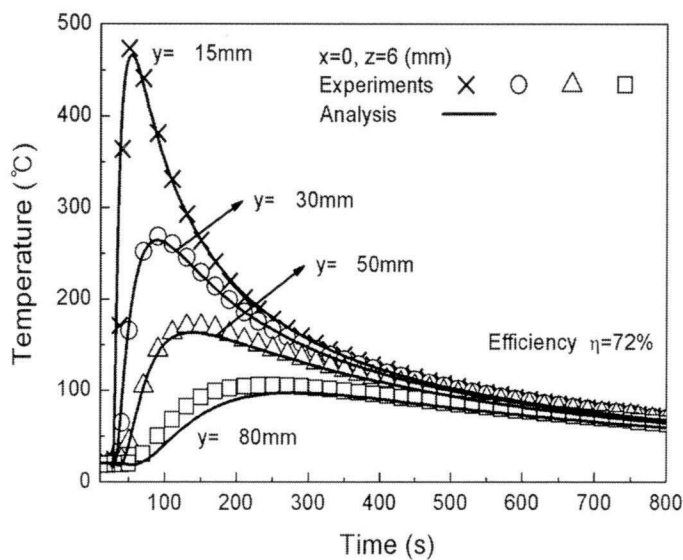


Fig.3.2 FEM grid of Analysis model

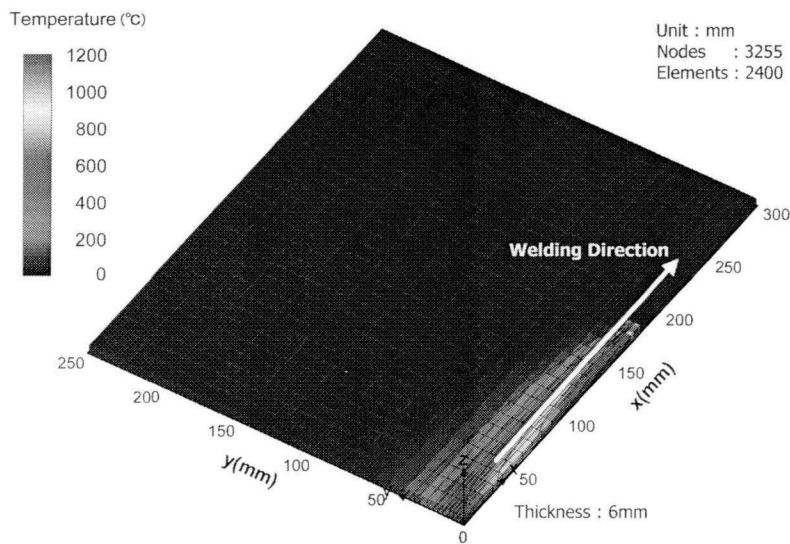
3.2.2 温度履歴

一例として、板幅 $b=500$ (mm) のモデルに対し、板中央 ($x=150$ (mm)) , 上面 ($z=6$ (mm)) において、板幅方向 $y=15, 30, 50$ (mm) の3箇所において計測した温度履歴^{3.1)}と非定常熱伝導解析で得られた結果を Fig.3.3 に示す。

解析結果は実験結果を精度良く再現しており、非定常熱伝導解析により、溶接に伴う温度履歴が精度良く再現できていることを確認した。



(a) Temperature histories



(b) Isothermal contour

Fig.3.3 Results of non-steady thermal conduction analysis

3.2.3 溶接変形

非定常熱伝導解析により得られた温度履歴を外力として、熱弾塑性応力解析を行った。

面外変形：角変形を Fig.3.4, 縦曲り変形を Fig.3.5 に示す。

角変形は V 字形であり、絶対値は板幅の増加と共に大きくなっている。また、板厚の増加と共に角変形は小さくなっている。板の曲げ剛性の大きさにより絶対値は変化するが、変形傾向は変わらないことを確認した。

一方、縦曲り変形であるが、変形傾向は全て凹形、溶接長一定としたため、板幅によらず、絶対値は最大約 0.4mm 一定となっている。また、板厚の増加と共に縦曲り変形は小さくなっているが、その傾向は変わらないことを確認した。

以上の結果より、角変形は板幅に、縦曲り変形は溶接長に依存することがわかった。

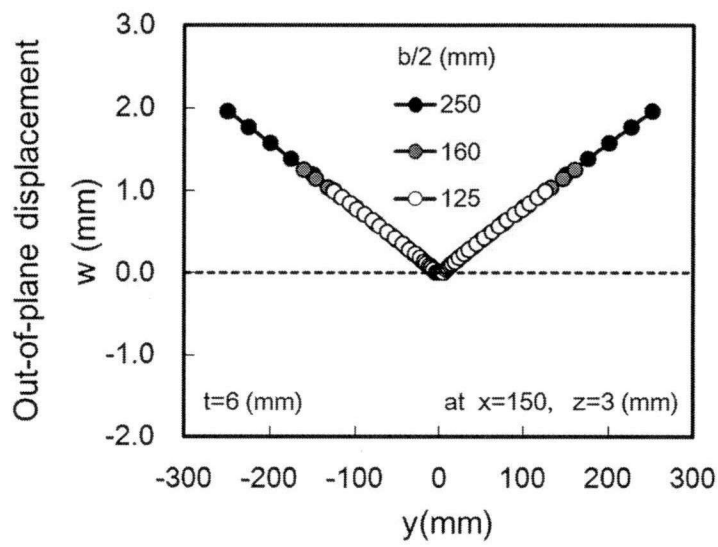


Fig.3.4 Angular distortion

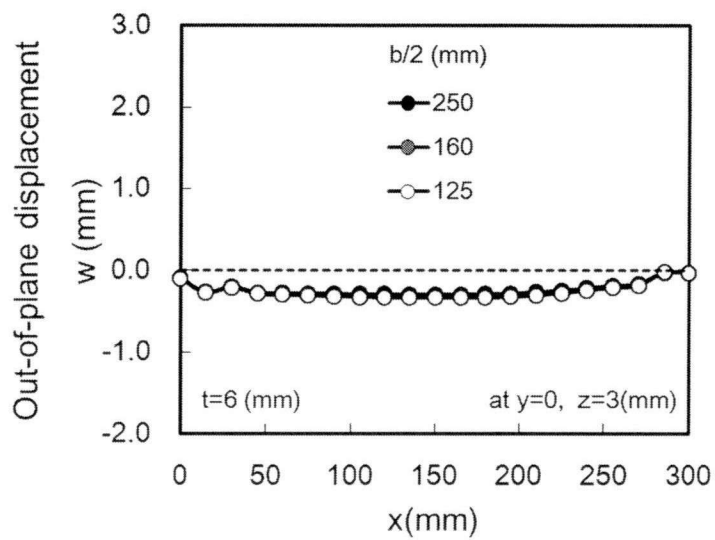


Fig.3.5 Longitudinal bending distortion

3.2.4 残留応力

溶接線直角方向に沿う残留応力分布を Fig. 3.6 および溶接線に沿う残留応力分布を Fig.3.7 に示す。なお、残留応力の絶対値は板厚方向 4 層の平均値を示している。

溶接線方向の応力成分： σ_x に注目する。

溶接線直角方向に沿う σ_x の分布 (Fig.3.6 (a)) を見ると、溶接金属 ($-5.5 \leq y \leq 5.5\text{mm}$) において、降伏応力： σ_y を越える大きな引張応力が生じている。ただし、相当応力は溶接金属の降伏応力に一致することを確認している。

板幅が種々変化しているにもかかわらず、引張応力の存在領域 ($-30 \leq y \leq 30\text{mm}$) は変わらないが、圧縮応力は、板幅によって分布形状が種々異なっている。板幅が狭い $b/2=125\text{mm}$ のモデルでは、板端部において母材の降伏応力にはほぼ等しい圧縮応力が生じている。これに対し、板幅の広い $b/2=250\text{mm}$ のモデルでは、板端部の圧縮応力はほぼゼロとなっている。溶接で生じる応力は、溶接金属の収縮に起因する引張応力が主であり、これに釣合うように圧縮応力が生成される。このため、板幅により圧縮応力の分布は種々変化することになる。

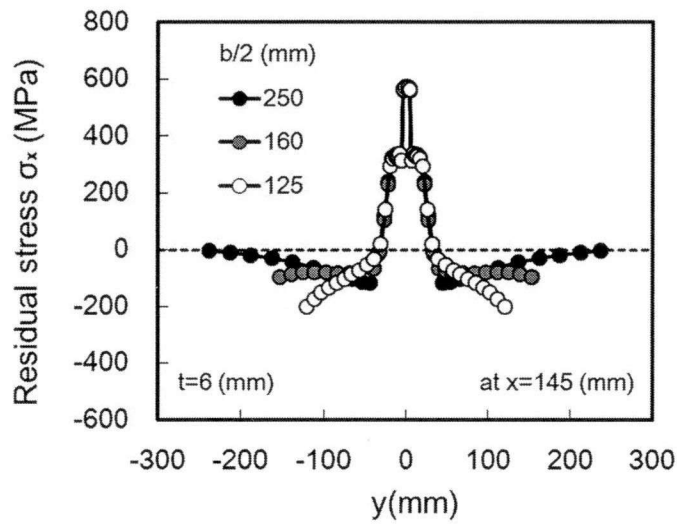
溶接線に沿う σ_x の分布 (Fig.3.7 (a)) を見ると、溶接の始末端部を除き、一様に大きな引張応力が生じている。

溶接線直角方向の成分： σ_y に注目する。

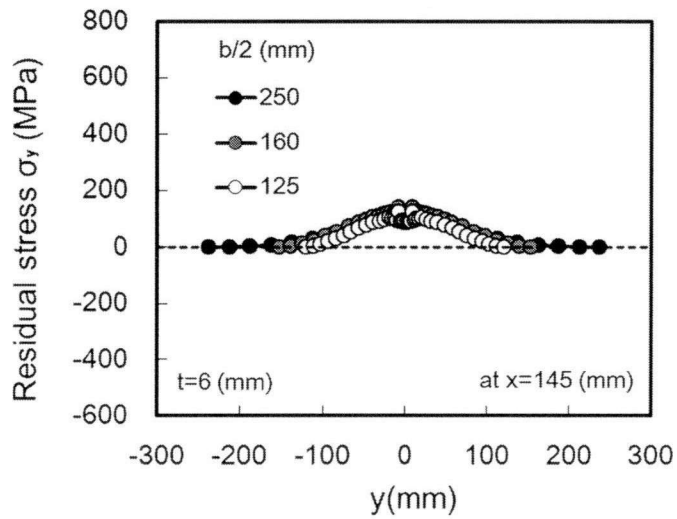
溶接金属において、最大 130MPa 程度生じている (Fig.3.6 (b))。また、溶接線に沿う分布は、板中央部は引張、これと自己平衡するように、溶接始末端部は大きな圧縮となる (Fig.3.7 (b))。

板厚方向の成分： σ_z に注目すると、ほぼゼロ (Fig.3.6 (c), Fig.3.7 (c)) となっている。これが、薄板を対象とする場合、平面応力として取扱う根拠である。

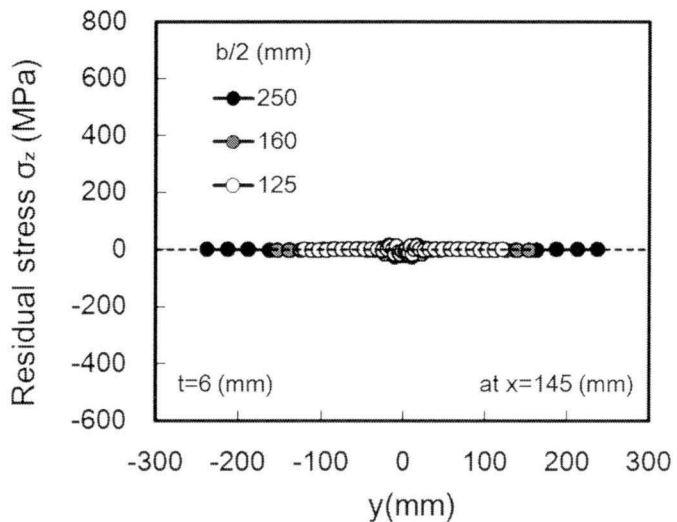
以上の結果より、突合せ溶接で生じる溶接残留応力の特徴は、溶接線方向応力成分 σ_x は、板幅の大きさにより圧縮応力の分布が種々変化する。溶接線直角方向応力成分 σ_y は、溶接始末端部において大きな圧縮応力が生じる。また、板厚方向応力成分： σ_z は、ほぼゼロである。



(a) Distribution of σ_x

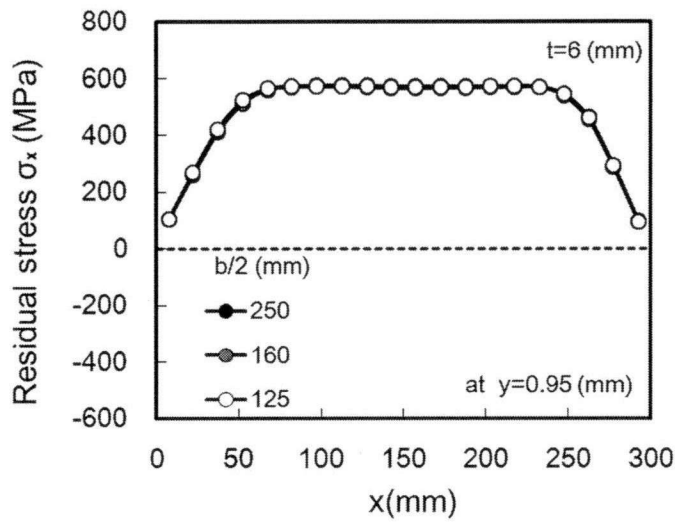


(b) Distribution of σ_y

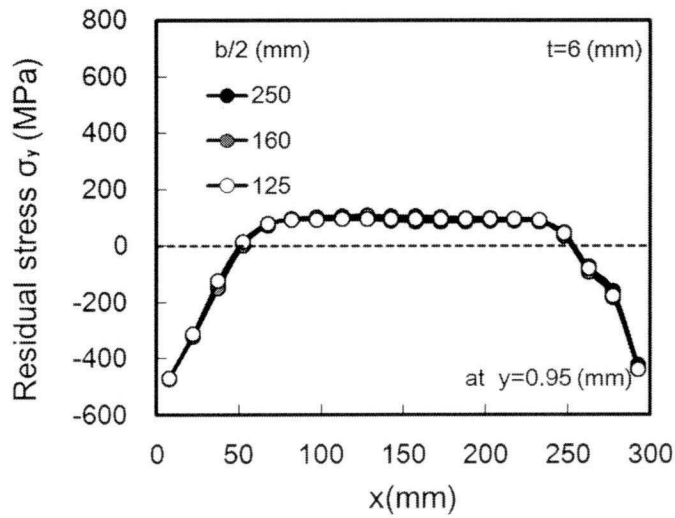


(c) Distribution of σ_z

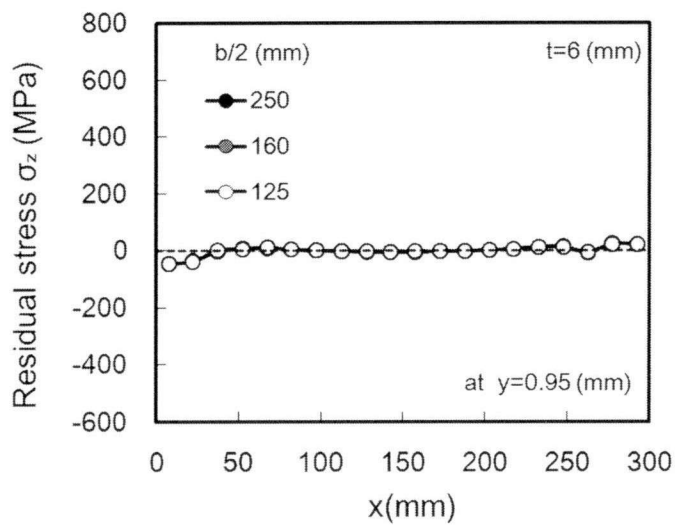
Fig.3.6 Welding perpendicular direction distribution of residual stress



(a) Distribution of σ_x



(b) Distribution of σ_y



(c) Distribution of σ_z

Fig.3.7 Welding direction distribution of residual stress

3.3 すみ肉溶接

ここでは、すみ肉溶接を対象として、T形部材モデルおよび同じ構造が幅方向に連続する補剛板を想定したモデルの溶接不整（溶接変形・残留応力）を求める。

3.3.1 解析モデル

解析モデルを Fig.3.8 に示す。

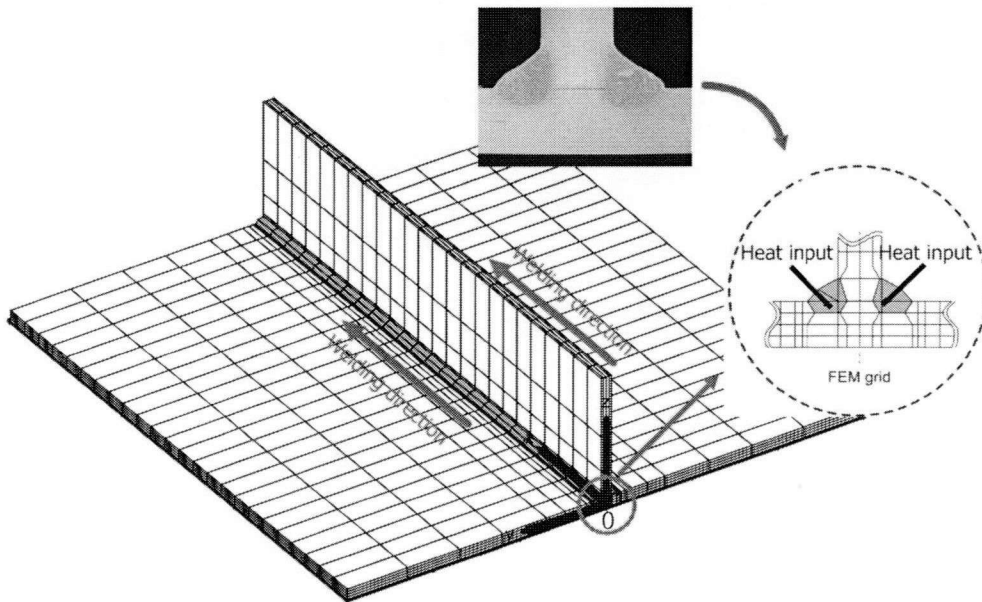
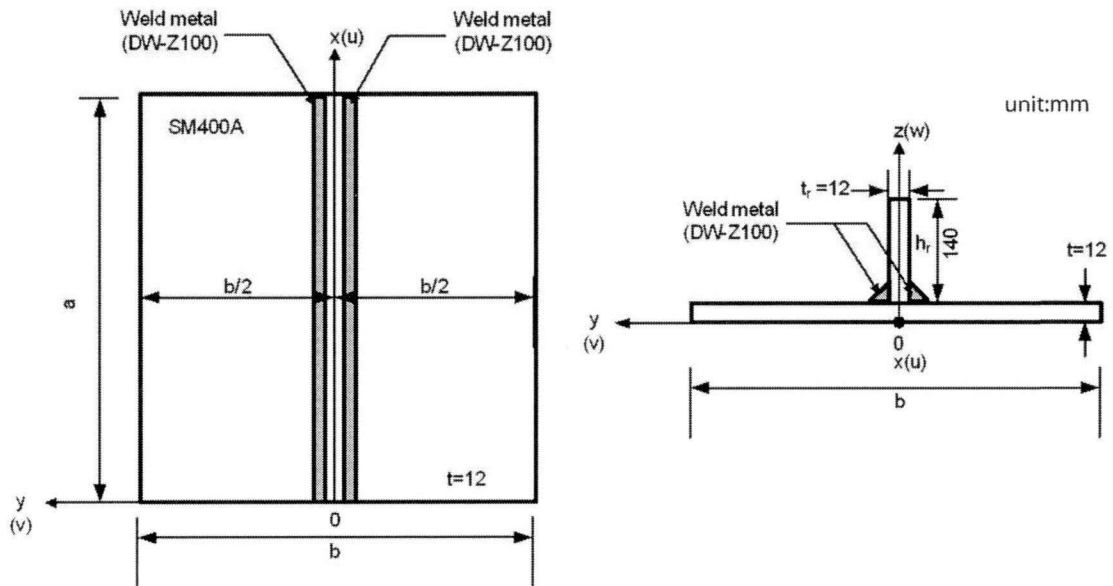
板長 $a=600\text{mm}$ 、板幅 b 、板厚 $t=12\text{mm}$ のスキンプレートに、板厚 $t_r=12\text{mm}$ 、高さ $h_r=140\text{mm}$ の補剛材をすみ肉溶接するものとする。なお、板幅 b は、 313mm 、 416mm 、 625mm の3種類とする。すみ肉溶接は補剛材を挟み左右同時になされるものとする。

I桁の圧縮フランジなどを想定したT形モデル（Tモデルと称す）と、箱桁の圧縮フランジなど、同じ構造が幅方向に連続する補剛板を想定したモデル（Cモデルと称す）の二種類に対し、溶接不整（溶接変形・残留応力）を求める。

境界条件であるが、Tモデルは剛体変位のみ拘束した。これに対し、Cモデルは、剛体変位を拘束すると共に、連続条件を考慮し、 $y=\pm b/2$ における節点の y 方向変位を全て拘束した。ただし、 $y=\pm b/2$ における面外たわみおよび回転は自由である。

母材は SM400 および溶接ワイヤは JIS Z3312 YGW11 を用いた。材料の物理定数および機械的諸性質の温度依存性は前章の Fig.2.5 に示している。

溶接条件は、電流： $300(\text{A})$ 、電圧： $35(\text{V})$ 、溶接速度： $45(\text{cm}/\text{min})$ である。



Boundary condition at $y=\pm 0.5b$

T model

u : Free
v : Free
w : Free

C model

u : Free
v : Fix
w : Free

CO₂ arc welding

Current 300A
Voltage 35V
Speed 45cm/min
Heat input 14kJ/cm

Fig.3.8 Analysis model

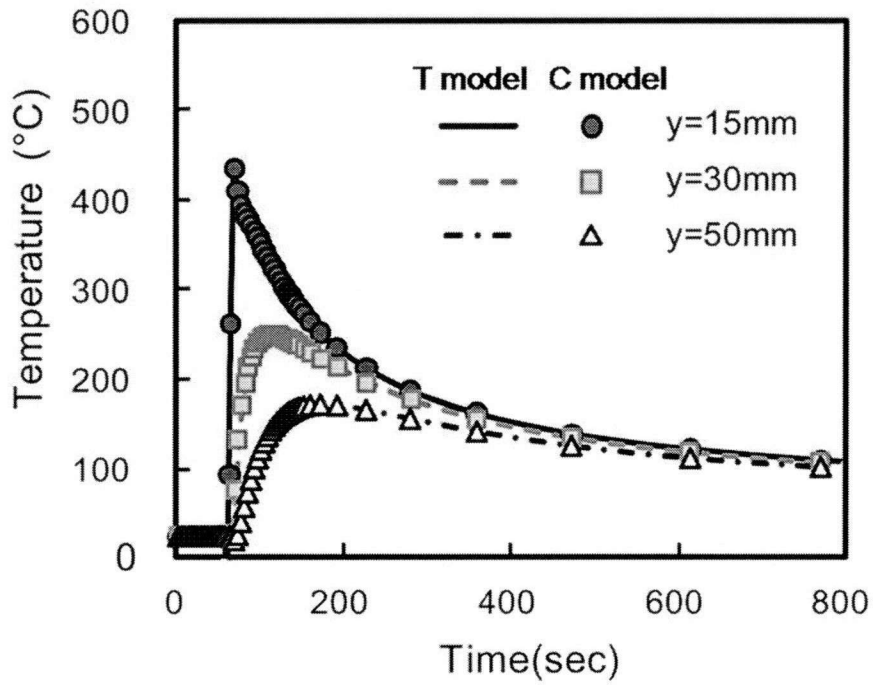
3.3.2 温度履歴

非定常熱伝導解析により T モデルと C モデルの温度履歴を求めた。

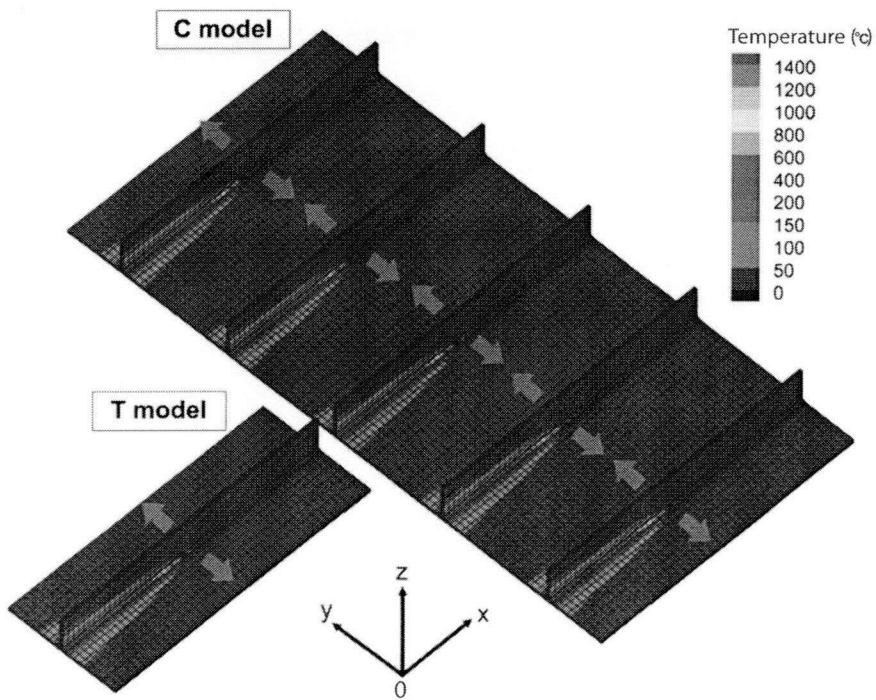
一例として、板幅 $b=416$ (mm) のモデルに対し、板中央 ($x=300$ (mm))、上面 ($z=12$ (mm)) において、板幅方向 (y 方向) の 3 箇所： $y=15, 30, 50$ (mm) の温度履歴を Fig.3.9 に示す。

C モデルにおいて、板幅方向の板端部 ($y=\pm 208$ (mm)) は連続しており、板端部で熱は伝導することなく、熱反射することになる。解析結果によれば、C モデルにおいても、板端部において熱伝達する T モデルと熱履歴はほぼ同じであり、この程度の板幅であれば、板幅が温度履歴に及ぼす影響は小さいことがわかる。

上述の非定常熱伝導解析により得られた温度履歴を用い、以下で述べる熱弾塑性応力解析を行った。



(a) Temperature histories



(b) Isothermal contours

Fig.3.9 Results of non-steady thermal conduction analysis

3.3.3 溶接変形

TモデルおよびCモデルの溶接面外変形を Fig.3.10 および Fig.3.11 に示す。

角変形は、Tモデル (Fig.3.10(a)) およびCモデル (Fig.3.11(b)) 共に、板幅に比例して大きくなっている。その大きさは、Tモデルでは約 $b/140$ であり、Cモデルでは約 $b/330$ である。また、板端部が自由な Tモデルの角変形は板端部が連続するCモデルに比べて大きく、板端部の境界条件の違いにより、角変形の形状も異なっている。

一方、縦曲り変形は、Tモデル (Fig.3.11(a)) およびCモデル (Fig.3.11(b)) 共に、凸形であり、絶対値はTモデルでは最大約0.23mm、Cモデルでは最大約0.33mmと角変形に比べて小さい。

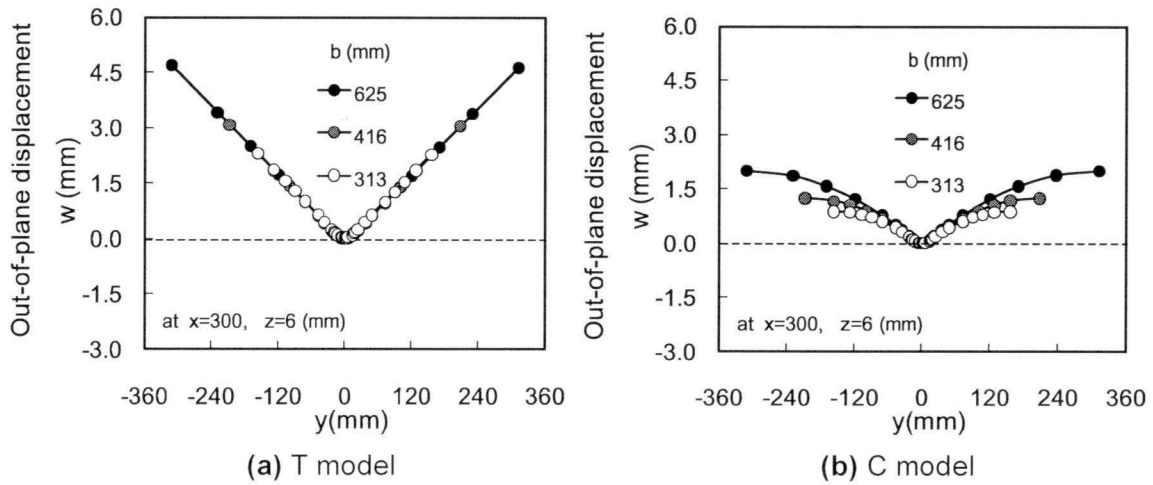


Fig.3.10 Angular distortion

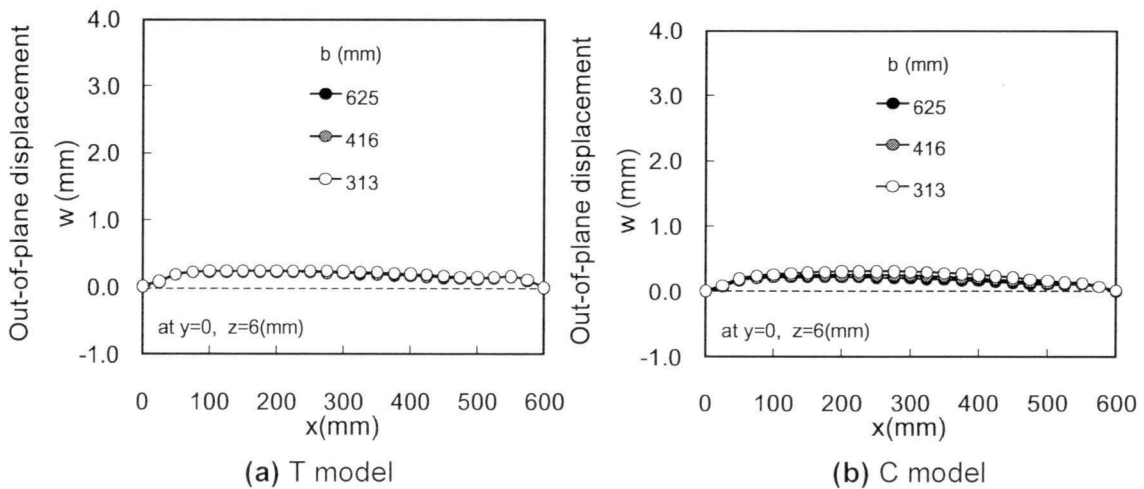


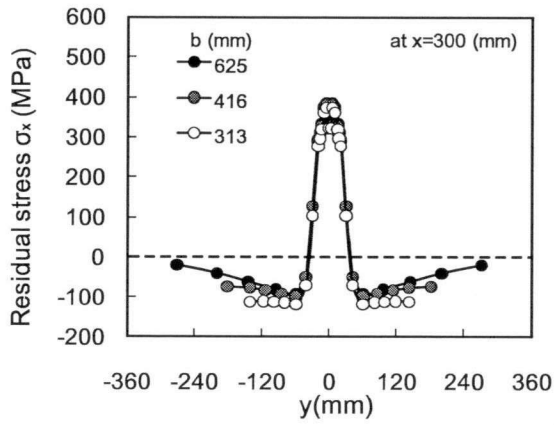
Fig.3.11 Longitudinal bending distortion

3.3.4 残留応力

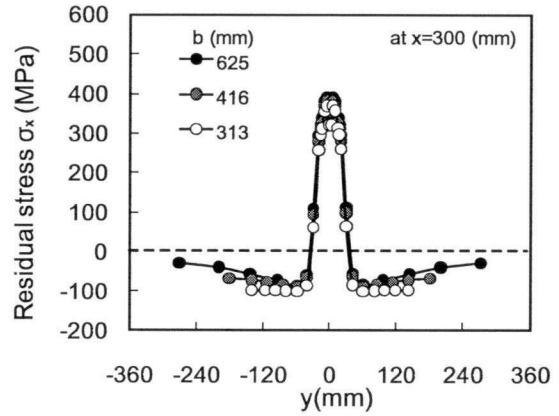
スキンプレートに生じた残留応力：溶接線方向応力成分 σ_x の溶接線直角方向の分布を Fig.3.12, 溶接線直角方向応力成分 σ_y の溶接線直角方向の分布を Fig.3.13 に示す。なお、残留応力は板厚方向 4 層の平均値を示している。

溶接線方向応力成分 σ_x であるが、T モデル (Fig.3.12(a)) および C モデル (Fig.3.12(b)) 共に、板幅によらず引張応力の存在する領域 ($-50\text{mm} \leq y \leq 50\text{mm}$) と絶対値はほぼ同じである。ところが、引張応力と釣り合うべく生成される圧縮応力は板幅に依存して種々変化することになる。板幅が小さい場合 ($b=313\text{mm}$)、T モデル、C モデル共に、 $y=\pm b/2$ の近傍において最大 120MPa 程度の圧縮応力が生じているのに対し、板幅が大きくなる ($b=625\text{mm}$) と、スキンプレート端部における圧縮応力はほぼゼロとなっている。

溶接線直角方向応力成分 σ_y であるが、Tモデル (Fig.3.13(a)) では、板幅によらず応力はほぼゼロである。これに対し、Cモデル (Fig.3.13(b)) では、板幅が小さいほど、大きな引張応力が生じている。板幅が小さい場合 ($b=313\text{mm}$)、降伏応力の60%程度の引張応力が生じている。Cモデルでは、板幅が小さいほど、板幅方向の収縮が相対的に大きくなり、 $y=\pm b/2$ の断面においてこれを拘束するためである。

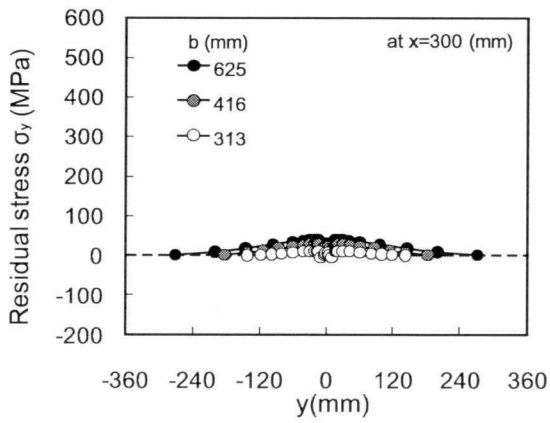


(a) T model

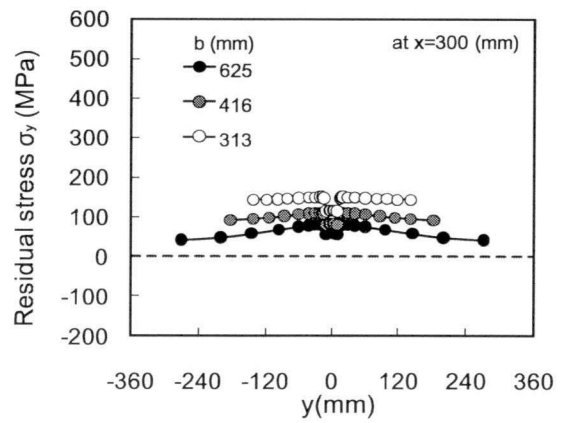


(b) C model

Fig.3.12 Welding perpendicular direction distribution of σ_x



(a) T model



(b) C model

Fig.3.13 Welding perpendicular direction distribution of σ_y

3.4 結言

本章では、微小変形理論に基づく熱弾塑性解析により、突合せ溶接およびすみ肉溶接で生じる3次元溶接不整（溶接変形・残留応力）を提示すると共に、それらの特徴を明示した。得られた主な知見を以下に示す。

突合せ溶接により生じる溶接不整の特徴；

- (1) 角変形はV字形であり、絶対値は板幅の増加と共に大きくなる。
- (2) 縦曲り変形は凹形、溶接長が一定の場合、絶対値は板幅によらず一定となる。
- (3) 溶接の場合、溶接金属の収縮が応力生成の主因であり、溶接線方向応力成分 σ_x の板幅方向の分布は、溶接金属に生成される引張応力が主であり、これに釣合うように圧縮応力が生じる。このため、板幅により圧縮応力の形態は種々変化する。
- (4) 溶接線直角方向応力成分 σ_y の溶接線に沿う分布は、拘束の緩い板中央部は小さな引張となり、これと自己平衡するため、溶接始末端部は大きな圧縮となる。
- (5) 薄板の場合、板厚方向の応力成分 σ_z は、全領域でほぼゼロであることを確認した。これが、薄板を対象とする場合、平面応力場と仮定する根拠となっている。

すみ肉溶接により生じる溶接不整の特徴；

- (6) 突合せ溶接と同様、角変形は板幅に比例して大きくなるが、縦曲り変形は板幅によらずほぼ一定となる（溶接長が一定のため）。
- (7) 溶接線方向応力成分 σ_x は、TモデルおよびCモデル共に、板幅によらず引張応力の大きさおよびその存在領域はほぼ同じであった。また、引張応力に釣合うため、板幅に応じて圧縮応力の大きさおよびその分布は種々変化する。
- (8) 溶接線直角方向応力成分 σ_y は、Tモデルの場合、残留応力はほぼゼロであった。これに対し、連続補剛板モデルの場合、板幅方向の面内変位が拘束されるため、降伏応力の40-60%程度の引張応力が生じる。

以上、溶接不整（溶接変形・残留応力）は、被溶接物の剛性（寸法など）に大きく依存する。剛性が小さければ大きく変形し、残留応力は小さい。これに反し、剛性が大きいと、変形は小さくなるものの、残留応力は大きく生成されることになる。

第3章 参考文献

- 3.1) 金 裕哲, 李 在翼, 澤田 守, 猪瀬 幸太郎: 溶接変形の高精度予測における支配因子の正当性と一般性の検証, 溶接学会論文集, Vol. 25, No. 3, pp. 450-454, 2007.

第 4 章

弾塑性大変形解析に導入する溶接不整の再現とその精度

4.1 緒言

圧縮板の耐荷力や終局強度を予測する場合、溶接不整（溶接変形・残留応力）を考慮した弾塑性大変形解析が一般に行われる。溶接不整の予測から耐荷力評価まで、大変形理論に基づく一連の解析を実施すべきであるが、第 2 章で述べたように、大変形理論に基づく熱弾塑性解析により得られる溶接変形の精度は高くない。したがって、前章において、微小変形理論に基づく熱弾塑性解析を実施し、3 次元溶接不整を精度高く求めた。

ところで、第 1 章で述べたが、微小変形理論に基づく熱弾塑性解析により求めた溶接不整を弾塑性大変形解析における初期不整として導入すると、双方の理論の違いにより、高精度に再現できない場合があることを指摘した⁴⁾¹⁾。

本章では、微小変形理論に基づく熱弾塑性解析で求めた 3 次元溶接不整を初期不整モデルとして弾塑性大変形解析に導入し、溶接不整の導入時に生じる問題点を明らかにすると共に、不整を再現する際の精度支配因子を特定する。また、溶接不整を高精度に再現するひとつの方法を提示する。

4.2 溶接不整の導入と再現精度

ここでは、前章で求めた突合せ溶接で生じる溶接不整（溶接変形・残留応力）を弾塑性大変形解析における初期不整モデルとして導入し、溶接不整の再現精度を確認する。

4.2.1 弾塑性大変形解析モデル

薄板 2 枚を突合せ溶接した場合の解析モデルを Fig.4.1 に示す。

解析モデルの寸法であるが、板長さ a : 300 (mm) 一定で、板幅 : $b/2$ (=250, 160, 125 (mm)) , 板厚 : t (6 , 9, 12(mm)) と変化させた。

要素分割等は前章で用いた熱弾塑性解析の場合と同じである。なお、板厚の変化に伴い溶接入熱量は変化するが、ここでは、単位板厚当りの入熱量を一定として、板厚に応じて入熱量を変化させた。

母材 (SM400) および溶着金属 (JIS Z3312 YGW11) の機械的諸性質は 2 章の Fig.2.5 に示す通りである。

境界条件は周辺単純支持（板厚中央における節点の変位を拘束）^{4,2)}とする。

初期不整であるが、微小変形理論を基本とした熱弾塑性解析で求めた溶接変形を初期節点座標とし、残留応力を初期応力として弾塑性大変形解析に導入する。そして、無荷重状態で剛性方程式を解き、得られる変形と残留応力が初期値として導入した溶接不整（溶接変形・残留応力）と比較検討し、溶接不整が精度良く再現できるか否かを確認する。

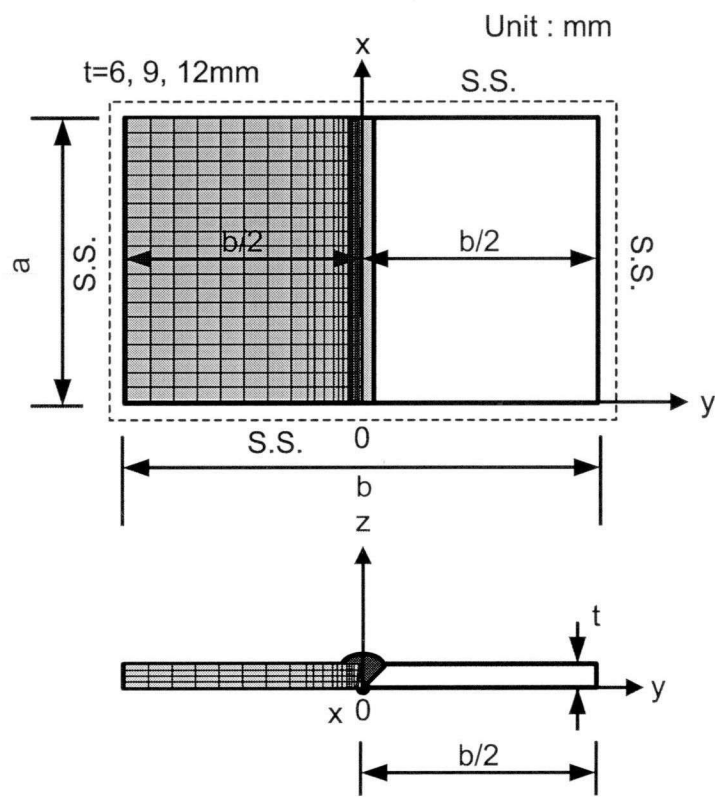


Fig.4.1 Analysis model

4.2.2 解析結果

ここでは、板厚 6mm および 12mm に注目し、溶接不整の再現結果を Fig.4.2~Fig.4.9 に示す。図中、実線は溶接不整の導入値 (Input) であり、シンボルは溶接不整の再現結果 (Output) である。

板厚 6mm の場合 (Fig.4.2~Fig.4.5) , 角変形の再現結果 (Fig.4.2) は、導入値に比べ絶対値が小さい。また、縦曲り変形 (Fig.4.3) は、導入した形状 (凹形) とは異なる形状 (凸形) となっている。以上のように、角変形、縦曲り変形は共に、導入した溶接変形とは異なった結果となっている。

一方、溶接残留応力に注目する。

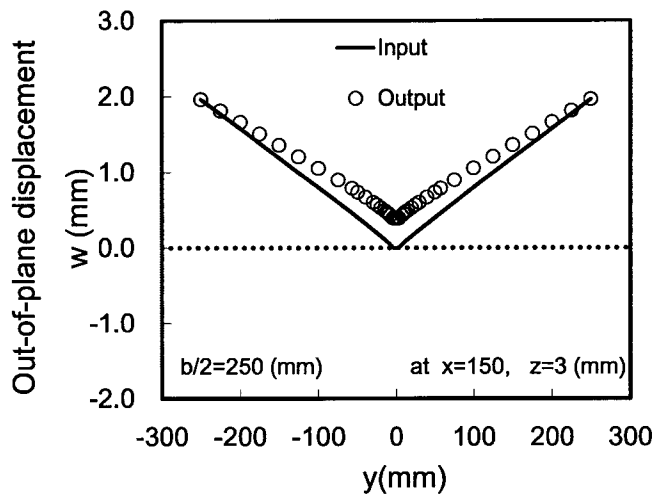
代表として、板上面の要素の応力値に注目する。

溶接線方向応力成分 σ_x の板幅 (y 方向) に沿う分布 (Fig.4.4) および溶接線直角方向応力成分 σ_y の溶接線 (x 方向) に沿う分布 (Fig.4.5) は共に、導入した値が精度良く再現できている。

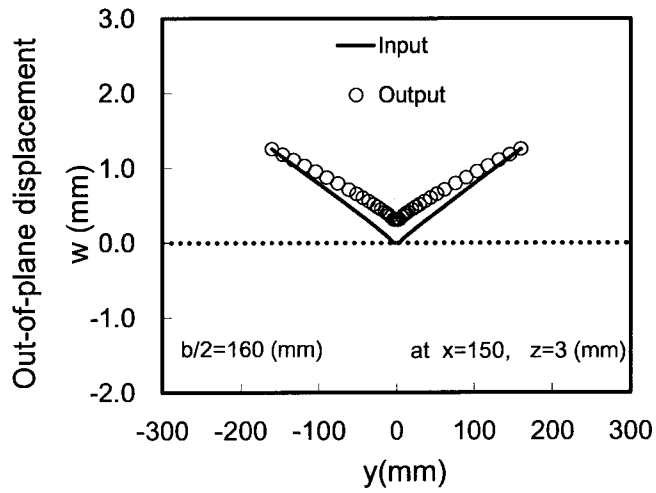
次に、板厚 12mm の場合 (Fig.4.6~Fig.4.9) に注目する。

この場合、溶接変形 (Fig.4.6~Fig.4.7) および溶接残留応力 (Fig.4.8~Fig.4.9) は共に、導入した溶接不整 (溶接変形・残留応力) を精度良く再現している。

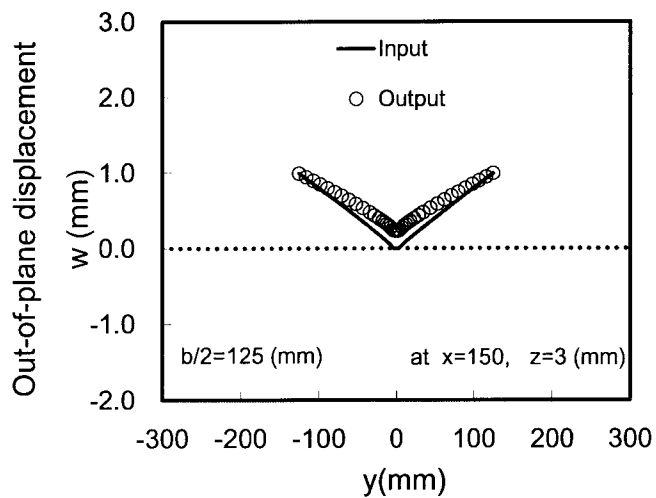
次節において、これらの理由を考える。



(a) $b/2=250$ mm

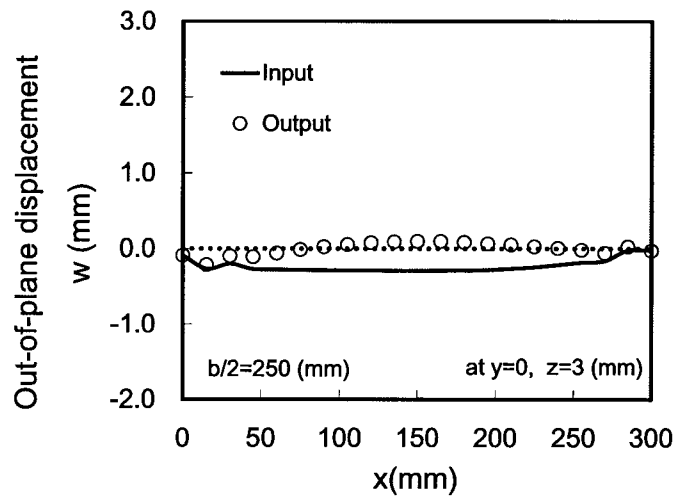


(b) $b/2=160$ mm

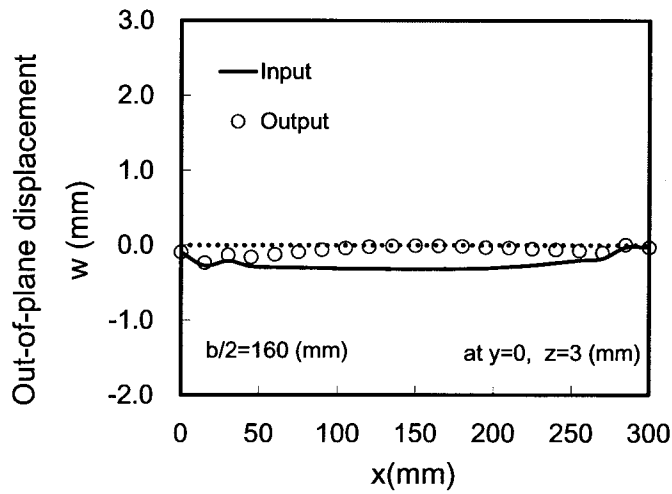


(c) $b/2=125$ mm

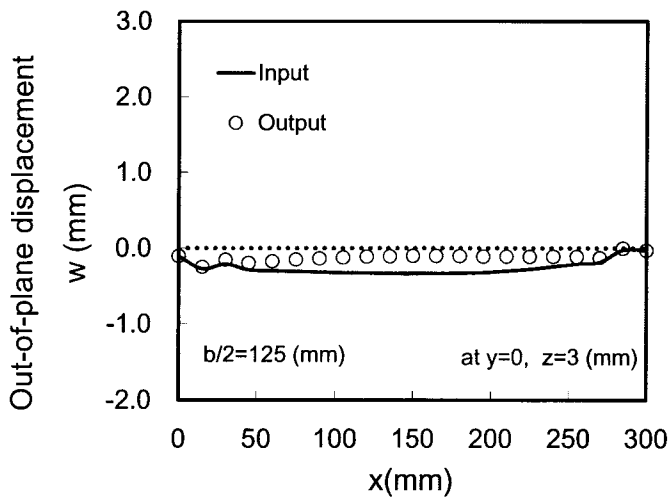
Fig.4.2 Reproducing results of angular distortion ($t=6$ mm)



(a) $b/2=250$ mm

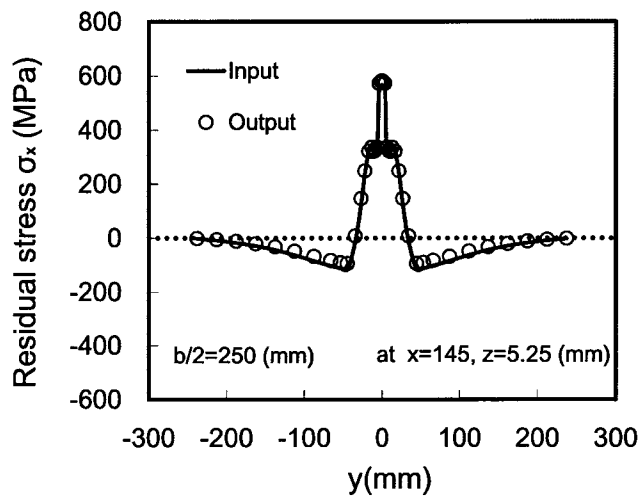


(b) $b/2=160$ mm

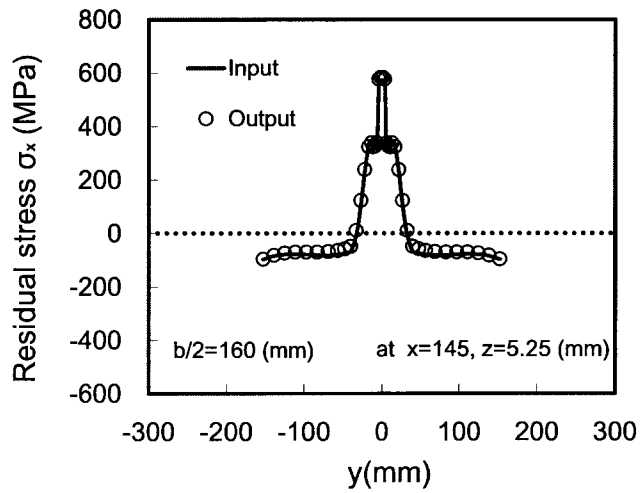


(c) $b/2=125$ mm

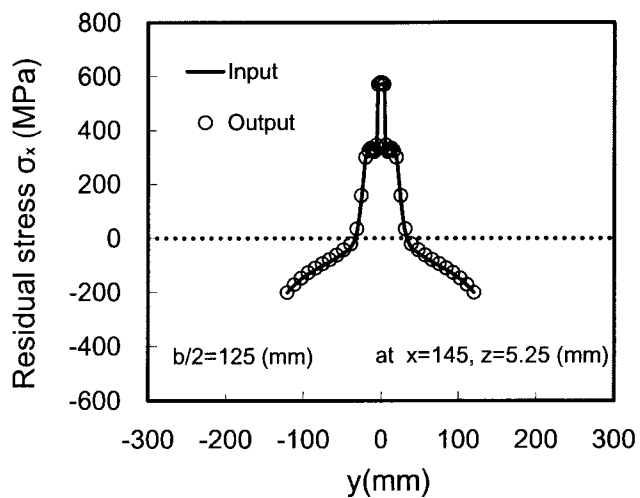
Fig.4.3 Reproducing results of longitudinal bending distortion ($t=6$ mm)



(a) $b/2=250$ mm

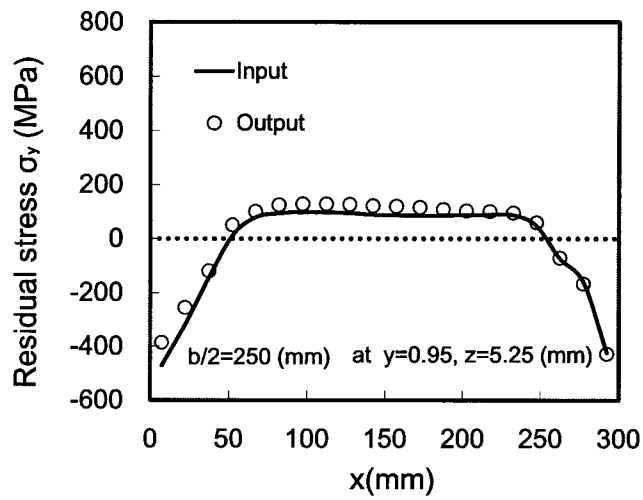


(b) $b/2=160$ mm

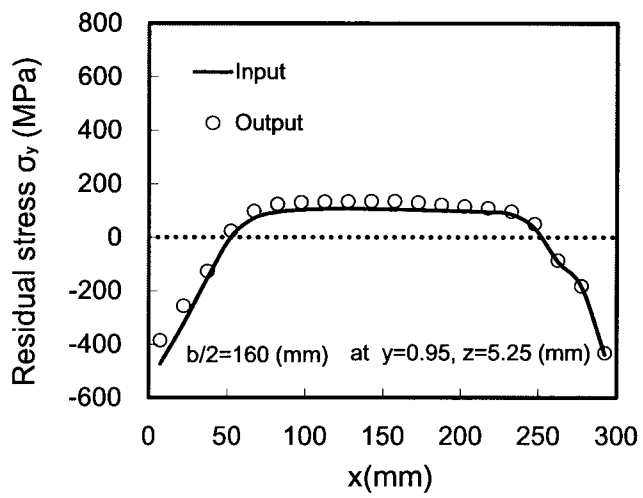


(c) $b/2=125$ mm

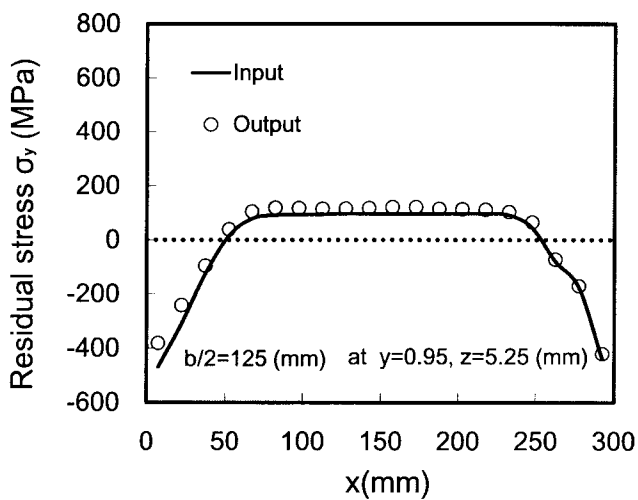
Fig.4.4 Reproducing results of residual stress ($t=6$ mm)



(a) $b/2=250$ mm

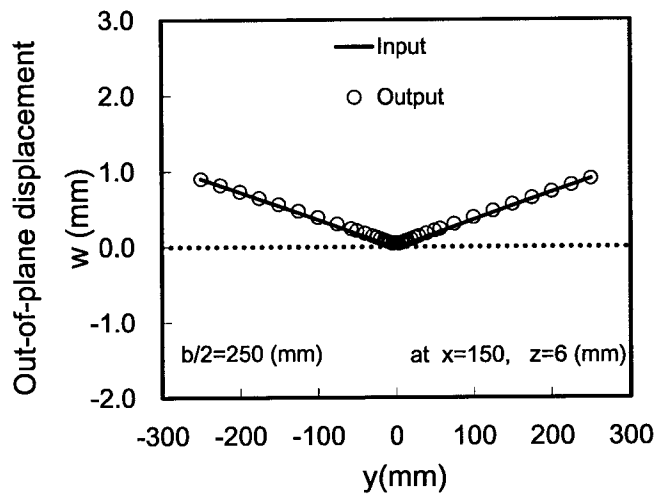


(b) $b/2=160$ mm

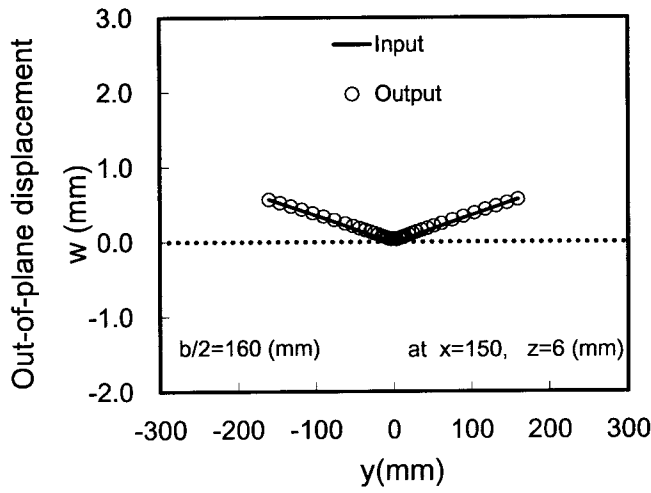


(c) $b/2=125$ mm

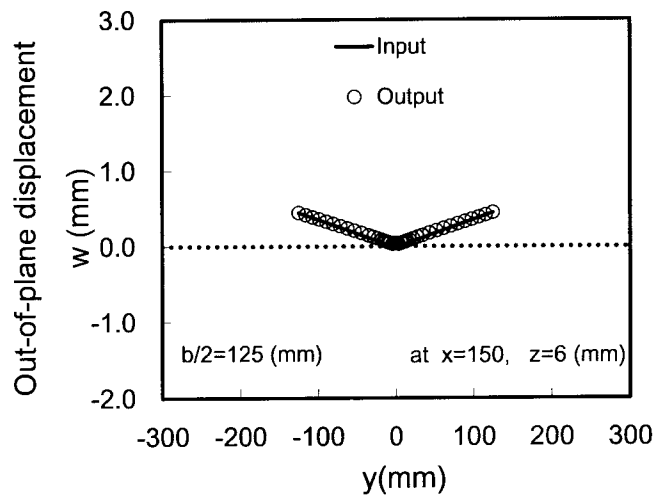
Fig.4.5 Reproducing results of residual stress ($t=6$ mm)



(a) $b/2=250\text{mm}$

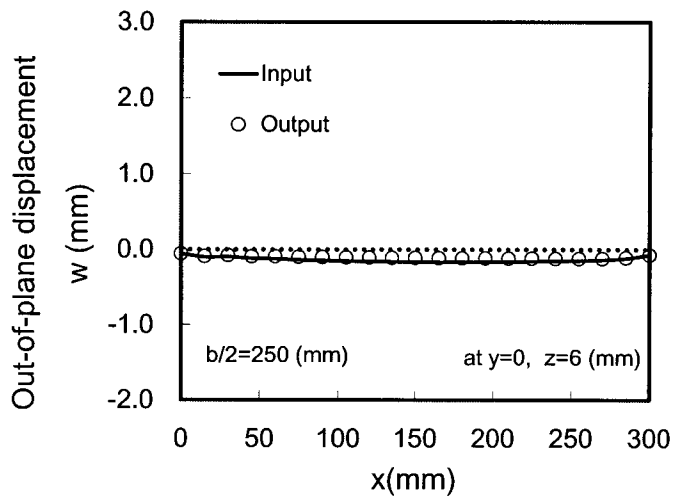


(b) $b/2=160\text{mm}$

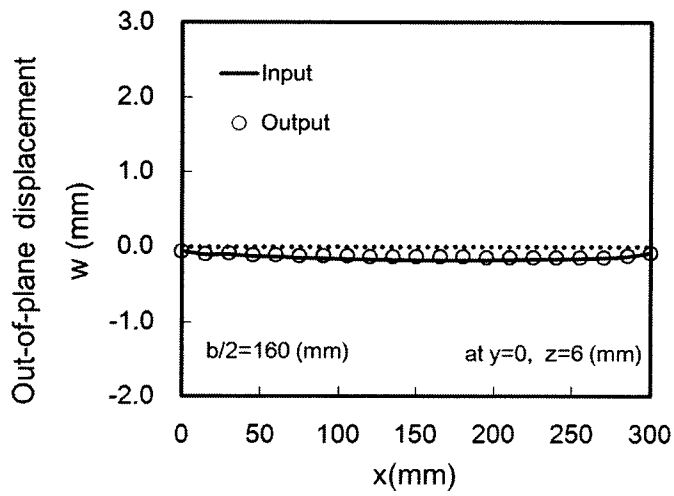


(c) $b/2=125\text{mm}$

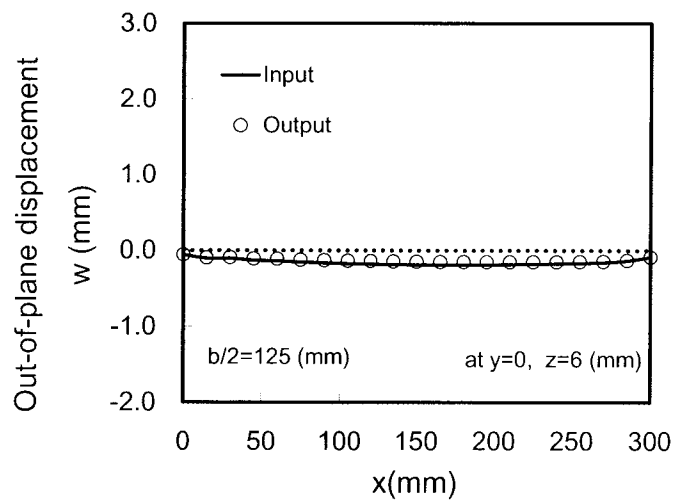
Fig.4.6 Reproducing results of angular distortion ($t=12\text{mm}$)



(a) $b/2=250$ mm

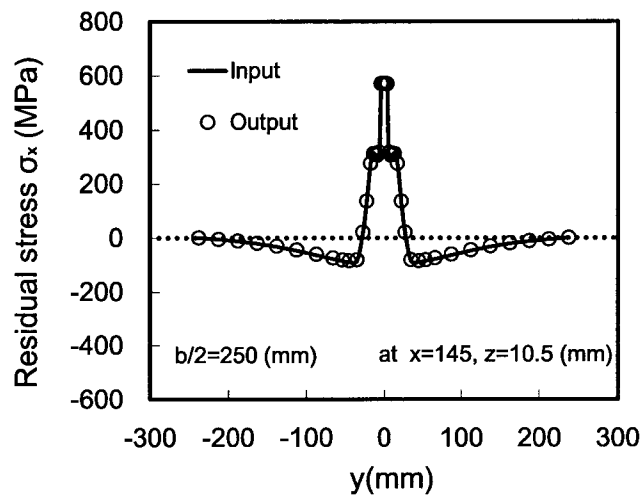


(b) $b/2=160$ mm

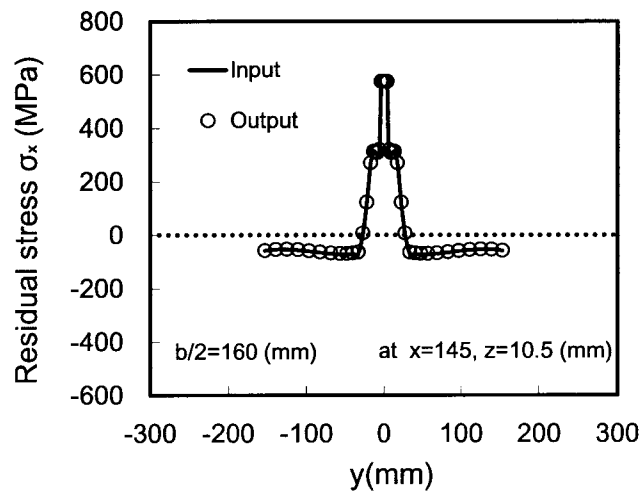


(c) $b/2=125$ mm

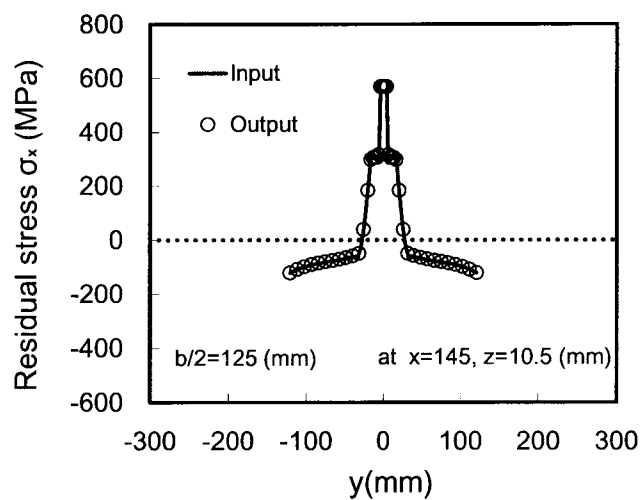
Fig.4.7 Reproducing results of longitudinal bending distortion ($t=12$ mm)



(a) $b/2=250$ mm

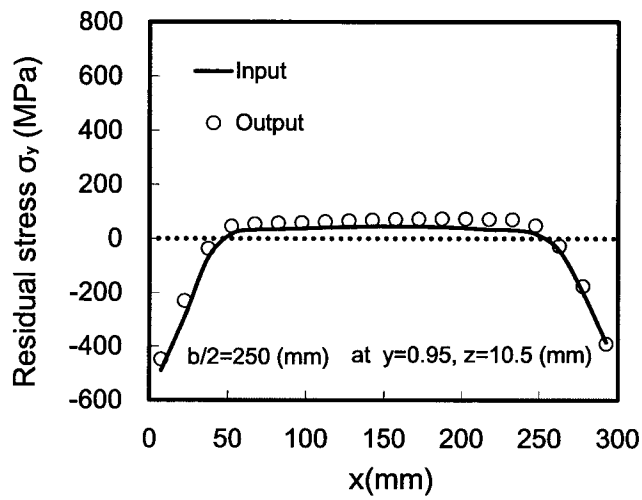


(b) $b/2=160$ mm

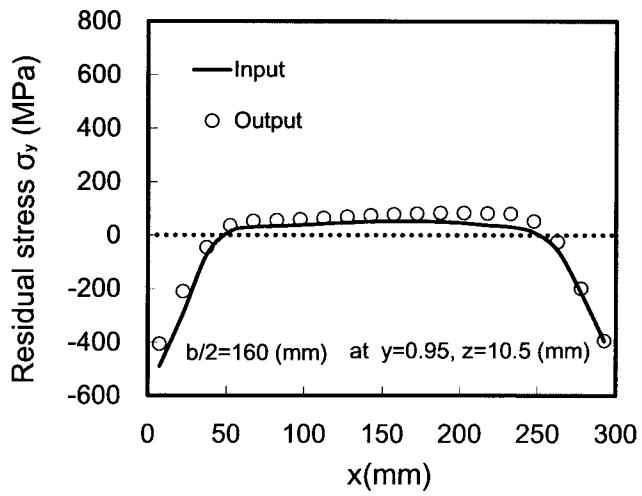


(c) $b/2=125$ mm

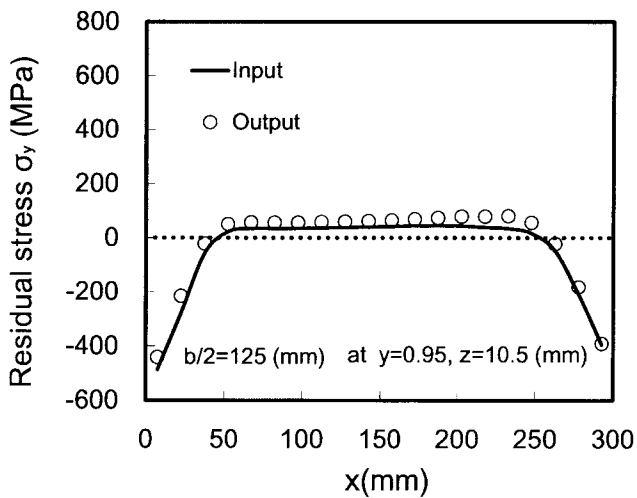
Fig.4.8 Reproducing results of residual stress ($t=12$ mm)



(a) $b/2=250$ mm



(b) $b/2=160$ mm



(c) $b/2=125$ mm

Fig.4.9 Reproducing results of residual stress ($t=12$ mm)

4.3 溶接不整の再現における支配因子の特定

微小変形理論を基本とする熱弾塑性解析により求めた溶接不整（溶接変形・残留応力）が、弾塑性大変形解析の初期不整として導入した場合、場合によっては、精度高く再現できないことがあることがわかった。ここでは、この理由を明らかにすると共に、溶接不整の再現精度を支配する因子を特定する。

4.3.1 溶接不整の再現精度に及ぼす因子

微小変形理論に基づく熱弾塑性解析では、モデルの初期形状、すなわち、初期たわみのない状態で求められる変位-ひずみマトリックス（マトリックス[B]）を全履歴において用い、ひずみ、さらには、応力を求める。微小変形理論に基づく熱弾塑性解析で得られる溶接変形および溶接残留応力は完全な対応関係にあり、不釣合い力は生じない。熱弾塑性解析終了時の応力、すなわち、溶接残留応力による等価節点力の総和はゼロであることは確認している。

ところで、弾塑性大変形解析に溶接不整（溶接変形・残留応力）を導入する際、熱弾塑性解析終了時の節点座標、すなわち、溶接変形を初期形状とする。このため、熱弾塑性解析の場合とはマトリックス[B]が異なる。その結果、残留応力による等価節点力の総和がゼロとはならず、これが不釣合い力となり、導入した溶接変形が高精度に再現できなくなる場合があることがわかった。これに対し、残留応力は精度よく再現できることがわかった。

以上より、不釣合い力の生じる理由は、微小変形理論で用いる変位-ひずみマトリックスと大変形理論で用いる変位-ひずみマトリックスとの違いに起因することがわかった。すなわち、微小変形理論に基づく熱弾塑性解析により精度高く溶接不整を求めたとしても、これを弾塑性大変形解析に導入すれば、双方の理論の違いにより不釣合い力が不可避免的に生じ、これが溶接変形の再現精度に悪影響を及ぼす場合があることがわかった。

ところで、板厚 12mm の場合、不釣合い力が生じるにもかかわらず、溶接変形の再現精度は高かった。この理由を以下で考える。

板厚が薄い（6mm）と溶接変形が精度良く再現できず、板厚が厚くなる（12mm）と、導入した溶接変形が精度良く再現できた。この理由として、板の曲げ剛性が溶接変形の再現精度に大きな影響を及ぼしていると推察される。

板の曲げ剛性： EI （ E ：ヤング率， I ：断面 2 次モーメント）は板厚： t の 3 乗に比例することから、板厚の 3 乗を板幅で除した値： t^3/b を指標に、曲げ剛性が溶接変形の再現精度に及ぼす影響を検討した。

上述の指標値（ t^3/b ）と、溶接変形の導入値と再現値との最大差（ Δd_{\max} ）を示したのが、Fig.4.10 である。

t^3/b が増加するにつれて Δd_{\max} は減少しており、 $t^3/b=3.0$ 以上では、 Δd_{\max} は 0.05mm 程度に収束している。

すなわち、用いる変位-ひずみマトリックスの違いにより、不釣合い力が不可避免的に生じ

るものの、曲げ剛性が大きくなると、不釣合い力の影響は小さく、溶接変形は精度よく再現されることが明らかになった。

一方、すみ肉溶接した板（第3章におけるTモデルおよびCモデル：スキンプレートの板厚12mm）に対しても、熱弾塑性解析により得られた溶接不整を弾塑性大変形解析における初期不整として導入した。溶接不整の再現結果の一例をFig.4.11とFig.4.12に示す。この場合も、曲げ剛性は大きく、溶接不整が精度良く再現できることを確認した。

以上より、導入した溶接不整が高精度に再現できるか否かは、不釣合い力の大きさと板の曲げ剛性との兼ね合いによって決まることがわかった。

ところで、次節において板の曲げ剛性が小さく、導入した溶接不整が精度良く再現できない場合、これを解決する一方法を提案する。

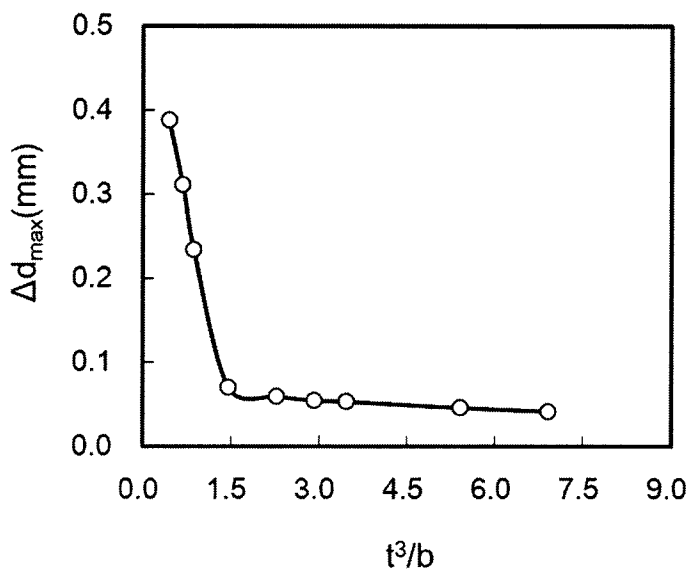
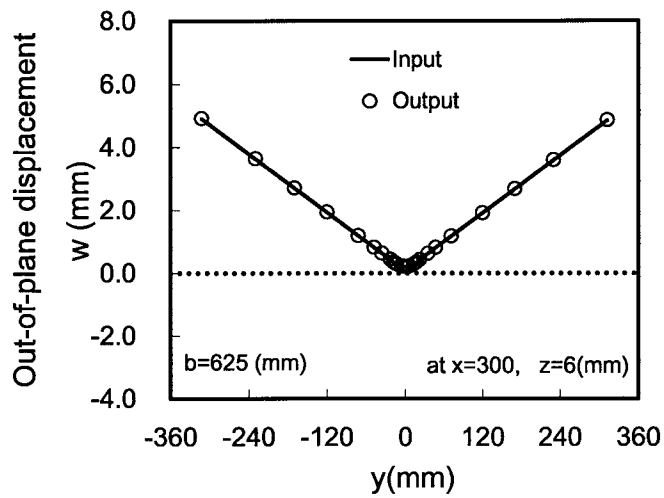
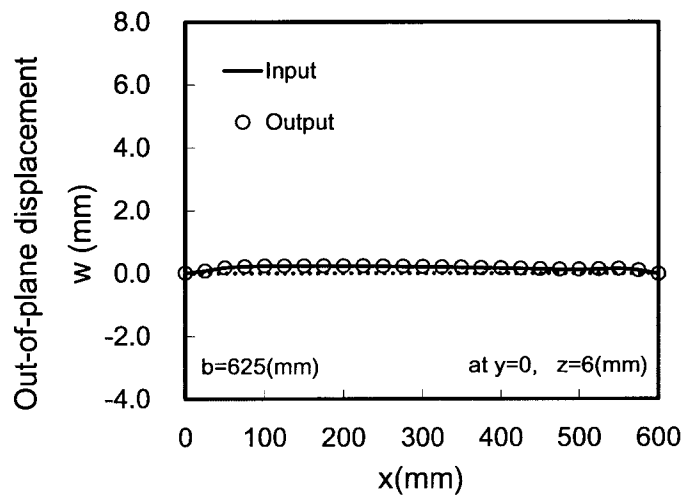


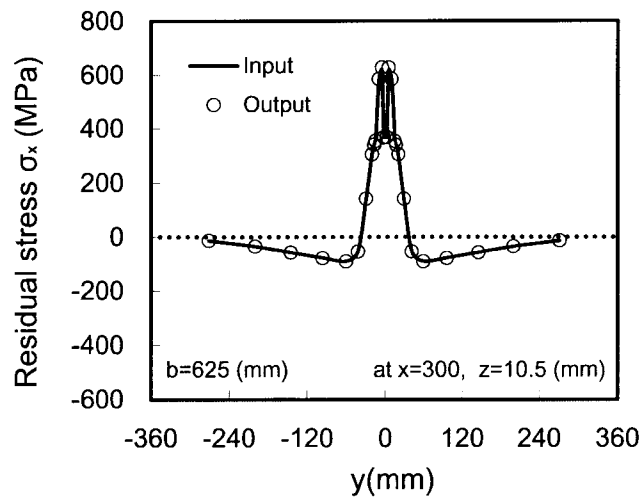
Fig.4.10 Reproduction accuracy of welding distortion



(a) Angular distortion

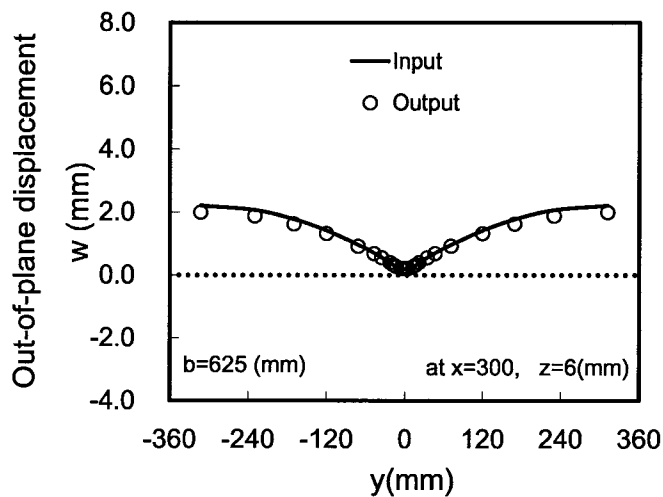


(b) Longitudinal bending distortion

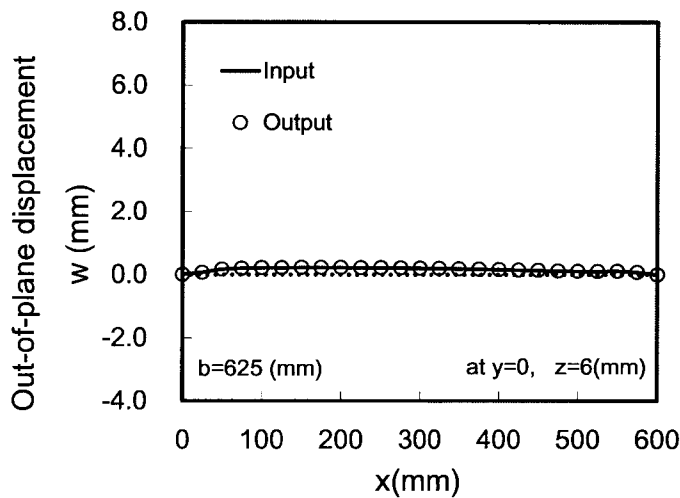


(c) Residual stress component along the weld line

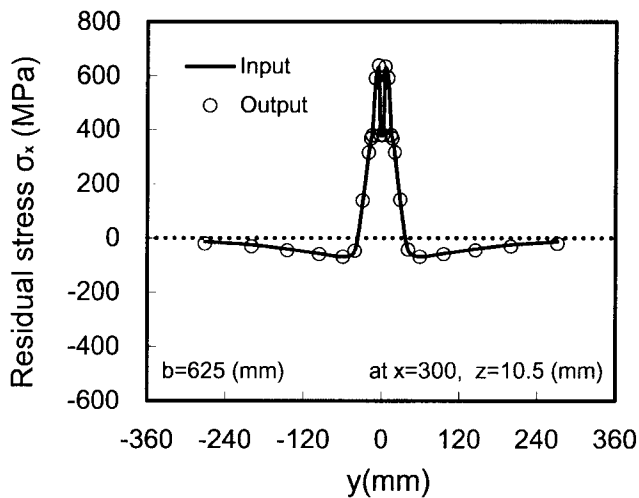
Fig.4.11 Reproducing results of welding imperfection (T model)



(a) Angular distortion



(b) Longitudinal bending distortion



(c) Residual stress component along the weld line

Fig.4.12 Reproducing results of welding imperfection (C model)

4.4 溶接不整を高精度に再現する一方法の提案

前節において、板の曲げ剛性が小さい場合、導入した溶接不整（溶接変形・残留応力）が精度良く再現できない場合のあることがわかった。ここでは、これを解決する一方法を提案する。

4.4.1 収束計算法

微小変形理論を基本とする熱弾塑性解析により求めた溶接変形を w_c とする。この w_c を弾塑性大変形解析に導入し、得られる再現結果を w_r とする。 w_c と w_r との差： $\pm\Delta d$ が 0.01mm 以下であれば、再現精度は高いと判断する。

したがって、提案する方法では、各節点における w_c と w_r との差 $\pm\Delta d$ を、まず求める。次に、 $w_r \pm \Delta d$ を溶接変形の導入値と考え、再度導入解析を行う。本来の溶接変形 w_c と新たな再現値 w_r (Fig.4.13(b)) との差が 0.01mm 以下となるまで繰返し計算する、すなわち、収束計算することで溶接変形を高精度に再現する方法を提案する。

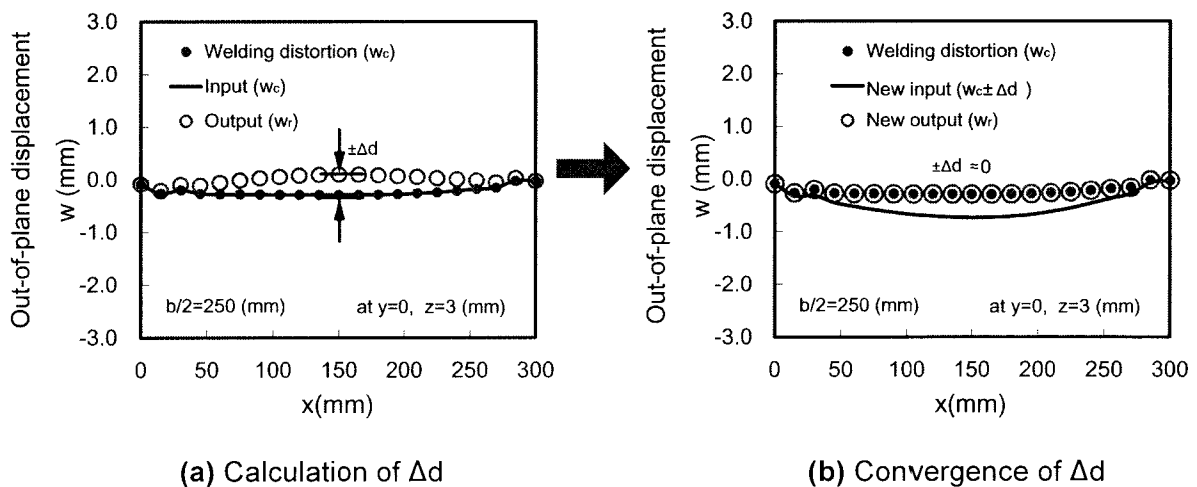


Fig.4.13 Convergence calculation method

4.4.2 再現結果

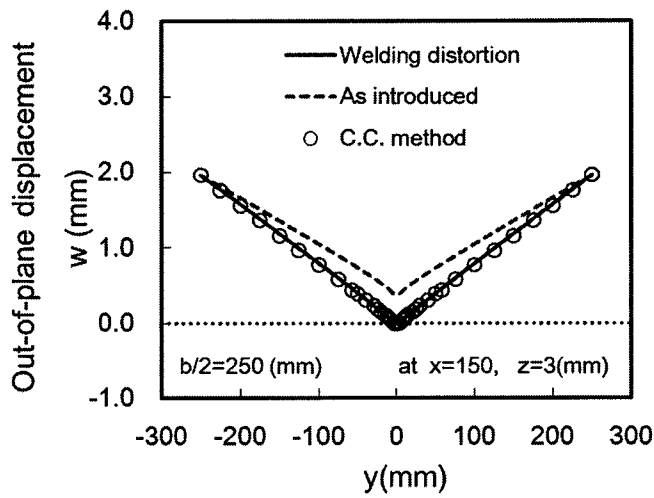
解析モデルを Fig.4.14 に示す。

板幅： $b/2$ (=250, 160, 125 (mm))，板厚： t (=6 (mm)) の薄板に熱弾塑性解析により得られた溶接変形を初期節点座標とし，また，溶接残留応力を初期応力とする。そして，収束計算することで，溶接不整（溶接変形・残留応力）が精度良く再現できるか否かを確認する。

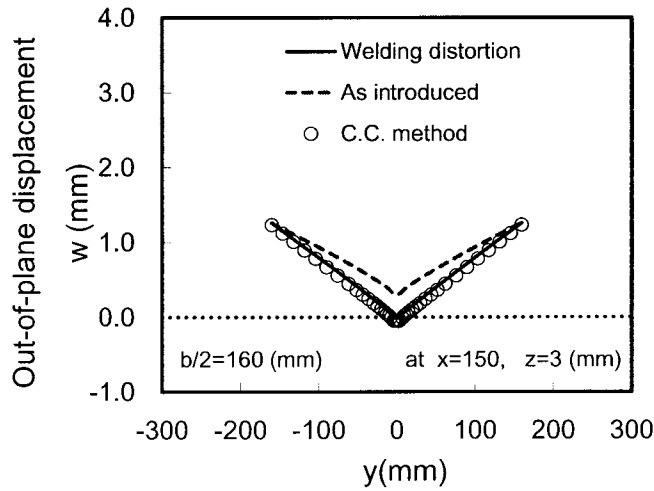
収束計算により溶接不整を再現した結果を Fig.4.15~18 に示す。

溶接変形 (Fig.4.15~4.16) に注目すれば，導入目標値（実線）と，再現結果（点線；As introduced）の差は大きい。しかし，この差を導入値にフィードバックし，前項で述べた方法により，3-5 回調整することで，目標とした溶接変形が精度高く再現できている（○印；Convergence calculation method）。

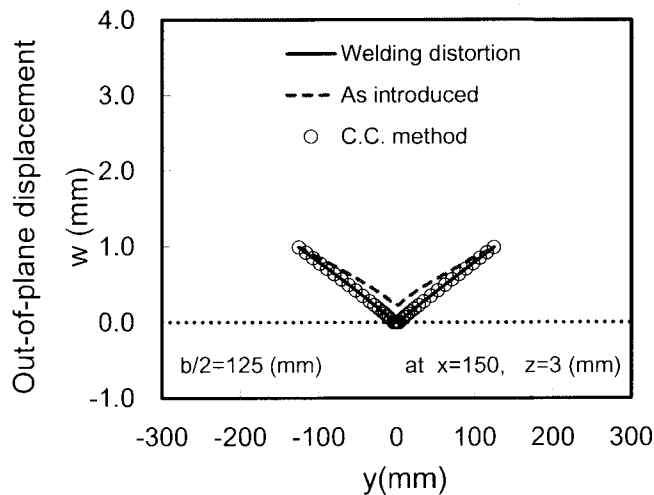
また，溶接残留応力 (Fig.4.17~4.18) については，導入値を調整することなく目標値を高精度に再現できている。



(a) $b/2=250$ mm

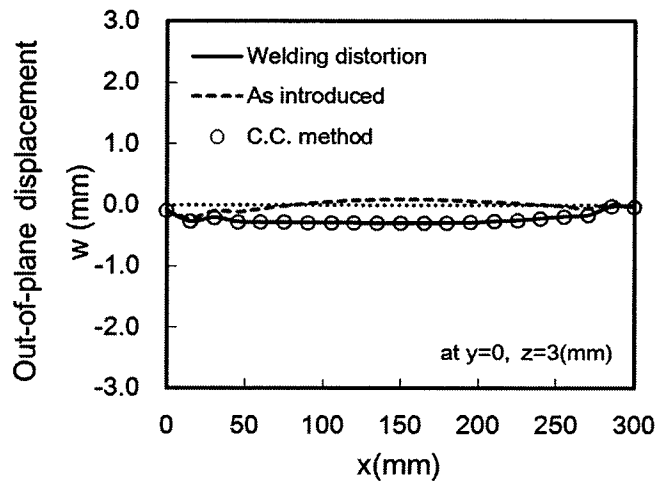


(b) $b/2=160$ mm

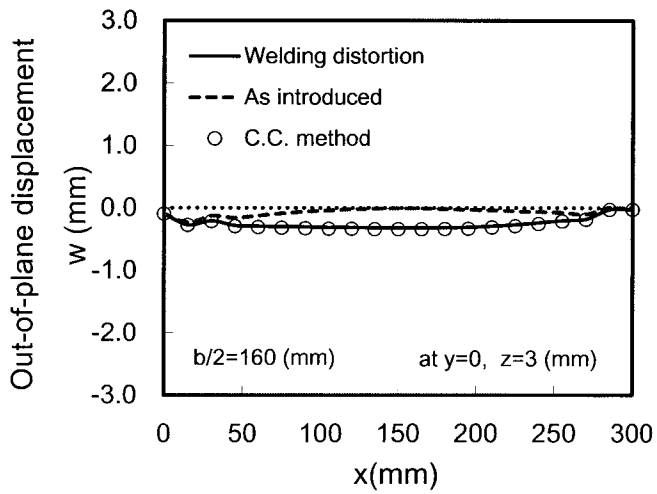


(c) $b/2=125$ mm

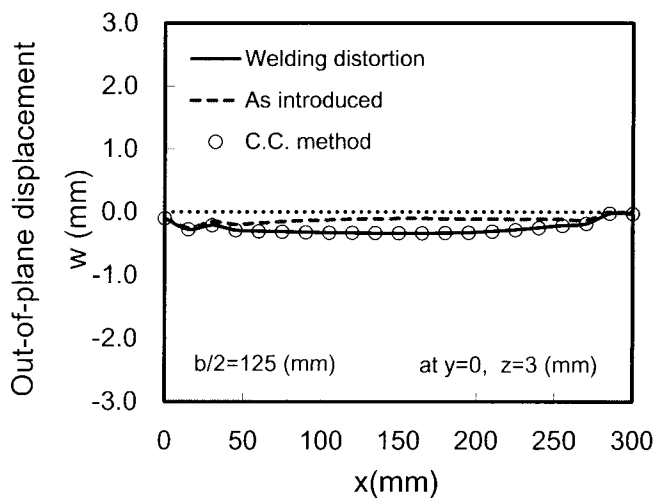
Fig.4.15 Reproducing results of angular distortion ($t=6$ mm)



(a) $b/2=250\text{mm}$



(b) $b/2=160\text{mm}$



(c) $b/2=125\text{mm}$

Fig.4.16 Reproducing results of longitudinal bending distortion ($t=6\text{mm}$)

4.5 結言

本章では、微小変形理論を基本とする熱弾塑性解析で求めた溶接不整（溶接変形・残留応力）を弾塑性大変形解析における初期不整として再現するに際し、溶接不整の高精度再現に伴う問題点を指摘すると共に、溶接不整の高精度再現に影響を及ぼす支配因子を特定した。

得られた主な知見を以下に示す。

- (1) 微小変形理論に基づく熱弾塑性解析により溶接不整が高精度に求められたとしても、これを弾塑性大変形解析にそのまま導入すれば、双方の理論の違いにより、不釣り合い力が不可避免的に生じることがわかった。
- (2) 板厚が薄い場合、溶接変形は精度高く再現できなかったが、板厚が厚くなると、導入した溶接変形を精度高く再現することができた。すなわち、溶接変形の再現精度は板の曲げ剛性に大きく依存することがわかった。
- (3) 溶接残留応力は高精度に再現できた。
- (4) 導入する溶接不整の再現精度を支配する因子は、不整導入時に不可避免的に生じる不釣り合い力と、板の曲げ剛性であることがわかった。
- (5) 溶接不整が精度高く再現できない場合、溶接不整を高精度に再現するひとつの方法を提案すると共に、その正当性を検証した。

第 4 章 参考文献

- 4.1) D-H.Park, M.Hirohata, Y-C.Kim : An Investigation for introducing welding imperfection in elastic-plastic large deformation analysis, Trans of JWRI, Vol.38, No.2, pp.87-93, 2009.12.
- 4.2) For example, O. C. Zienkiewicz and R. L. Taylor : THE FINITE ELEMENT METHOD, Fourth Edition, Volume 2, Solid and Fluid Mechanics, Dynamics and Non-Linearity, 1991.

第 5 章

簡易不整モデルの力学的意義

5.1 緒言

第 3 章では、基本的継手形式である突合せ溶接およびすみ肉溶接を対象として、微小変形理論を基本とする熱弾塑性解析を実施し、溶接不整（溶接変形・残留応力）を高精度に求めた。

第 4 章では、第 3 章で求めた 3 次元溶接不整を、弾塑性大変形解析における初期不整モデルとして再現する際に生じる種々の問題点を明らかにすると共に、溶接不整が高精度に再現できるか否かを支配する因子を特定した。また、弾塑性大変形解析において溶接不整を高精度に再現するひとつの方法を提案した。

本章では、薄肉構造部材の力学挙動解明において得られた簡易不整モデル（詳細は第 1 章参照）を用いた従来研究成果の力学的意義を明らかにする。

微小変形理論に基づく熱弾塑性解析を行い、第 3 章で高精度に求めた溶接不整を初期不整モデルとして高精度に再現し、圧縮板の弾塑性大変形解析を行う。これにより、溶接不整が鋼構造部材に及ぼす力学挙動（剛性、終局強度など）が高精度に求まる。これを圧縮板の力学挙動を評価する指標とする。この指標を基本として、簡易不整モデルを用いて得られる研究成果^{5.1-5.7)} を評価すると共に、その力学的意義を明らかにする。

5.2 突合せ溶接した板の場合

ここでは、突合せ溶接した板を対象とする。そして、圧縮荷重下における弾塑性力学挙動（応力-ひずみ挙動、剛性、耐荷力など）を求め、これを評価指標とする。一方、簡易不整モデルを用いて圧縮板の弾塑性力学挙動を求め、双方の結果を比較検討する。比較検討結果を基本として、簡易不整モデルを用いて得られる弾塑性力学挙動の力学的意義を明らかにする。

5.2.1 解析モデル

解析モデルを Fig.5.1 に示す。

寸法、メッシュ分割等は、第3章で用いた熱弾塑性解析の場合と同じである。

境界条件は、周辺単純支持（板厚中央における節点変位を拘束）^{5,8)}とする。また、外力であるが、載荷辺の板厚方向中央節点に対し、圧縮荷重として x 方向に強制変位を与える。

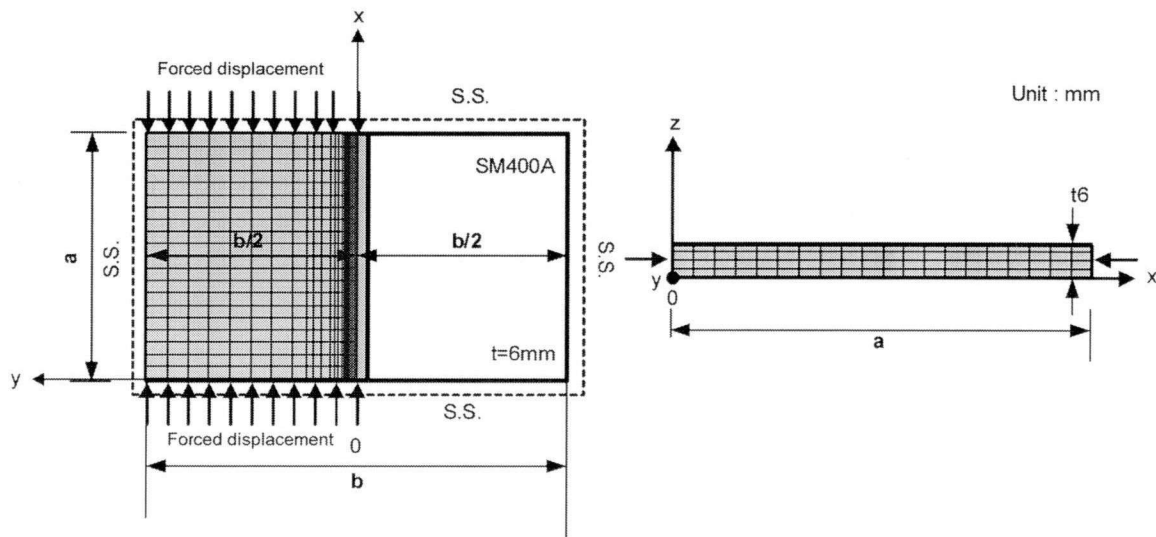


Fig.5.1 Analysis model

Table 5.1 Initial deflection of butt-welded plate (unit :mm)

Model	Width (b/2)	Length (a)	Thickness (t)	Case 2 (w ₀)
Butt-welded plate	300.0	300	6.0	0.388
	250.0	300	6.0	0.392
	200.0	300	6.0	0.435
	160.0	300	6.0	0.418
	125.0	300	6.0	0.437

5.2.2 簡易不整モデル

弾塑性大変形解析で用いる初期不整であるが、Case 1 は、熱弾塑性解析で求めた溶接不整を忠実に再現する。一方、Case 2 は、従来の簡易不整であり、以下のように決定した。

(1) 初期たわみ（簡易たわみと称す）

一般的には式(5.1)に示す正弦波の重ね合わせにより与える。その最大値 w_0 は板幅 b の $1/150$ である。ところでここでは、溶接線方向に荷重を負荷するモデルを想定している。この場合、載荷方向（溶接線方向）の面外変形である縦曲り変形が圧縮板の力学挙動に対して支配的となる。このため、溶接面外変形の中で縦曲り変形の最大値を w_0 に注目した。すなわち、Case 2 では、板中央部（ $y=0\text{mm}$ ）における縦曲り変形の値を式(5.1)で与えられる簡易たわみの最大値 w_0 に用いることにした（Table 5.1 参照）。

$$w = w_0 \sin \frac{\pi x}{a} \cos \frac{\pi y}{b} \quad (5.1)$$

(2) 残留応力（簡易残留応力と称す）

溶接線方向応力成分のみを考慮し、引張応力の大きさは母材の降伏応力 σ_Y 、圧縮応力の大きさは $-0.3\sigma_Y$ として断面力が釣合うように矩形分布に簡易化している。また、その分布は溶接の始末端に関係なく、溶接線に沿って一様に与えている。

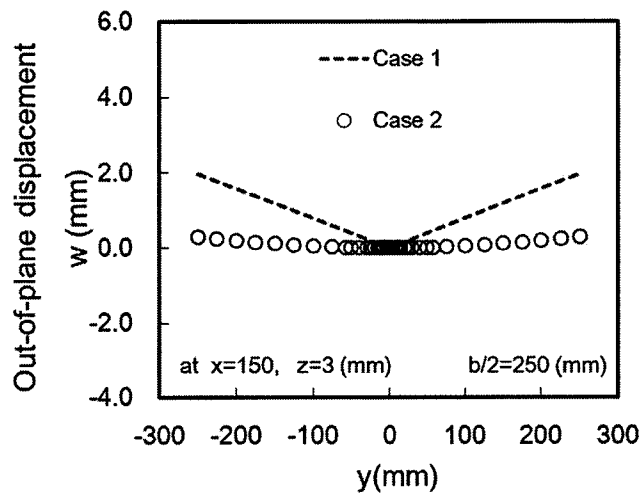
上述の2つのケースに対して弾塑性大変形解析を行い、Case 1 の結果を指標として、Case 2 の結果と比較検討する。すなわち、簡易化した不整を用いて得られる結果の力学的意義を明らかにする。

5.2.3 初期不整モデル

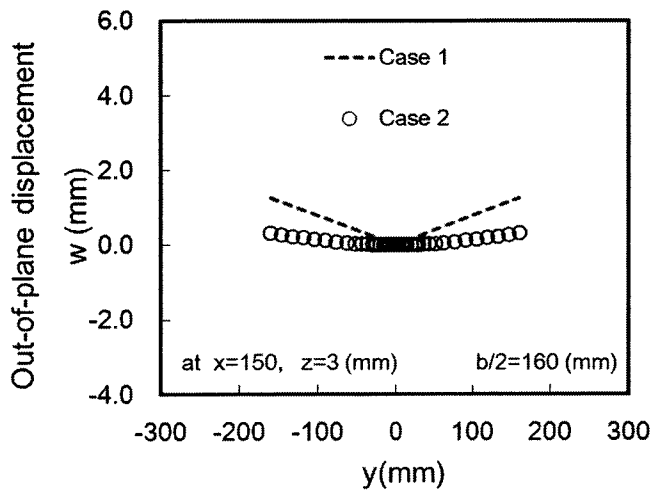
溶接変形と簡易たわみに注目する。

2つのケースの初期たわみ形状を Fig.5.2 (角変形) および Fig.5.3 (縦曲り変形) に示す。

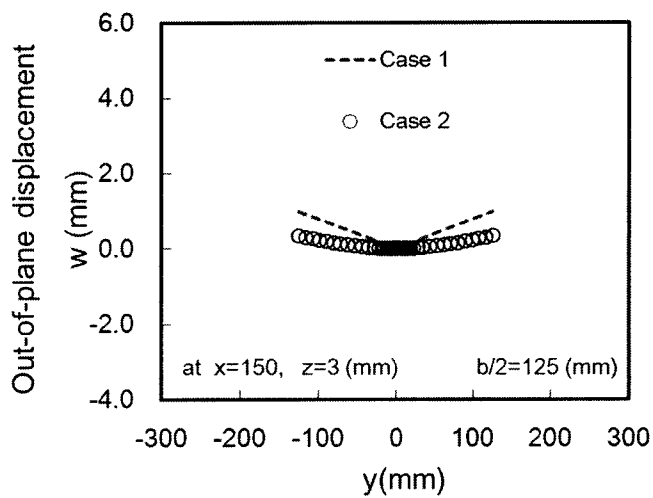
簡易たわみの最大値は、前述したが、縦曲り変形の最大値を参考に決定した。このため、Fig.5.2 に示すように、溶接線方向中央 ($x=150\text{mm}$) における溶接線直角方向 (y 方向) の簡易たわみ (Case 2) の形状と角変形 (Case 1) とは、板幅が大きくなるにつれ、その差が大きくなっている。しかし、Fig.5.3 に示すように、板幅方向中央 ($y=0\text{mm}$) における溶接線方向 (x 方向) の簡易たわみ形状 (Case 2) と縦曲り変形 (Case 1) とはよく一致している。



(a) $b/2=250$ (mm)



(b) $b/2=160$ (mm)



(c) $b/2=125$ (mm)

Fig.5.2 Angular distortion (Butt-welded plate)

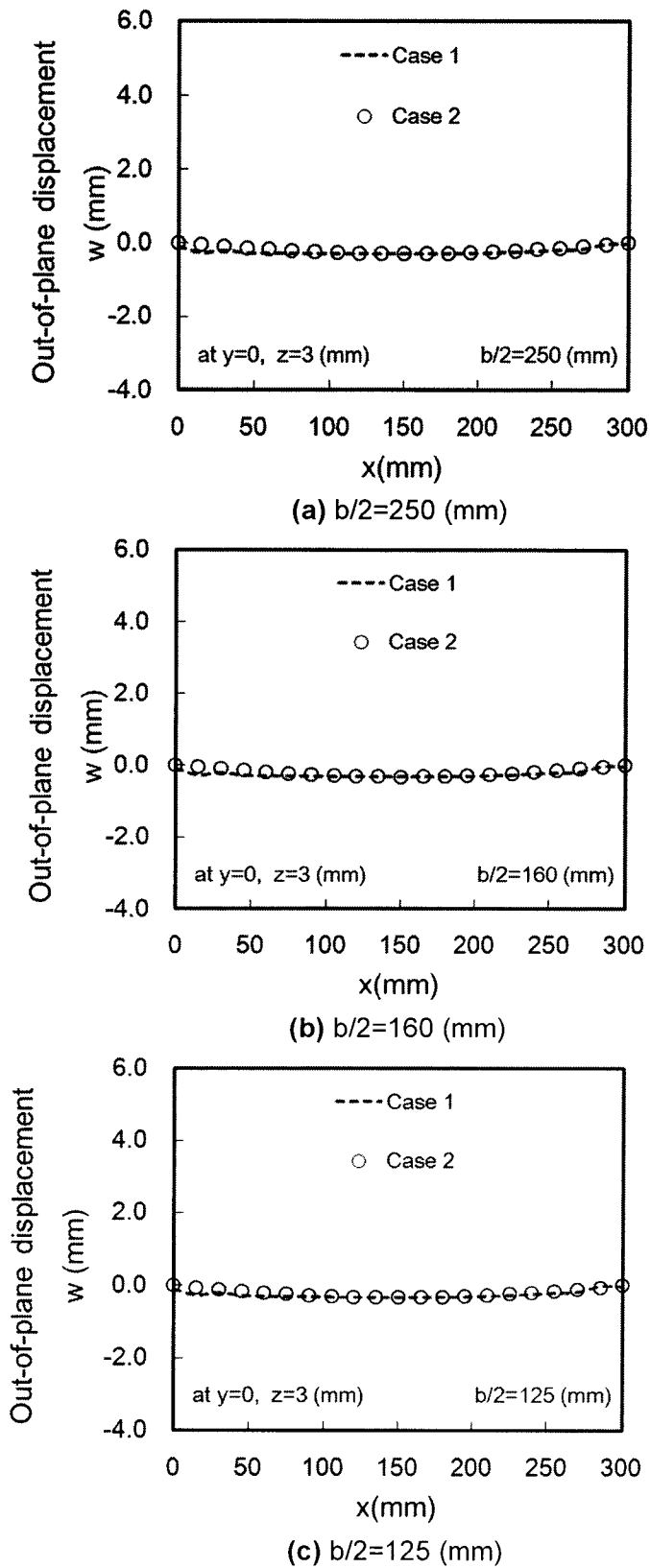


Fig.5.3 Longitudinal bending distortion (Butt-welded plate)

溶接残留応力と簡易残留応力に注目する。

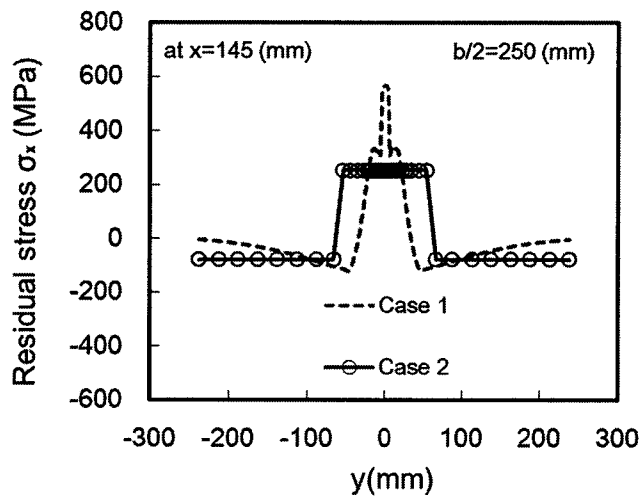
溶接残留応力は全 6 成分存在するが、簡易残留応力は溶接線方向応力成分 σ_x のみ考慮している。この点が大きく異なる。次に、溶接線方向の応力成分 σ_x のみ注目し、両者の相違点を以下に述べる。

溶接線中央における σ_x の溶接線直角方向における分布を Fig.5.4 に示す。

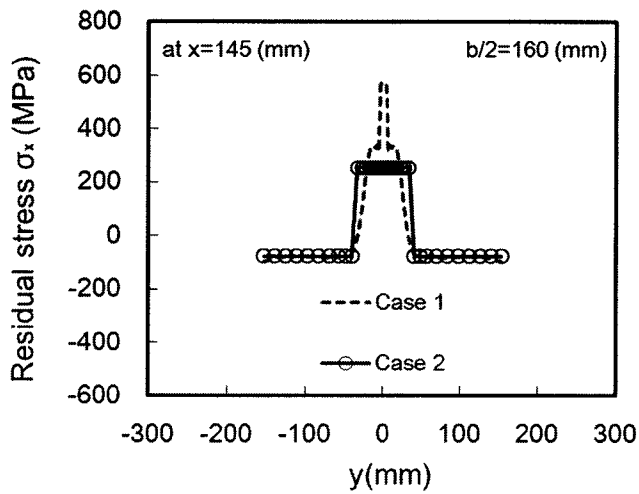
溶接残留応力 (Case 1) の引張応力が生成されている範囲は入熱量が一定の場合、板幅によらずほぼ一定となるが、簡易残留応力 (Case 2) では、入熱量および板幅に関係なく、引張および圧縮応力の生成範囲の割合は一定 (3 : 10) となる。このため、板幅が大きくなるほど、簡易残留応力の引張応力の生成域が大きくなる。

溶接残留応力の場合、圧縮応力は、引張応力に釣合うように分布形状が決まるため、板幅により、その分布形状が種々変化する。板幅が大きい場合 ($b/2=250\text{mm}$)、板幅方向端部の圧縮応力はほぼゼロであるのに対し、板幅が小さくなると ($b/2=125\text{mm}$)、板幅方向端部の圧縮応力は約 200MPa となっている。ところが、簡易残留応力は、板幅によらず圧縮応力の大きさを一定としているため、圧縮応力の分布形状が再現できない、さらには、板幅が小さくなるほど、圧縮応力が過小評価されることになる。

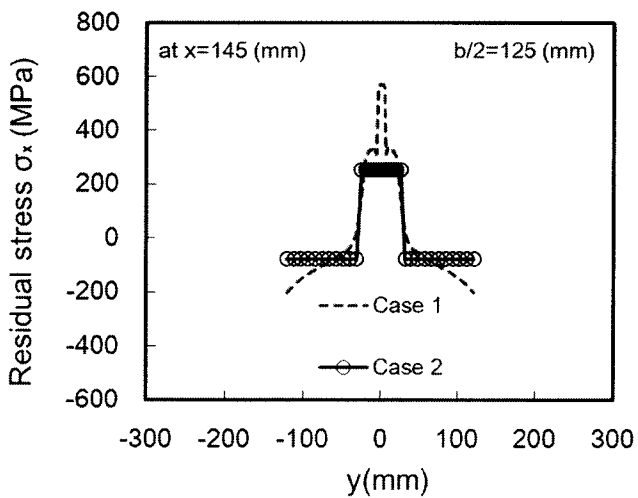
その他、溶接残留応力の溶接線に沿う分布は一樣ではないにもかかわらず、簡易残留応力は溶接線に沿って一樣に与える。また、簡易残留応力の大きさを決める際、溶接金属と母材の強度の違いを考慮していない。



(a) $b/2=250$ (mm)



(b) $b/2=160$ (mm)



(c) $b/2=125$ (mm)

Fig.5.4 Distribution of welding direction stress (Butt-welded plate)

5.2.4 解析結果

突合せ溶接した板の平均応力－鉛直ひずみ関係を Fig.5.5 に示す。

平均応力 σ は外力を断面積で除すことで求めており、図の縦軸はこれを母材の降伏応力 σ_Y で無次元化している。一方、鉛直ひずみ ε は鉛直変位 u を板長 a で除すことで求めており、図の横軸はこれを降伏ひずみ ε_Y で無次元化している。

板幅： $b/2=250\text{mm}$ の場合、初期不整として溶接不整を忠実に再現した Case 1（点線）と、簡易不整を初期不整とした Case 2（○印）の挙動はほぼ同じである。これは、Case 1 と Case 2 の初期たわみを比較することから理解できる。すなわち、载荷方向に直交する方向の面外たわみである角変形は大きく異なっている（Fig.5.2(a)）が、载荷方向の面外たわみである縦曲り変形はほぼ同じである（Fig.5.3(a)）。これが理由である。また、溶接線方向に圧縮荷重が载荷される場合、载荷方向の面外たわみ（縦曲り変形）が板の挙動を支配することも確認できた。

板幅： $b/2=160\text{mm}$ の場合、Case 1（点線）と Case 2（○印）の残留応力分布はほぼ同じであるにもかかわらず、Case 1 に比べ、Case 2 の終局強度は大きい。

弾塑性解析では、応力全 6 成分を用いて相当応力を求め、これにより各要素の弾塑性状態を判定する。応力成分の中で、溶接線方向応力成分： σ_x のみを簡易化して用いる場合、応力全 6 成分を考慮する場合とは圧縮板全域で弾塑性状態が異なることになる。すなわち、荷重負荷下における塑性化の進展状況が異なる。このため、終局強度が大きくなったものと考えられる。いずれにせよ、応力全成分が板の弾塑性挙動に大きな影響を及ぼすにもかかわらず、簡易不整はこれを無視していることになる。

以上より、溶接線方向の応力成分のみ簡易化し、弾塑性大変形解析で得られる結果は、板の終局強度を大きめに評価している危険性がある。

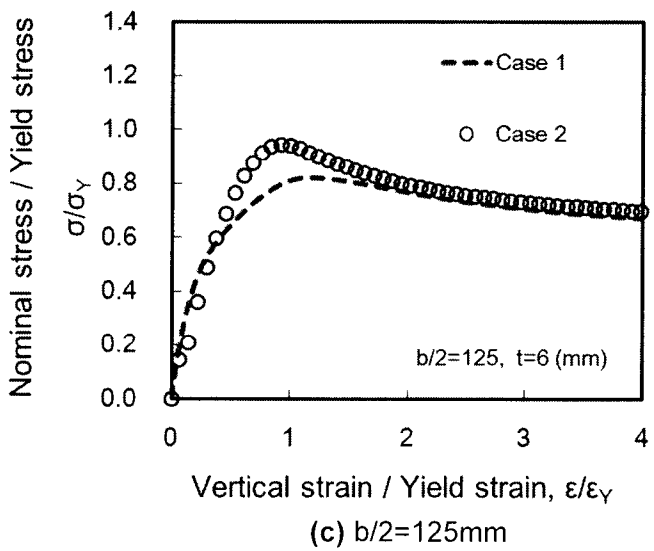
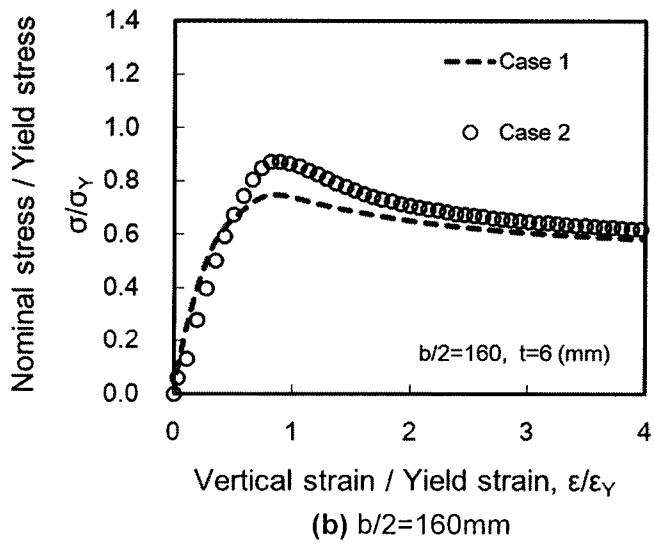
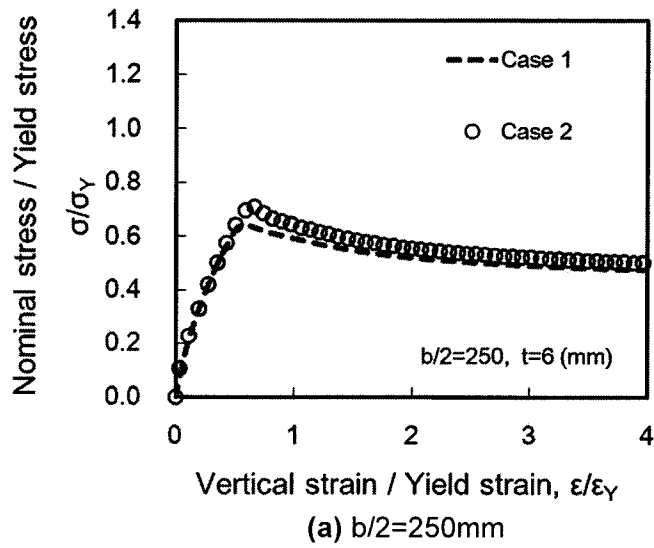


Fig.5.5 Average stress and average strain curves (Butt-welded plate)

5.3 すみ肉溶接した板の場合

ここでは、すみ肉溶接した板を対象とし、第3章で高精度に求めた3次元溶接不整を用いて、圧縮補剛板の弾塑性挙動を求め、これを指標とする。一方、簡易不整を用いて圧縮補剛板の力学挙動を求める。この結果と指標を比較検討し、従来研究成果の力学的意義を明らかにする。

5.3.1 解析モデル

解析モデルの座標および寸法を Fig.5.6 に示す。

解析モデルの寸法、メッシュ分割等は、第3章で用いた熱弾塑性解析の場合と同じである。

母材 (SM400) および溶着金属 (JIS Z3312 YGW11) の機械的性質は Fig.2.5(b)に示す通りである。

すみ肉溶接した板の境界条件であるが、T形部材 (Tモデル) の場合は、周辺単純支持として、スキンプレート中立面の節点変位を拘束する。これに対し、同じ構造が幅方向に連続する補剛板を想定したモデル (Cモデル) の場合は、対称条件を考慮し、 $y=\pm b/2$ の断面において y 方向の節点変位を拘束する。また、いずれのモデルにおいても載荷辺の板厚方向中央節点の面外変位 w を拘束した。

外力として、載荷辺の各節点に x 方向に強制変位を与えた。

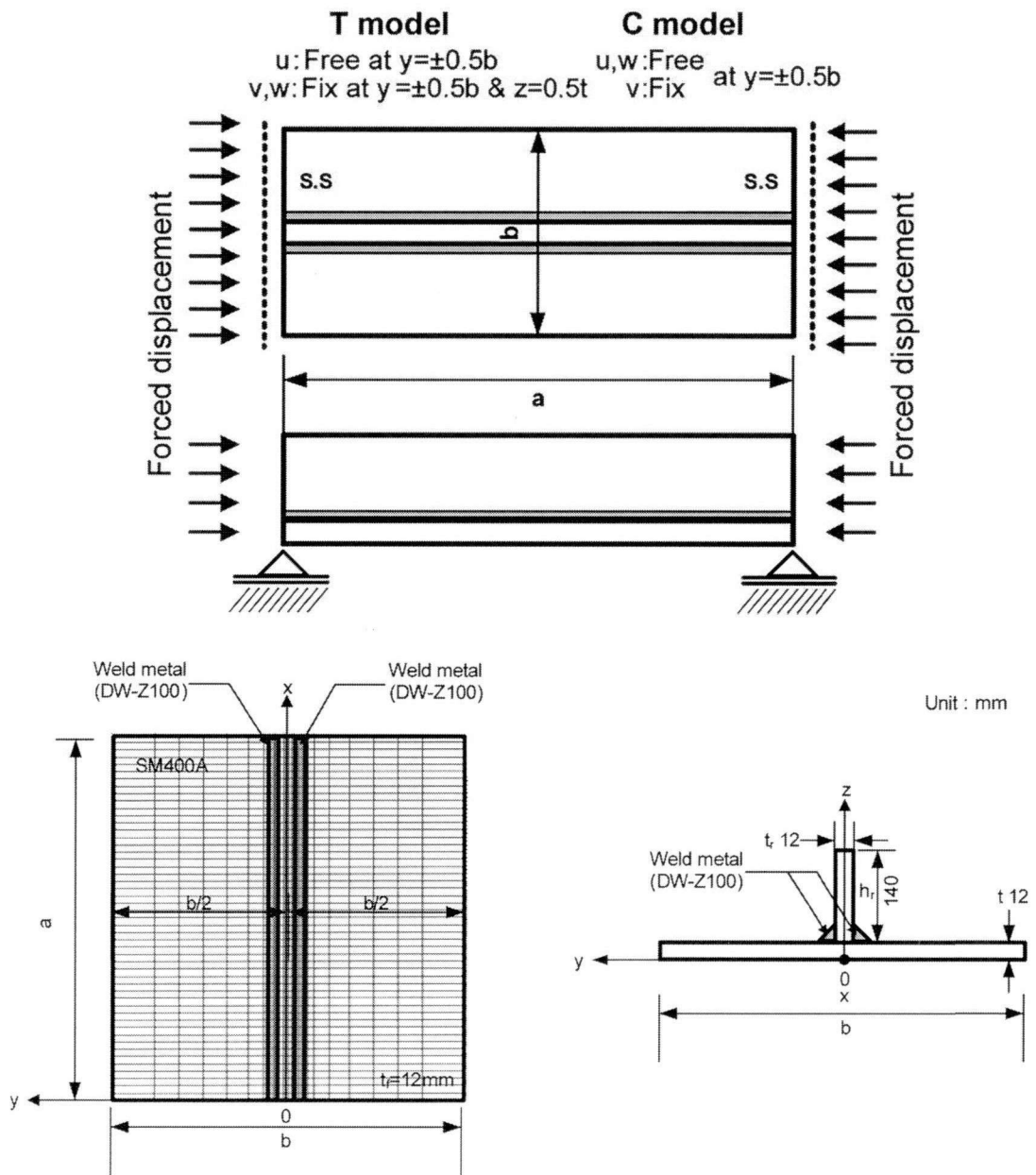


Fig.5.6 Analysis model

5.3.2 初期不整モデル

前節と同様，Case 1 は，熱弾塑性解析で求めた溶接不整を用い，Case 2 は，簡易不整モデルを用いる。

簡易たわみは式(5.1)に示す正弦波の重ね合わせにより与える。その最大値は，前節と同様，縦曲り変形の最大値を与える。初期たわみの最大値 w_0 を Table 5.2 に示す。

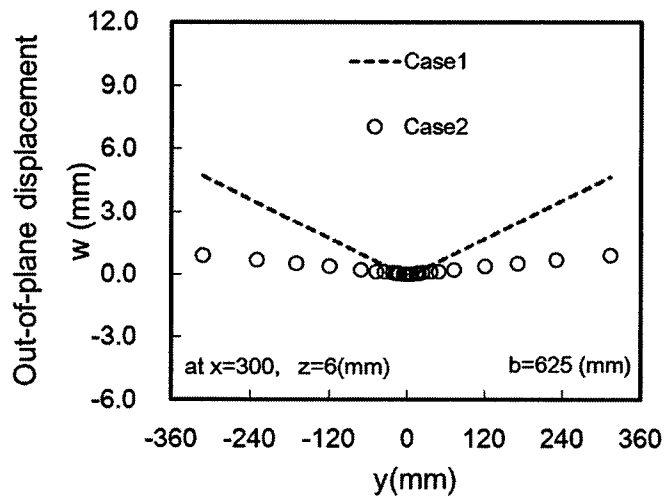
初期たわみ形状を Fig.5.7～Fig.5.10 (Fig.5.7：T モデルの角変形，Fig.5.8：T モデルの縦曲り変形，Fig.5.9：C モデルの角変形，Fig.5.10：C モデルの縦曲り変形) に示す。

また，2 つのケースの残留応力分布（溶接線方向中央における溶接線直角方向の分布）を Fig.5.11 (T モデル) および Fig.5.12 (C モデル) に示す。

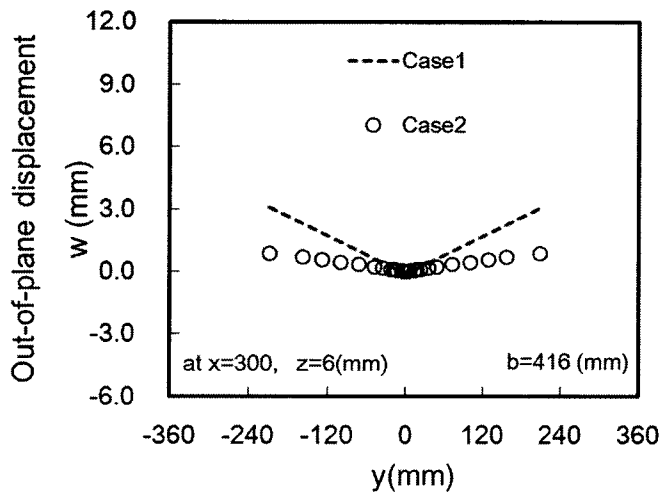
溶接残留応力と簡易残留応力の相違点は，前節の突合せ溶接した板の場合と同じである。

Table 5.2 Initial deflection of fillet-welded plate (unit :mm)

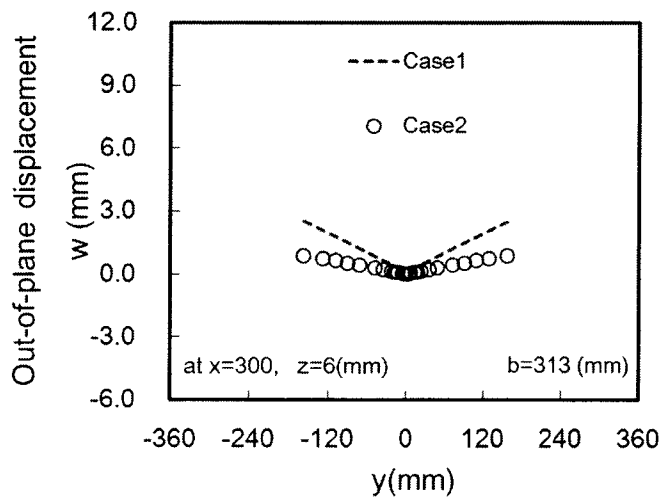
Model	Width (b/2)	Length (a)	Thickness (t)	Case 2 (w_0)
T model	625.0	600	12.0	0.894
	416.0	600	12.0	0.876
	313.0	600	12.0	0.865
C model	625.0	600	12.0	0.242
	416.0	600	12.0	0.243
	313.0	600	12.0	0.246



(a) b=625 (mm)

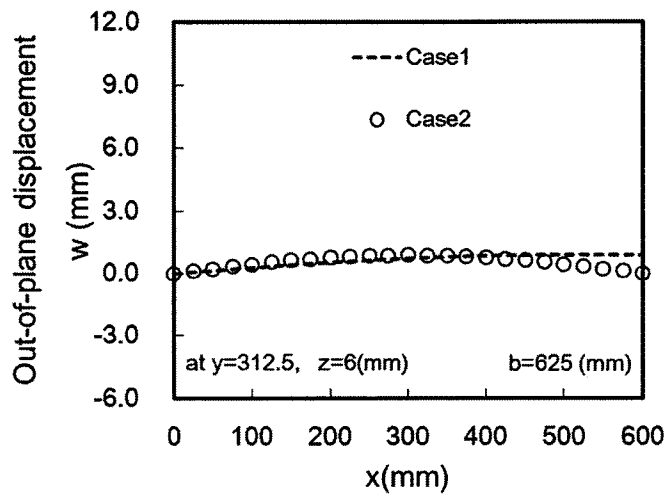


(b) b=416 (mm)

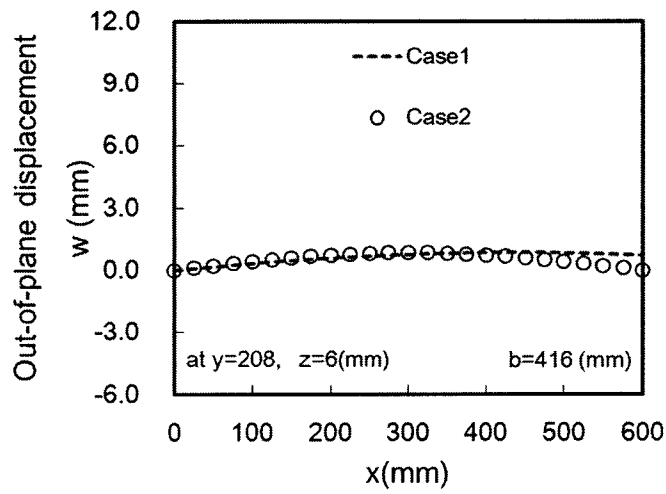


(c) b=313 (mm)

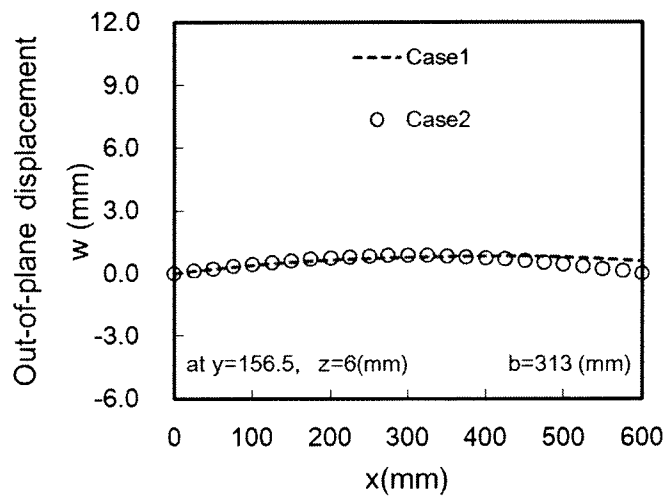
Fig.5.7 Angular distortion (T model)



(a) $b=625$ (mm)

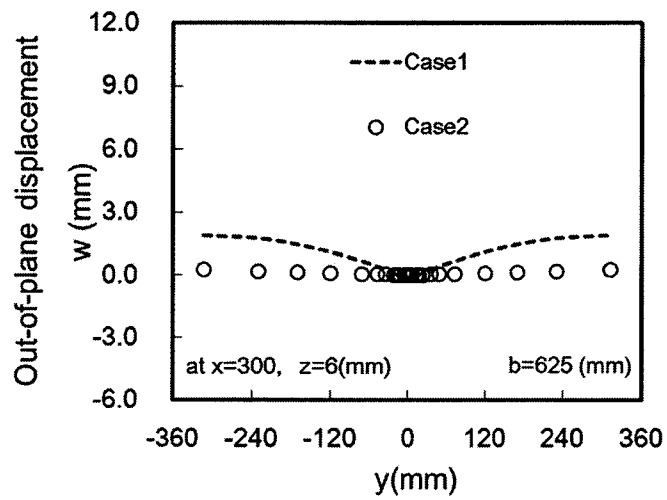


(b) $b=416$ (mm)

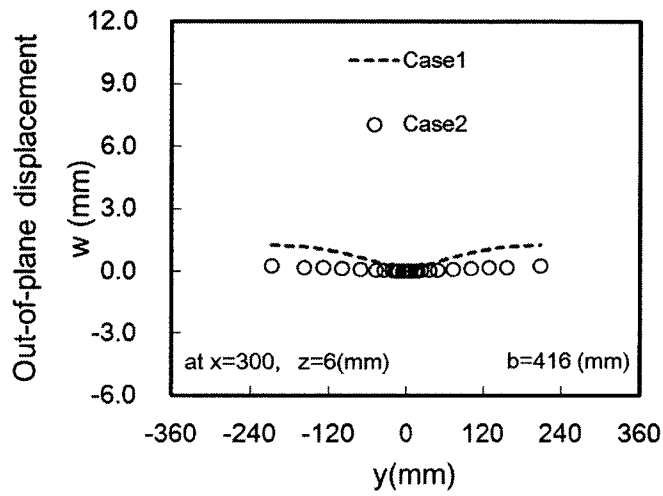


(c) $b=313$ (mm)

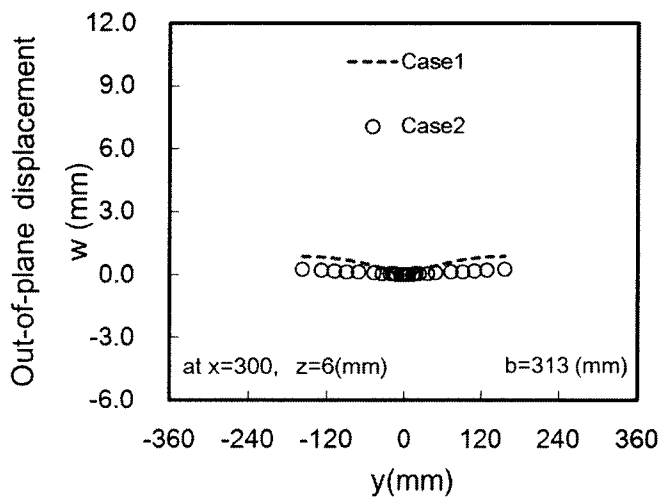
Fig.5.8 Longitudinal bending distortion (T model)



(a) $b=625$ (mm)

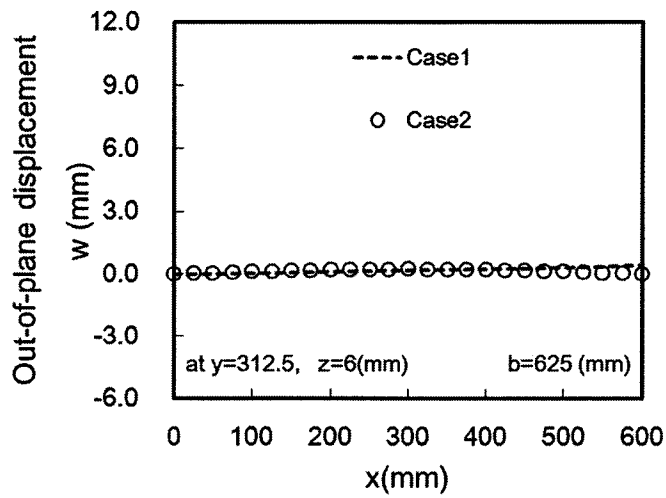


(b) $b=416$ (mm)

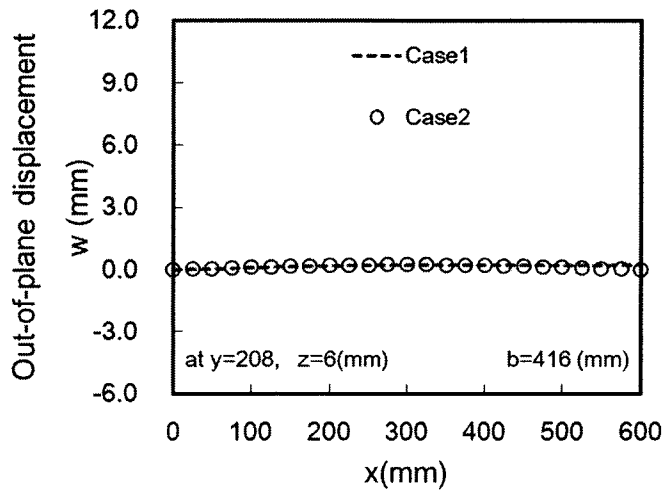


(c) $b=313$ (mm)

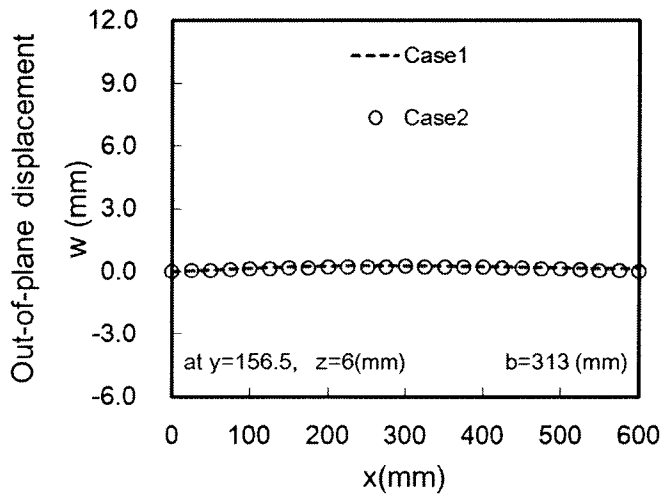
Fig.5.9 Angular distortion (C model)



(a) $b=625$ (mm)

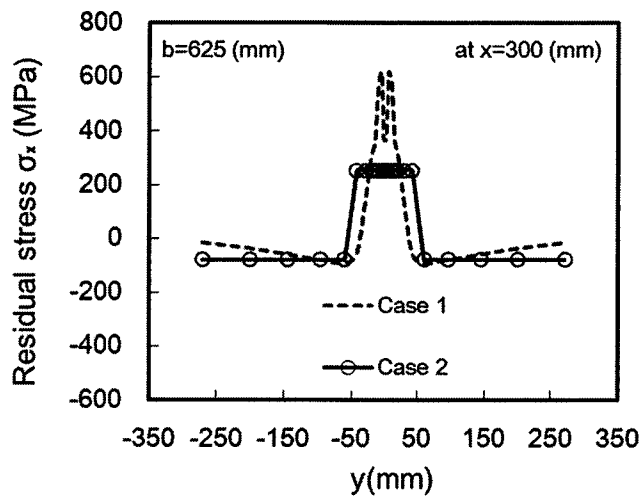


(b) $b=416$ (mm)

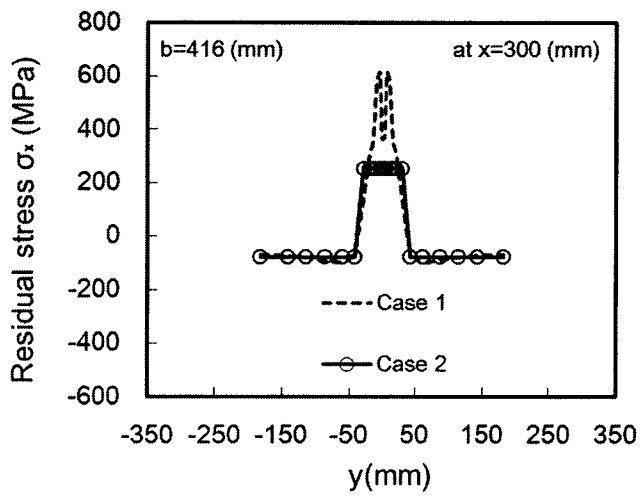


(c) $b=313$ (mm)

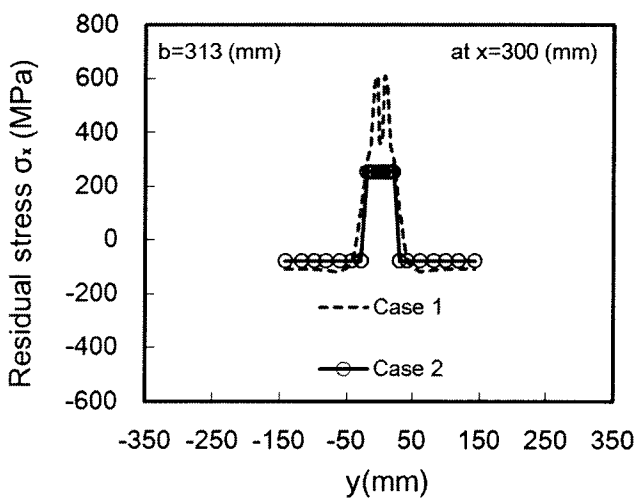
Fig.5.10 Longitudinal bending distortion (C model)



(a) $b=625$ (mm)

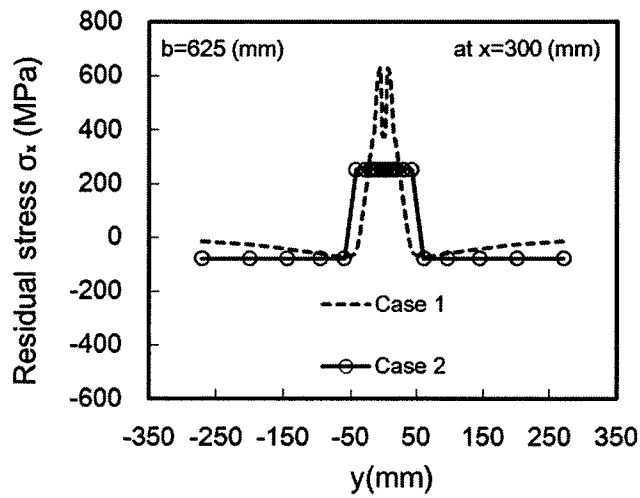


(b) $b=416$ (mm)

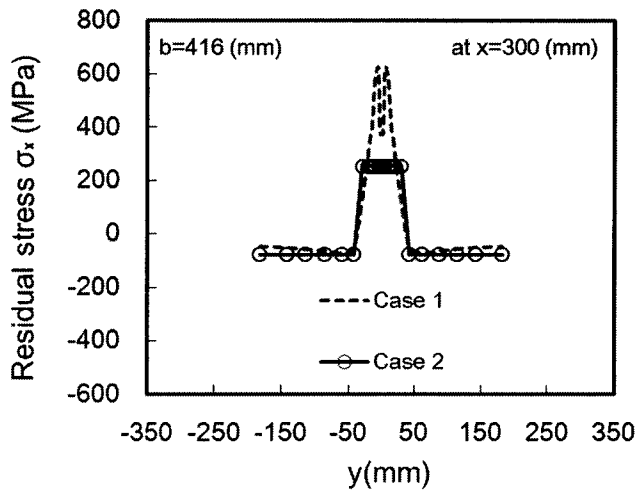


(c) $b=313$ (mm)

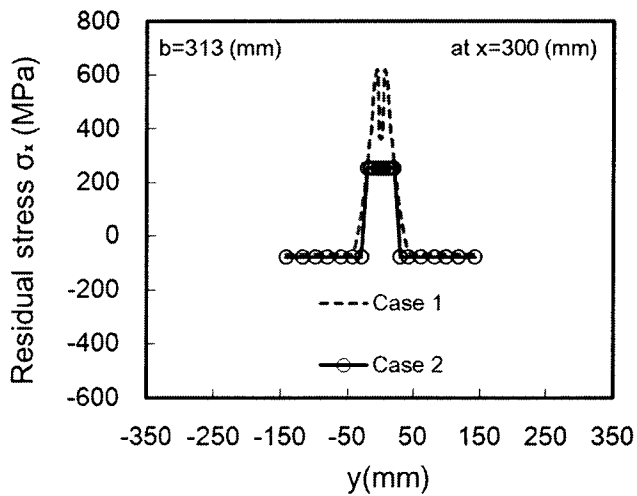
Fig.5.11 Distribution of welding direction stress (T model)



(a) $b=625$ (mm)



(b) $b=416$ (mm)



(c) $b=313$ (mm)

Fig.5.12 Distribution of welding direction stress (C model)

5.3.3 解析結果

すみ肉溶接した板の平均応力-鉛直ひずみ関係を Fig.5.13 (Tモデル) および Fig.5.14 (Cモデル) に示す。

Tモデルの場合 (Fig.5.13), 板幅によって溶接残留応力と簡易残留応力の分布は種々異なるが, 初期不整として溶接不整を忠実に再現した Case 1 (点線) と, 簡易不整を初期不整とした Case 2 (○印) の圧縮荷重下における挙動に大差ない。これは, 第3章で述べたように, Tモデルの場合, 溶接線方向応力成分: σ_x 以外の応力成分はほぼゼロであったためである。

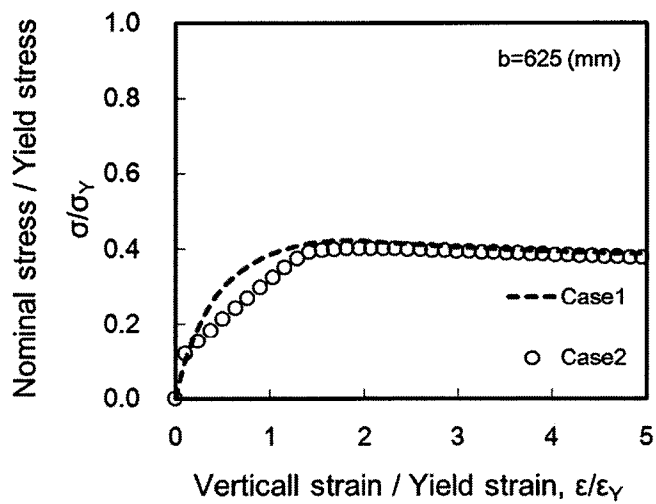
これに対し, Cモデルの場合 (Fig.5.14), Case 1 (点線) と Case 2 (○印) の挙動は大きく異なっている。

Cモデルの場合, 溶接線方向応力成分: σ_x のみならず, 溶接線直角方向応力成分: σ_y が大きい。このため, 応力全6成分を考慮した Case 1 と, σ_x のみを簡易化して用いる Case 2 では, 弾塑性状態が大きく異なる。したがって, Case 1 と Case 2 の挙動に大きな差が生じたものと考えられる。

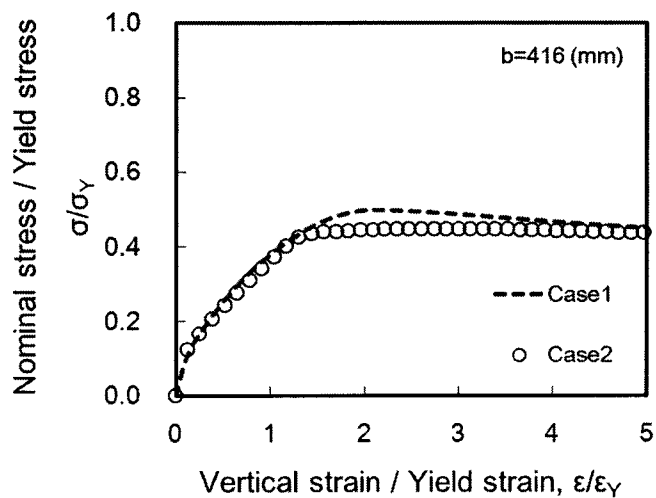
ところで, 板幅: $b=625\text{mm}$ の場合は Case 1 に比べ, Case 2 の終局強度がやや大きい。板幅: $b=416\text{mm}$ および 313mm の場合, Case 1 に比べ, Case 2 の終局強度は 40%程度小さい。

Cモデルでは, 境界条件として, 補剛材のみがスキンプレーットの面外変位を拘束しており, 補剛材位置 ($y=0\text{mm}$) には引張残留応力が存在する。この領域が圧縮荷重により塑性化すると, それ以上荷重は上昇せず, 終局状態に達する。板幅: $b=625\text{mm}$ の場合, 溶接残留応力に比べ, 簡易残留応力の引張応力存在域が広い。板幅: $b=416\text{mm}$ および 313mm の場合, 溶接残留応力と簡易残留応力の引張応力存在域はほぼ同じであるが, 溶接残留応力の方が, 簡易残留応力に比べ, 引張応力が大きく, 圧縮荷重下において補剛材近傍が塑性化するまで荷重が上昇するため, Case 1 に比べ, Case 2 の終局強度が小さくなったものと考えられる。

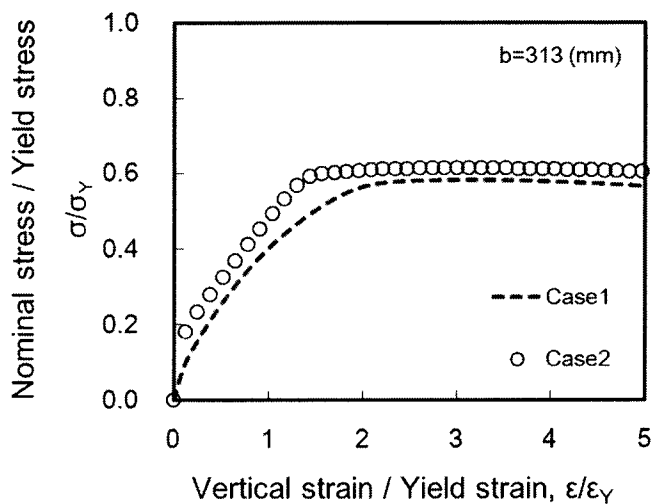
圧縮荷重下の従来研究においては, 圧縮応力に注目されることがほとんどであったが, 境界条件によっては, 引張応力が板の終局強度に大きく影響を及ぼすことがわかった。生成される引張応力の大きさは降伏応力以上とすることはないものの, その存在域を大きく見積る傾向にあり, これが終局強度を過大評価する危険性がある。特に, 板幅が大きい場合, 引張応力の存在域を過大評価することになり, 簡易残留応力の解析モデルを作製する場合, 引張応力の存在域に特段の注意が必要であることがわかった。



(a) $b=625$ mm

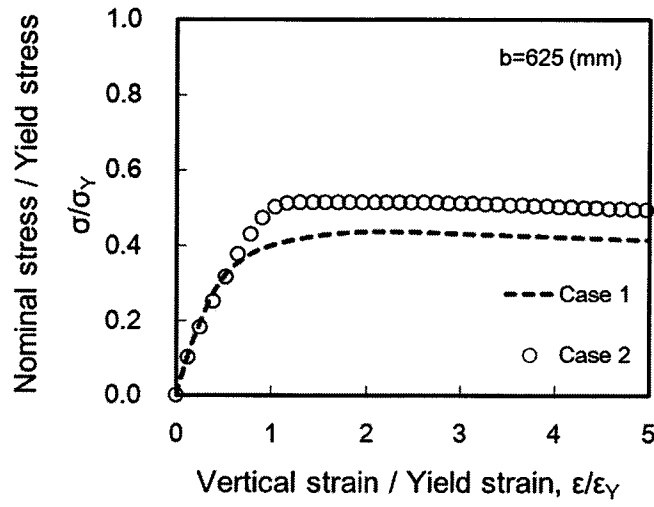


(b) $b=416$ mm

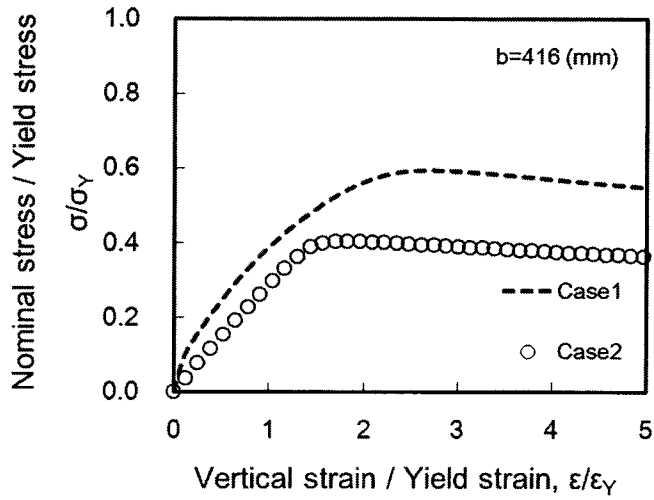


(c) $b=313$ mm

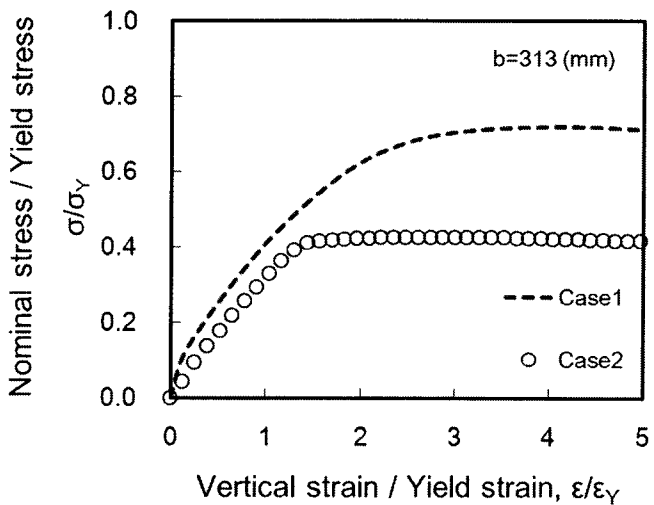
Fig.5.13 Average stress and average strain curves (T model)



(a) $b=625$ mm



(b) $b=416$ mm



(c) $b=313$ mm

Fig.5.14 Average stress and average strain curves (C model)

5.4 結言

本章では、簡易不整モデルを用いて得られる弾塑性力学挙動に注目し、その力学的意義を検討した。

得られた主な知見を以下に示す。

突合せ溶接した板を対象に、熱弾塑性解析により求めた溶接不整と簡易不整モデルを初期不整モデルとした場合に対し、弾塑性大変形解析を実施した。熱弾塑性解析により求めた溶接不整を初期不整モデルとした板の力学挙動を基本として、簡易不整モデルを初期不整モデルとして得られる弾塑性力学挙動の意義を検討した。結果によれば；

- (1) 溶接線方向に圧縮荷重が載荷される場合、載荷方向の面外たわみである縦曲り変形が板の力学挙動を支配する。
- (2) 残留応力のうち、溶接線方向の応力成分のみを簡易化して用いる場合、応力全6成分を考慮する場合とは弾塑性状態が大きく異なる。すなわち、荷重負荷下における塑性化の進展状況が異なり、力学挙動が正しく評価されない場合がある。
- (3) 残留応力の観点から、溶接線方向応力成分のみ簡易化して得られる結果は、終局強度を過大評価する危険性がある。

突合せ溶接と同様、すみ肉溶接した板を対象に、簡易不整モデルを初期不整モデルとして得られる弾塑性力学挙動の意義を検討した。結果によれば；

- (4) Tモデルの場合、応力全6成分のうち、溶接線方向以外の成分はほぼゼロであった。このため、結果として、溶接線方向の応力成分のみを簡易化した場合と同じ弾塑性挙動を示した。
- (5) Cモデルを想定した場合、溶接線方向の応力成分のみならず、溶接線直角方向の応力成分が大きくなる。すなわち、応力全6成分を考慮した場合と、簡易残留応力（溶接線方向の応力成分のみを簡易化）を考慮した場合では、弾塑性状態が大きく異なるため、両者の力学挙動に大きな違いが生じる。
- (6) Cモデルでは、板の面外変位を拘束する補剛材位置に引張残留応力が存在する。溶接残留応力に比べ、引張応力の存在領域を過大に見積る簡易残留応力を用いた場合、溶接残留応力を正確に考慮した場合に比べ、板の終局強度が過大評価されることがわかった。
- (7) 従来研究における簡易残留応力では、圧縮応力が注目されることがほとんどであったが、境界条件によっては、引張応力が板の終局強度に大きく影響を及ぼす。特に、板幅が大きい場合、簡易残留応力の引張応力の存在域を大きく見積る傾向にあり、簡易残留応力の解析モデルを作製する場合、この点特段の注意が必要である。

第5章 参考文献

- 5.1) 小松定夫, 北田俊行, 宮崎清司: 残留応力および初期たわみを有する圧縮板の弾塑性解析, 土木学会論文報告集, No. 244, pp. 1-14, 1975.
- 5.2) 小松定夫, 牛尾正之, 北田俊行: 補剛板の溶接残留応力および初期たわみに関する実験的研究, 土木学会論文報告集, No. 265, pp. 25-35, 1977.
- 5.3) 小松定夫, 北田俊行: 補剛された圧縮板の弾塑性有限変位挙動の一解析手法, 土木学会論文報告集, No. 296, pp. 1-12, 1980.
- 5.4) 奈良敬, 津田真, 福本嘔士: 面内曲げと圧縮を受ける鋼板の極限強度の評価法に関する研究, 土木学会論文報告集, No. 392, pp. 259-264, 1988.
- 5.5) 奈良敬, 出口恭司, 福本嘔士: 純せん断応力を受ける鋼板の極限強度特性に関する研究, 土木学会論文報告集, No. 392, pp. 265-271, 1988.
- 5.6) 奈良敬, 小松定夫, 北田俊行: 連続補剛版の極限圧縮特性に関する研究, 土木学会論文報告集, No. 392, pp. 273-280, 1988.
- 5.7) 川西直樹, 後藤芳顯: 鋼構造物の有限要素法解析における残留応力と初期たわみの導入方法について, 構造工学論文集 Vol. 45A, pp. 137-148, 1999.
- 5.8) For example; O. C. Zienkiewicz and R. L. Taylor: THE FINITE ELEMENT METHOD, Fourth Edition, Volume 2, Solid and Fluid Mechanics, Dynamics and Non-Linearity, 1991.

第6章

結 論

本論文は、薄肉構造部材の弾塑性力学挙動解明における溶接不整の提示と再現、さらには、簡易不整モデルを用いて得られる結果を基本に、その力学的意義を明らかにしたものである。

まず、大変形理論に基づく熱弾塑性解析プログラムを開発し、新たに開発した大変形理論に基づく熱弾塑性解析で得られる溶接変形・残留応力の力学的意義を明らかにした。そして、鋼構造部材の圧縮荷重下における弾塑性力学挙動を高精度に求めるために導入する初期不整（溶接変形・残留応力）の予測手法を明示した。その予測手法により得られた溶接不整を提示すると共に、弾塑性大変形解析に導入する初期不整を高精度に再現導入する方法を提案した。また、弾塑性大変形解析において高精度に再現された溶接不整が薄板構造部材の弾塑性挙動に及ぼす影響を明らかにすると共に、得られた結果を基本として、簡易不整モデルを用いて得られる結果とその力学的意義を明らかにした。

本章では、各章で得られた主な結果をまとめると共に、それらを総括する。

第1章では、本研究の背景および既往の研究について整理すると共に、本研究の目的・構成を述べた。

第2章では、新たに開発した大変形理論を基本とする熱弾塑性解析プログラムを用いて、突合せ溶接実験をシミュレーションした。得られた結果と微小変形理論に基づく熱弾塑性解析結果とを比較・検討し、大変形理論を基本とする熱弾塑性解析で得られる溶接不整（溶接変形・残留応力）の力学的意義を明らかにした。

得られた主な知見を以下に示す。

- (1) 微小変形理論に基づく熱弾塑性解析プログラムを熱弾塑性大変形解析プログラムに改造開発した。
- (2) 大変形理論に基づく解析結果は面外変形の予測精度が極端に低いことが明らかになった。このため、溶接変形の予測においては、ロッキング現象を解消（低減積分法を適用し、問題を解決している）した微小変形理論に基づく熱弾塑性解析により予測することを提案する。
- (3) 微小変形および大変形理論にかかわらず、溶接残留応力は高精度に予測できることを確認した。ただし、解析に要するCPU時間は大きく異なる。残留応力の予測に際し、上記微小変形理論に基づく熱弾塑性解析を実施することを推奨する。

以上、溶接不整（溶接変形・残留応力）を高精度に予測するといった命題に対し、微小変形理論に基づく熱弾塑性解析を実施することを提示した。

第3章では、微小変形理論に基づく熱弾塑性解析により、突合せ溶接およびすみ肉溶接で生じる3次元溶接不整（溶接変形・残留応力）を提示すると共に、それらの特徴を明示した。得られた主な知見を以下に示す。

突合せ溶接により生じる溶接不整の特徴；

- (1) 角変形はV字形であり、絶対値は板幅が大きくなるに連れて、大きくなる。
- (2) 縦曲り変形は凹形、溶接長が一定の場合、絶対値は板幅によらず一定となる。
- (3) 溶接線方向応力成分 σ_x の板幅に沿う分布は、溶接金属の収縮に起因する引張応力が主であり、これに釣合うように圧縮応力が生じる。このため、板幅により圧縮応力の形態は種々変化する。
- (4) 溶接線直角方向応力成分 σ_y の溶接線に沿う分布は、拘束の緩い板中央部は小さな引張となり、これと自己平衡するため、溶接始末端部は大きな圧縮となる。
- (5) 薄板の場合、板厚方向の応力成分 σ_z は、全領域でほぼゼロであることを確認した。これが、薄板を対象とする場合、平面応力場と仮定する根拠となっていることを再確認した。

すみ肉溶接により生じる溶接不整の特徴；

- (6) 突合せ溶接と同様、角変形は板幅に比例して大きくなるが、縦曲り変形は板幅によらずほぼ一定となる（溶接長が一定のため）ことを確認した。
- (7) 溶接線方向応力成分 σ_x は、T形モデルおよび連続補剛板モデル共に、板幅によらず引張応力の大きさおよびその存在域はほぼ同じであった。また、引張応力に釣合うため、板幅に応じて圧縮応力の大きさおよびその分布は種々変化することを確認した。
- (8) 溶接線直角方向応力成分 σ_y は、T形モデルの場合、ほぼゼロであった。これに対し、連続補剛板モデルの場合、板幅方向の面内変位が拘束されるため、降伏応力の40-60%程度の引張応力が生じることを確認した。

以上、溶接不整（溶接変形・残留応力）は、被溶接物の剛性（寸法など）に大きく依存する。剛性が小さければ大きく変形し、残留応力は小さい。これに反し、剛性が大きいと、変形は小さくなるものの、残留応力は大きく生成される。

第4章では、微小変形理論を基本とする熱弾塑性解析で求めた溶接不整（溶接変形・残留応力）を弾塑性大変形解析における初期不整として再現するに際し、不整の高精度再現に伴う問題点を指摘すると共に、不整の高精度再現に影響を及ぼす支配因子を特定した。また、不整を高精度に再現するひとつの方法を提案した。

得られた主な知見を以下に示す。

- (1) 微小変形理論に基づく熱弾塑性解析により溶接不整が高精度に求められたとしても、これを弾塑性大変形解析にそのまま導入すれば、双方の理論の違いにより、不釣合い力が不可避的に生じることがわかった。
- (2) 板厚が薄い場合、溶接変形は精度高く再現できなかったが、板厚が厚くなると、導入した

溶接変形を精度高く再現することができた。すなわち、溶接変形の再現精度は板の曲げ剛性に大きく依存することがわかった。

- (3) 残留応力は高精度に再現できた。
- (4) 導入する溶接変形の再現精度を支配する因子は、不整導入時に不可避免的に生じる不釣り合い力と、板の曲げ剛性であることがわかった。
- (5) 溶接変形が精度高く再現できない場合、溶接変形を高精度に再現するひとつの方法を提案すると共に、その正当性を検証した。

第5章では、簡易不整を用いて得られる弾塑性力学挙動を種々検討し、簡易不整の力学的意義を明らかにした。

得られた主な知見を以下に示す。

突合せ溶接した板を対象に、熱弾塑性解析により求めた溶接不整と簡易不整を初期不整とした場合に対し、弾塑性大変形解析を実施した。熱弾塑性解析により求めた溶接不整を初期不整とした板の力学挙動を基本として、簡易不整を初期不整として得られる弾塑性力学挙動を精査し、その力学的意義を検討した。結果によれば、

- (1) 溶接線方向に圧縮荷重が載荷される場合、載荷方向の面外たわみである縦曲り変形が板の挙動を支配することを確認した。
- (2) 残留応力のうち、溶接線方向の応力成分のみを簡易化して用いる場合、応力の全6成分を考慮する場合とは弾塑性状態が大きく異なる。すなわち、荷重負荷下における塑性化の進展状況が異なり、力学挙動が正しく評価されない場合のあることがわかった。
- (3) 溶接線方向の応力成分のみを簡易化して得られた従来研究成果は、残留応力の観点からは板の終局強度を過大評価する危険性がある。

すみ肉溶接した板を対象に、簡易不整を初期不整として得られる弾塑性力学挙動を精査し、その力学的意義を検討した。結果によれば、

- (4) Tモデルの場合、全6応力成分のうち、溶接線方向成分以外の成分はほぼゼロであった。このため、結果として、溶接線方向の応力成分のみを簡易化した簡易不整と同じ弾塑性力学挙動を示した。
- (5) Cモデルを想定した場合、溶接線方向の応力成分のみならず、溶接線直角方向の応力成分が大きくなる。すなわち、応力全6成分を考慮した場合と、簡易残留応力（溶接線方向の応力成分のみを簡易化）を考慮した場合とでは、弾塑性履歴が大きく異なるため、両者の力学挙動に大きな違いが生じた。
- (6) Cモデルでは、板の面外変位を拘束する補剛材位置に引張残留応力が存在する。溶接残留応力に比べ、引張応力の存在域を大きく見積る簡易残留応力を用いた場合、溶接残留応力を正確に考慮した場合に比べ、板の終局強度が過大評価されることがわかった。

- (7) 従来研究における簡易残留応力では、圧縮応力が注目されることがほとんどであったが、境界条件によっては、引張応力が板の終局強度に大きく影響を及ぼす。特に、板幅が大きい場合、簡易残留応力の引張応力の存在域を大きく見積る傾向にあり、簡易残留応力モデルを作製する場合、この点特段の注意が必要である。

第6章は、本研究で得られた主な知見と成果をまとめた。

最後に、本研究で得られた主な成果を総括する。

- (1) 溶接不整を高精度に予測するといった命題に対し、微小変形理論に基づく熱弾塑性解析を実施することにより、高精度に求めることができることを確認した。
- (2) 溶接不整（溶接変形・残留応力）は、被溶接物の板幅の変化に伴う曲げ剛性（寸法など）に大きく依存する。剛性が小さければ大きく変形し、残留応力は小さい。これに反し、剛性が大きいと、変形は小さくなるものの、残留応力は大きく生成される。
- (3) 微小変形理論に基づく熱弾塑性解析により溶接不整が高精度に求められたとしても、これを弾塑性大変形解析にそのまま導入すれば、双方の理論の違いにより、不釣合い力が不可避免的に生じることがわかった。
- (4) 導入する溶接不整（溶接変形）の再現精度を支配する因子は、不整導入時に不可避免的に生じる不釣合い力と、板の曲げ剛性であることがわかった。
- (5) 簡易不整モデルは、溶接線方向の応力成分のみを簡易化して用いるが、応力全6成分を考慮する場合とは弾塑性状態が大きく異なる。すなわち、荷重負荷下における塑性化の進展状況が異なり、力学挙動が正しく評価されない場合のあることを強く認識しておく必要がある。
- (6) Cモデルでは、引張応力が板の終局強度に大きく影響を及ぼすことがわかった。特に、板幅が大きい場合、簡易残留応力の引張応力の存在域を大きく見積る傾向にあり、板の終局強度を過大評価する危険性がある。この傾向は板幅が大きくなるほど顕著となるため、簡易残留応力のモデル作製に際し、この点特段の注意が必要である。

本論文に関する発表論文

「査読付き投稿論文」

- (1) 朴度炫, 廣田幹人, 金裕哲 : 鋼構造部材の弾塑性挙動に及ぼす 3 次元溶接残留応力の影響, 第 18 回鋼構造年次論文報告集, 2010.11.18
- (2) D-H.Park, M.Hirohata,S.Tamagawa, Y-C. Kim : Introducing/Reproducing of Welding Distortion and Residual Stress in Analysis for Elastic-Plastic Behaviors of Steel Plates under Compressive Loads, International Journal of Steel Structures, KSCE, 2010.12
- (3) D-H.Park, M.Hirohata,Y-C. Kim : Consideration for Welding Imperfection in Elastic-plastic Large Deformation Analysis, Welding in the World, IIW (投稿中)。
- (4) 金裕哲, 朴度炫, 廣田幹人 : 溶接不整と弾塑性有限変位解析における再現方法の提案, 構造工学論文集, 土木学会 (投稿中)。
- (5) 金裕哲, 朴度炫 : 熱弾塑性大変形解析で得られる溶接不整の意義, 溶接学会論文集, 溶接学会 (投稿中)。

「国際会議」

- (1) Y-C.Kim, M.Hirohata, D-H.Park, Y.Asa : Treatment of welding imperfection inelastic-plastic large deformation analysis for elucidating compressive behavior of butt-welded plate, ISSS09, KSCE, pp.62, 2009.4
- (2) D-H.Park, M.Hirohata, Y-C. Kim: Numerical treatment of welding imperfection in large deformation analysis for compressive behavior of butt-welded plate, JSBM-7, pp.295-302, 2009.10
- (3) D-H.Park, M.Hirohata, Y-C. Kim: An investigation for introducing welding imperfection in elastic-plastic large deformation analysis, Trans of JWRI, Vol.38, No.2, pp.87-93, 2009.12.
- (4) D-H.Park, M.Hirohata, K-H.Chang, Y-C. Kim: A proposal of introducing welding imperfection with high accuracy in load-carrying capacity analysis, ATSB-VI, 2010.9

「国内会議」

- (1) 金裕哲, 朴度炫: 同時並列すみ肉溶接で生じる変形・残留応力, 溶接学会全国大会講演概要, 第84集, 2009.4
- (2) 朴度炫, 廣田幹人, 金裕哲: 無補剛板に生じる溶接不整の予測における一考察, 溶接学会全国大会講演概要, 第85集, 2009.9
- (3) 金裕哲, 廣田幹人, 朴度炫, 玉川新悟: 鋼構造部材の弾塑性挙動解析における溶接不整の取扱い, 土木学会 第63回次学術講演会, 2009.9
- (4) 金裕哲, 朴度炫: 熱弾塑性大変形解析で得られる溶接不整の意義, 溶接学会全国大会講演概要, 第87集, 2010.9

謝 辞

本研究は大阪大学 金 裕哲教授の御指導のもので行われたものであります。

金 裕哲教授からは直接御指導頂き、研究だけではなく、お父さんのように、この世界で人間としてどのように生きて行くかを教えて頂きました。また、4年間の留學生活中の面倒をみてくださった事を心より感謝いたします。死ぬまで先生のご恩は忘れません。

本論文をまとめるにあたり貴重な御指導・御指摘を頂いた、大阪大学奈良敬教授ならびに鎌田敏郎教授に対し心深く感謝を表します。特に、奈良教授の講義により本研究の先行研究に関して教えて頂いたことに感謝を表します。

さらに、今は引退した堀川浩甫教授、西村宣男教授、松井繁之教授を含め、土木構造系の教官の方々にも感謝を表します。中でも大倉一郎准教授には、講義を通して御助言頂いたことに感謝を表します。

研究および留學生活の全般にあたり多大な御指導、御協力を頂いた韓国中央大学張景皓教授に心より感謝いたします。さらに、大阪大学接合科学研究所廣畑幹人特任助教、崎野良比呂助教、李相亨博士、李在翼博士、中辻義弘技官に深く感謝いたします。

大阪大学接合科学研究所信頼設計学分野研究室の玉川君、金君、柴田君を含め、学生の方々にも感謝を表します。本研究室の末松千代子さんには、研究室の生活において大変お世話になりました。本当にありがとうございました。

最後に、陰ながら応援してくれた韓国の妻および息子を含め、両親と家族に深く感謝し、本論文の謝辞とさせていただきます。

朴 度炫

2010. 11. 11

