The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

| | |
|---|---|
| Title | 熱収縮法による溶接変形の簡易解析手法の構築とその実機適用に関する研究 |
| Author(s) | 村上, 寛企 |
| Citation | 大阪大学, 2022, 博士論文 |
| Version Type | VoR |
| URL | https://doi.org/10.18910/88049 |
| rights | |
| Note | |

*The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA*

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

The University of Osaka

博士学位論文

# 熱収縮法による溶接変形の簡易解析手法の構築とその実機適用に関する研究

村上　寛企

2022 年 1 月

大阪大学大学院工学研究科

# 目　次

第 1 章　緒論 ..... 1
1.1 本研究の背景 ..... 1
1.2 溶接変形シミュレーションの課題 ..... 2
1.3 本研究の目的 ..... 3
1.4 本研究の構成 ..... 3
第 1 章の参考文献 ..... 6
第 2 章　溶接変形評価に関する従来の研究 ..... 8
2.1 緒言 ..... 8
2.2 溶接熱伝導論による理論解析に基づいた溶接変形の評価指標とその課題 ..... 8
2.2.1　溶融部近傍の温度上昇を代表するパラメータに基づいた評価指標 ..... 9
2.2.2　溶接熱伝導論の相似則に基づいた入熱パラメータによる評価指標 ..... 10
2.2.3　理論解析に基づいた評価指標を用いた溶接角変形の評価における課題 ..... 11
2.3 熱弾塑性解析手法に関する従来研究 ..... 12
2.3.1　熱弾塑性解析手法の開発とその汎用化 ..... 12
2.3.2　統合シミュレーションを活用した力学的溶融温度域を代表する評価指標 ..... 12
2.3.3　熱弾塑性解析手法の高速化 ..... 14
2.4 固有ひずみ法に関する従来研究 ..... 15
2.5 溶接変形シミュレーションに関する課題と本研究の取り組みの意義 ..... 19
第 2 章の参考文献 ..... 20
第 3 章　熱収縮法の概要と従来アプローチを用いた溶接変形解析の課題 ..... 24
3.1 緒言 ..... 24
3.2 従来手法である Shrinkage 法の概要 ..... 24
3.3 インフラ構造物のバタリング溶接に対する Shrinkage 法の適用 ..... 24
3.3.1　実験方法 ..... 24
3.3.2　実験計画法を活用した Shrinkage 法の入力データ設定 ..... 25
(a)　収縮領域を構成する因子に対する感度解析 ..... 26
(b)　矩形形状を有する収縮領域の適正寸法の評価 ..... 29
3.3.3　数値解析モデルおよび数値解析条件 ..... 30
3.3.4　Shrinkage 法の実施方法 ..... 31
3.3.5　溶接変形の比較に基づくインフラ構造物への適用性評価 ..... 32
3.4 製品規模の大型構造物に適用する上での Shrinkage 法の課題 ..... 33
3.5 本研究で提案する熱収縮法の概要 ..... 33
3.6 熱収縮法による簡易シミュレーションの構成と計算の流れ ..... 34
3.7 熱収縮法のシミュレーションモデル ..... 36
3.7.1　熱伝導解析 ..... 36
3.7.2　弾塑性解析 ..... 37
3.8 結言 ..... 37
第 3 章の参考文献 ..... 38

第 4 章　熱収縮法の入力データ設定方法論の構築 ..... 39
4.1 緒言 ..... 39
4.2 MAG 溶接実験方法 ..... 39
4.3 熱弾塑性解析の実施方法 ..... 40
4.4 熱収縮法の実施方法 ..... 43
4.5 溶接変形の比較に基づく熱収縮法パラメータの適正化 ..... 44
4.6 溶接変形が一致した要因に関する考察 ..... 46
4.7 熱収縮法の入力データの設定値に関する固有ひずみ発生特性に基づく検証 ..... 49
4.8 結言 ..... 51
第 4 章の参考文献 ..... 51
第 5 章　適正化した熱収縮法の多層溶接への応用 ..... 53
5.1 緒言 ..... 53
5.2 ビードオンプレート溶接に関する検討 ..... 53
5.2.1　数値解析条件 ..... 53
(a) 試験片形状および溶接条件 ..... 53
(b) 熱弾塑性解析の実施方法 ..... 54
(c) 熱収縮法の実施方法 ..... 56
5.2.2　1 パス溶接後および 2 パス溶接後の溶接変形の評価 ..... 57
5.2.3　2 パス溶接時における溶接変形の発生挙動に関する考察 ..... 58
5.3 多層肉盛溶接に関する検討 ..... 64
5.3.1　実験条件 ..... 64
5.3.2　数値解析条件 ..... 66
(a) 試験片形状および溶接条件 ..... 66
(b) 熱弾塑性解析の実施方法 ..... 67
(c) 熱収縮法の実施方法 ..... 69
5.3.3　数値解析結果 ..... 69
(a) 熱伝導解析により得られた溶込み形状の数値解析結果 ..... 69
(b) 熱収縮法および熱弾塑性解析で得られた溶接変形の数値解析結果 ..... 71
(c) 熱収縮法および熱弾塑性解析の計算時間の比較 ..... 74
5.4 結言 ..... 75
第 5 章の参考文献 ..... 76
第 6 章　本研究で提案した熱収縮法の建設機械構造物への適用 ..... 77
6.1 緒言 ..... 77
6.2 数値解析モデルおよび数値解析条件 ..... 77
6.2.1　熱弾塑性解析の実施方法 ..... 78
6.2.2　熱収縮法の実施方法 ..... 79
6.3 溶接変形の比較に基づく建設機械構造物への適用性評価 ..... 80
6.3.1　熱収縮法および熱弾塑性解析で得られた溶接変形の数値解析結果 ..... 80
6.3.2　熱収縮法と熱弾塑性解析で変形傾向が異なる溶接パスにおける変形挙動の考察 ..... 83
6.4 結　言 ..... 84
第 6 章の参考文献 ..... 85

第 7 章　総括.....86
付録 A　熱収縮法による溶接残留応力の評価.....89
A.1 緒言.....89
A.2 数値解析モデルおよび数値解析条件.....89
A.3 熱収縮法および熱弾塑性解析で得られた溶接残留応力の数値解析結果.....90
A.4 結言.....98
本研究に関する業績一覧.....99
謝　　辞.....101

# 第1章 緒論

## 1.1 本研究の背景

実用可能なアーク溶接法が 19 世紀に開発されて以降，船舶や自動車を始めとする輸送機器や建設機械を始めとする産業機器，橋梁を始めとするインフラ構造物，原子力や石油を始めとするプラント機器などの幅広い分野において溶接は代表的な接合技術の一つとして貢献してきた．機械的な接合方法であるボルトやリベットと比較して，接合のための追加部品が不要であり安価で製造できること，接合部の気密性および水密性を確保できることに加えて接合可能な形状の自由度が高いことが溶接のメリットとして挙げられており，コスト面や接合の自由度の観点から溶接は現在までに広く適用されてきたと考えられる．

一方で，接合箇所を局所的に加熱する溶接は，接合部に与えられる局所加熱および急速な自然冷却に起因して溶接変形が発生することが知られている．溶接変形が生じた構造物は，その寸法精度の確保が困難となるため次工程における組立能率の低下が懸念される．加えて溶接変形が構造物の初期不整となることで座屈強度の低下につながる場合や溶接角変形による曲げ応力の付加に伴う脆性破壊強度や疲労強度の低下を招く恐れがある．構造物の性能確保や生産性向上の観点から，古くから溶接変形は適切に制御すべきとの認識があり，溶接施工前における溶接変形防止のための考え方や溶接施工後に発生した溶接変形を矯正するための歪取りの方法が整理されてきた [1.1-1.4]．
溶接変形の防止策の一例を Table 1.1 に示す．設計段階においては，溶接変形に対する剛な構造への変更や溶接線の低減，低入熱量施工法の採用などが挙げられ，施工段階においては，逆ひずみの付与や拘束治具の利用などが挙げられる．これまでは熟練技能者の経験と勘に基づいてこうした対策がなされてきたが，熟練技能者が減少する昨今においては，熟練技能者の技能を伝承するためにも，「暗黙知」を「形式知」化していく必要がある．

Table 1.1 Measures to prevent weld distortion.

| Phase | Measures item | Contents |
|---|---|---|
| Design | Change to a structure with high rigidity | Increased rigidity against weld distortion |
| | Reduction of welded joints and welded lines | Adoption of continuous welding |
| | Adoption of welding method with small specific welding amount | Adoption of high-speed large-current automatic welding method |
| | Weld joint position optimization | Symmetrical placement of welded joints |
| Cutting | Addition of welding shrinkage allowance | Increase in plate length by the amount of welding shrinkage |
| | Addition of reverse strain | Addition of reverse strain in the direction opposite to weld distortion |
| Welding | Use of restraint jig | Restraint by hydraulic cylinder or vise |
| | Welding sequence optimization | Weld symmetrically from the center to the peripheral edges |
| | Adoption of in-plane pre-strain addition method | Application of SS method*, SH method**, SSH method*** |

*SS method; straightening method by streching, **SH method; straightening method by heating
*SSH method; straightening method by streching and heating

また，構造物の試作を通じて変形対策の有効性を検証する場合，試作に要する時間的・経済的コストが問題になる恐れがあることから，より効率的な検討手法が求められている．溶接変形に関する熟練技能者の持つ暗黙知の形式知化や効率的な検討のための有用な手段の一つとしてバーチャルで検討可能なコンピュータシミュレーションの活用が期待されている[1.5, 1.6]．

## 1.2 溶接変形シミュレーションの課題

コンピュータシミュレーションを活用した溶接変形予測手法として，有限要素法[1.7]を用いた取り組みが従来から活発になされてきた．溶接変形の解析的な評価手法としては，溶接中の熱応力・熱変形の弾塑性挙動を詳細にシミュレートする熱弾塑性解析[1.8, 1.9]と溶接変形の生成源である固有ひずみを用いた弾性計算により溶接変形を求める固有ひずみ法[1.10-1.12]の二種類が代表的な評価手法であるといえる．それぞれの解析手法の詳細は，次章における解析手法の従来研究にて述べるが，製品規模の大型構造物に対して，前節で述べたような溶接変形低減のための効率的な検討といった観点から見ると，これらの解析手法が有効活用されているとは必ずしも言えない状況である．

熱弾塑性解析は，これまでの研究成果を踏まえて，材料特性を正しく設定すること[1.13]，実際に即した熱源モデルを用いた熱伝導解析で溶接中の温度場を正確に再現すること[1.14]など，実際の溶接変形を再現するために重要なポイントが明らかになっており，熱弾塑性解析によって高精度な解析が可能になってきている[1.15]．しかしながら，溶接中の熱応力・熱変形挙動を詳細にシミュレートする熱弾塑性解析は，その非線形性から膨大な計算時間を要することが課題となっており，長らく試験片規模での適用に留まっていた．そのような背景を踏まえて，解析手法の高速化に関する研究も行われてきた．高速化した解析手法の代表例として，解析対象全体を弱非線形領域，溶接熱源近傍を強非線形領域に区別して同時に計算することで高速な処理を可能とした反復サブストラクチャー法[1.16-1.18]や熱弾塑性解析で使用される静的陰解法では解析規模の増加に伴って全体剛性方程式の構築に要するメモリ消費量が増加することに着目し，動的陽解法に基づいた溶接変形・残留応力解析手法である理想化陽解法[1.19-1.21]が挙げられる．特に理想化陽解法では，これまで現実的には計算できないとされてきた数十万節点規模の溶接構造物に対しても数十時間～数日で計算できるようになった．しかしながら，設計段階における製品の溶接変形低減策の検討では，Table 1.1 に示したように，製品の構造の変更や拘束治具の配置を始めとする複数のパラメータが存在することから，膨大なケースの解析が必要になる．熱弾塑性解析を用いて溶接変形評価を行うには，さらに短時間で計算できることが求められていると考えられる．

固有ひずみ法は，溶接変形の生成源である固有ひずみを構造物に与えて弾性解析する手法であり，溶接プロセスにおける時間経過を逐次計算する必要がないことからも，熱弾塑性解析よりも非常に短時間で計算が可能である．数十 m 規模の構造物を 1 分以内で計算完了した事例[1.22]もあり，製品規模の大型構造物に対する溶接変形評価手法として適しているといえる．固有ひずみ法では，構造物に与える固有ひずみの値や固有ひずみを付与する領域が結果として得られる溶接変形に影響を及ぼすことが知られているが，固有ひずみの与え方に関しては種々の研究がなされているものの[1.10, 1.12, 1.23]，未だに統一的な見解が得られていない．現状では同じ溶接部を有する基本継手を対象とした実験計測や熱弾塑性解析などによってこれらを取得することが多く，解析に必要な固有ひずみを得るための予備検討に時間と手間を要しているため，固有ひずみ法の利点である計算時間の短さを必ずしも活用できていない場合も見受けられる．固有ひずみ法が溶接変形の簡易的な予測・評価手法として有用となるためには，溶接変形の生成源である固有ひずみは溶接中の温度分布に依存することから，この物理現象を踏まえた上で入力データとなる固有ひずみの設定方法を確立する必要が

ある．

以上のように，製品規模の大型構造物に対して溶接変形の事前評価を行う場合，既存の評価手法では計算時間もしく解析上必要となる入力データの設定の任意性が課題となっており，これらを解決できる解析手法の開発が期待されている．

## 1.3 本研究の目的

近年のものづくりの高度化および合理化の流れを受けて，製品規模の大型構造物に対して設計段階で効率的に検討可能な溶接変形の簡易的な予測・評価手法が求められているものの，既存の熱弾塑性解析や固有ひずみ法をそのまま適用するには計算時間や解析上の設定に関して課題が残されている．本研究では，既存の評価手法における適用方法を工夫および検討することにより，設計段階における溶接変形の事前評価ツールとして実用的に使用可能な溶接変形解析手法の開発を目的とする．具体的には，解析上必要となる入力データが溶接条件に応じて定まること，製品規模の大型構造物に対して実用的な計算時間で解析できることを達成する溶接変形解析手法の開発を目的とする．

## 1.4 本研究の構成

本研究の構成を Fig. 1.1 に示し，これに基づいて各章の概要について以下に説明する．

第 1 章では, 溶接構造物やその製造工程において溶接変形が及ぼす影響について述べるとともに, 溶接変形の適切な予測・制御が必要であることを示した．溶接変形の予測手法として詳細な挙動を把握可能な熱弾塑性解析と簡易手法である固有ひずみ法を取り上げ，製品規模の大型構造物に適用する上でのこれらの手法の課題について整理した．それに基づいて，本研究の目的を明確にした．

第 2 章では，溶接変形解析手法に関する従来研究について論じた．溶接変形の代表的な解析手法である熱弾塑性解析と固有ひずみ法を中心に，近年開発された熱収縮法を加えて，従来の研究の流れや製品規模の大型構造物への適用といった観点からこれらの解析手法を適用するための課題について整理した．これらの課題を受けて，実用的な溶接変形解析手法を構築するために本研究で研究対象とするべき解析手法について考察した．

第 3 章では，熱ひずみを構造物に与えて弾塑性解析を行う熱収縮法を取り上げ，熱収縮法の解析手法の概要や計算の流れについて整理するとともに，解析に必要となる入力データを明確にした．さらには，現行の熱収縮法によるアプローチを用いて実機構造物である円筒試験体を対象として溶接変形評価を実施した．溶接実験結果との比較を通じて熱収縮法の有用性について評価するとともに，解析手法としての課題について考察した．

第 4 章では，第 3 章で明確にした課題を解決するために，熱収縮法の入力データである収縮領域と収縮ひずみの適正な設定値を明確にすることを目的に，ビードオンプレート溶接を対象として設定値に関するパラメータスタディを実施した．溶接実験および熱弾塑性解析結果との比較を通じて熱収縮法の適正値を明確にした上で，角変形の発生メカニズムの観点，さらには，両端固定棒に基づく固有ひずみの発生特性を参考に，その設定値の妥当性を示した．

第 5 章では，第 4 章で明確にした熱収縮法の設定値が，多層溶接においても適用可能であるかについて評価するために，2 パスのビードオンプレート溶接と 4 層 6 パスの突合せ多層肉盛溶接を対象に熱収縮法による溶接変形解析を実施した．2 パスのビードオンプレート溶接の検討結果より，複数パス溶接時の熱収縮法による固有ひずみの発生挙動について明確にした上で，前章で確立した設定値で実用上適用可能であることを示した．加えて，4 層 6 パスの突合せ多層肉盛溶接の検討結

果より，実測値および熱弾塑性解析結果の角変形を精度良く再現できたことから，多層溶接においても熱収縮法が適用可能であることを示した．

第 6 章では，実機大構造物の例として建設機械構造物を取り上げ，第 4 章および第 5 章で構築した熱収縮法を用いて溶接変形の予測・評価を試みた．得られた結果より，提案した熱収縮法による溶接変形解析手法が実機大構造物に対する溶接変形予測・評価において十分な精度を有していることを明らかにした．

第 7 章では，本研究で得られた成果を総括した．

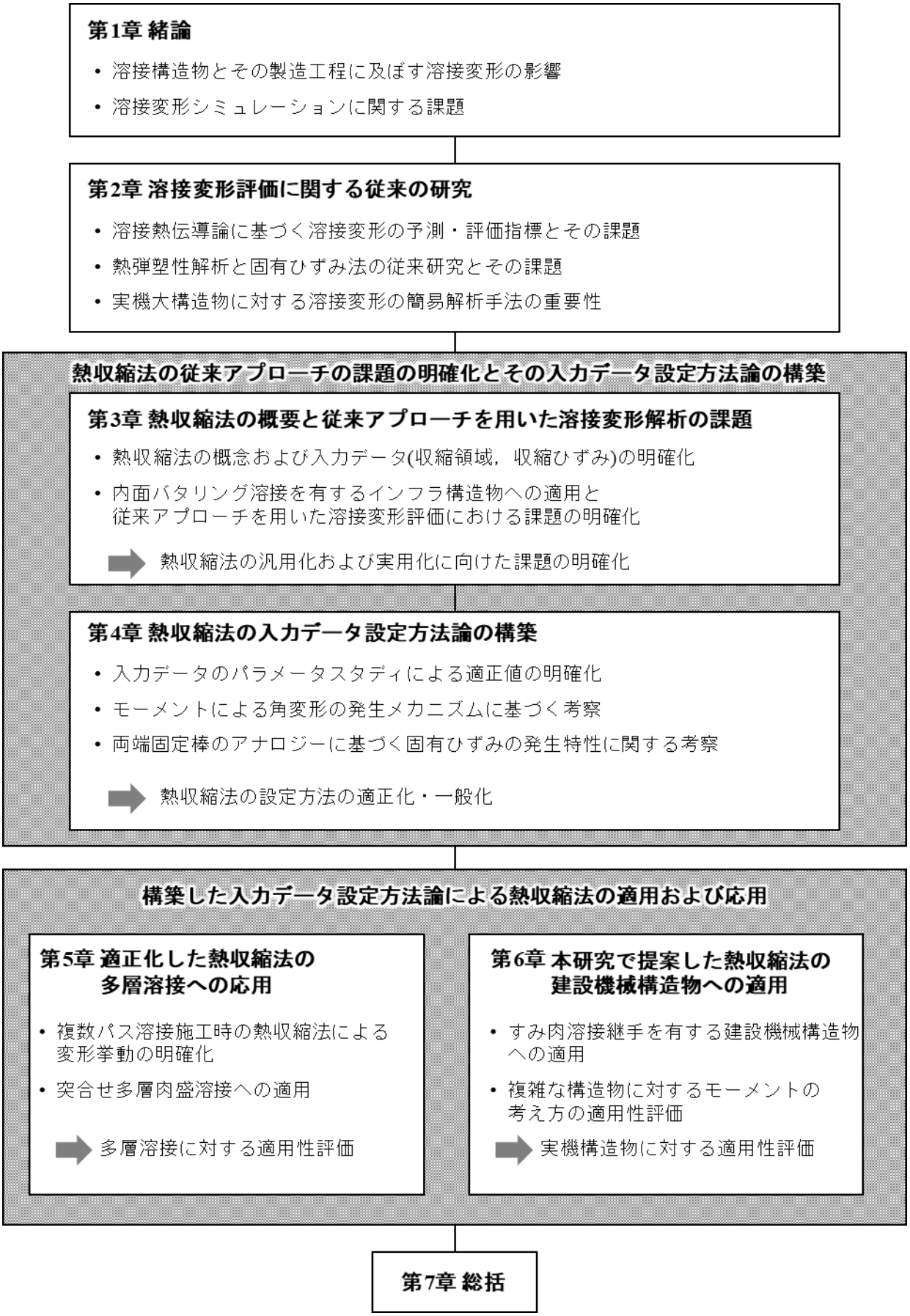



Fig. 1.1 Flowchart of this study.

## 第 1 章の参考文献


1.1) 松井繁朋：薄板の変形対策，溶接学会誌，第 52 巻，第 5 号 (1983)，pp. 458–466.

1.2) 宮田隆文：造船工作における変形防止，溶接学会誌，第 52 巻，第 7 号 (1983)，pp. 606–614.

1.3) 阪口章，田中孝宏：溶接変形の予測と対策(1)・・・薄板構造物，溶接学会誌，第 60 巻，第 6 号 (1991)，pp. 466–471.

1.4) 山川武人：溶接変形の防止と制御，溶接学会誌，第 67 巻，第 2 号 (1998)，pp. 121–125.

1.5) 上田幸雄，村川英一：溶接および種々の熱加工における力学現象のシミュレーション，溶接学会誌，第 60 巻，第 7 号 (1991)，pp. 587–591.

1.6) 例えば；村川英一：溶接変形予測のためのシミュレーション法開発，溶接学会誌，第 70 巻，第 2 号 (2001)，pp. 293–299.

1.7) 例えば；E. S. Neto, D. Peric, and D. Owen: 非線形有限要素法，森北出版 (2012).

1.8) 藤田譲, 野本敏治:熱弾塑性問題に関する研究 (その 1), 日本造船学会論文集, 第 130 号 (1971), pp. 183–191.

1.9) 上田幸雄, 山川武人：有限要素法による熱弾塑性挙動の解析, 溶接学会誌, 第 42 巻, 第 6 号 (1973), pp. 567–577.

1.10) 村川英一，羅宇，上田幸雄：固有ひずみを用いた弾性計算による溶接変形および残留応力の推定，日本造船学会論文集，第 180 号 (1996), pp. 739–751.

1.11) 野本敏治, 武市祥司, 青山和浩：溶接変形の予測に基づく精度管理システムに関する研究，日本造船学会論文集，第 181 号 (1997), pp. 249–260.

1.12) 野本敏治，寺崎俊夫：固有ひずみを媒介としたパイプ円周溶接で生じる残留応力と溶接変形の予測，日本機械学会論文集(A 編)，第 66 巻，第 642 号 (2000)，pp. 374–381.

1.13) 望月正人：溶接構造物の残留応力解析手法の開発とその強度評価への応用に関する研究，京都大学学位論文，(1997).

1.14) 岡野成威，松下和憲，望月正人，豊田政男：移動熱源の影響に注目した入熱パラメータと角変形の関係に関する一考察，溶接学会論文集，第 28 巻，第 3 号 (2010)，pp. 272–280.

1.15) 岡野成威，宮坂史和，田中学，望月正人：ガスメタルアーク溶接プロセスモデルの溶接力学シミュレーションへの応用，溶接学会論文集，第 32 巻，第 4 号 (2014)，pp. 276–283.

1.16) H. Nishikawa, I. Oda, H. Serizawa, and H. Murakawa: Development of High-speed and High-precision FEM for Analysis of Mechanical Problems in Welding, Transactions of JWRI, Vol. 33, No. 2 (2004), pp. 161–166.

1.17) 西川弘泰，芹澤久，村川英一：大規模シミュレーションの実機適用，溶接学会論文集，第 24 巻，第 2 号 (2006)，pp. 168–173.

1.18) H. Nishikawa, H. Serizawa, and H. Murakawa: Actual application of FEM to analysis of large scale mechanical problems in welding, Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 12, No. 2 (2007), pp. 147–152.

1.19) 生島一樹，伊藤慎介，柴原正和：GPU を用いた並列化理想化陽解法 FEM の開発，溶接学会論文集，第 31 巻，第 1 号 (2013)，pp. 23–32.

1.20) K. Ikushima, T. Minamino, A. Kawahara, H. Yuto, A. Nagai, K. Tani, T. Tsuji, J. Yamada, M. Nakatani, and M. Shibahara: Enhanced large-scale analysis method and its application to multiaxial pipe weld, Welding in the world, Vol. 60 (2016), pp. 915–929.

1.21) 生島一樹，前田新太郎，家下輝也，河原充，阿部雄太，木内大貴，柴原正和：大規模複雑構造

物の溶接変形解析に向けた理想化陽解法 FEM の拡張と実大構造物への適用，溶接学会論文集，第 37 巻，第 4 号 (2019)，pp. 141–151.

1.22) N. Ma, J. Tateishi, S. Hiroi, A. Kunugi, and H. Huang: Fast Prediction of Welding Distortion of Large Structures using Inherent Deformation Database and Comparison with Measurement, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, Vol. 35, No. 2 (2017), pp. 137s–140s.

1.23) 望月正人，岡野成威：固有ひずみ論に基づいた溶接角変形の支配パラメータに関する研究，日本機械学会論文集，第 82 巻，第 835 号 (2016)，15–00567.

# 第2章 溶接変形評価に関する従来の研究

## 2.1 緒言

溶接変形が溶接構造物の寸法精度の低下を招く可能性があることや，それに伴った強度低下の懸念も否定できないことから，これまでに実験的・理論的なアプローチにより溶接変形を予測する研究がなされてきた. 代表的な研究成果として, 佐藤・寺崎が提案した入熱パラメータが著名であり，現在でも溶接変形の予測・評価に用いられることが多い．しかしながら，入熱パラメータによる溶接変形の整理には多少のばらつきが含まれており，溶接熱伝導論に基づいて理論的に導出された入熱パラメータでは実際の溶接時の温度分布を正確に把握できていないことが原因として指摘されている．より高精度な予測・評価のためには数値解析を用いた高精度なシミュレーション技術の確立が望まれるようになっており，溶接現象をより詳細にシミュレートできる熱弾塑性解析手法に関する研究が進められている．このような背景から，溶接アーク現象やビード形状を考慮可能な統合シミュレーション手法も開発されており，溶接変形の発生メカニズムおよびその支配因子について定量的な理解が進みつつある．また，大型溶接構造物への適用も見据えて，熱弾塑性解析手法の高速化の研究も進められており，反復サブストラクチャー法や理想化陽解法を始めとした高速化手法が開発されてきた．従来の熱弾塑性解析では現実的な計算時間で計算が終了しない大型構造物においても，これらの手法を用いることで溶接変形・残留応力の計算が可能になってきている．

一方で，溶接変形の支配因子である固有ひずみや熱ひずみを利用した簡易的なシミュレーション手法(固有ひずみ法，熱収縮法)も開発されており，固有ひずみ・熱ひずみを構造物に与えて弾性計算もしくは弾塑性計算することで，製品規模の大型構造物の溶接変形を簡易的に見積もることが可能になってきている．簡易シミュレーション手法においてひずみの与え方が結果として得られる溶接変形の精度に影響を及ぼすことから，ひずみの設定方法に関する研究も行われており，ひずみと溶接条件の関係も明確になりつつある．

本章では，まず始めに，理論的なアプローチである溶接熱伝導論に基づいて導出されたパラメータを用いて溶接変形を整理することの意義について固有ひずみが発生する温度域の観点から考察するとともに，溶接変形の予測・評価手法としての課題を明確にした．続いて，数値シミュレーションを用いた代表的な溶接変形予測手法である熱弾塑性解析と固有ひずみ法を中心に従来の研究について整理した上で，大型溶接構造物の溶接変形の評価という観点で現状の課題について述べた.

## 2.2 溶接熱伝導論による理論解析に基づいた溶接変形の評価指標とその課題

有限要素法による数値シミュレーションが活用される以前は，溶接熱伝導論に基づいて溶接による温度分布と溶接条件の関係を明確にするとともに，溶接変形の支配因子である固有ひずみの発生特性が温度分布に応じて決まることから，溶接熱伝導論に基づいて導出されたパラメータによって溶接角変形を整理する試みがなされてきた．本章では，溶接熱伝導論に基づいて導出された溶接角変形の代表的な整理パラメータとして，渡辺・佐藤が提案した$I/h\sqrt{vh}$ ($I$：溶接電流，$h$：板厚，$v$：溶接速度)と佐藤・寺崎が提案した入熱パラメータ $Q_{net}/h^2$($Q_{net}$：単位溶接長当たりの入熱，$h$：板厚)に着目し，これらのパラメータが持つ意味に関して固有ひずみが発生する温度域の観点から考察した．さらには，これらのパラメータを用いた角変形の整理結果が多少ばらつく原因について，実験および解析の両面から検討した岡野らの研究を紹介し，溶接熱伝導論に基づいて導出されたパラメータの課題について明確にした.

### 2.2.1 溶融部近傍の温度上昇を代表するパラメータに基づいた評価指標

渡辺・佐藤は，溶接角変形を簡易的に取り扱うために，Fig. 2.1 に示すようなビードオンプレート溶接された平板を考えた [2.1)]．図中紫色の領域は塑性ひずみ(固有ひずみ)が発生する領域であり，150~200℃以上に温度上昇された領域で固有ひずみが発生するとされている．

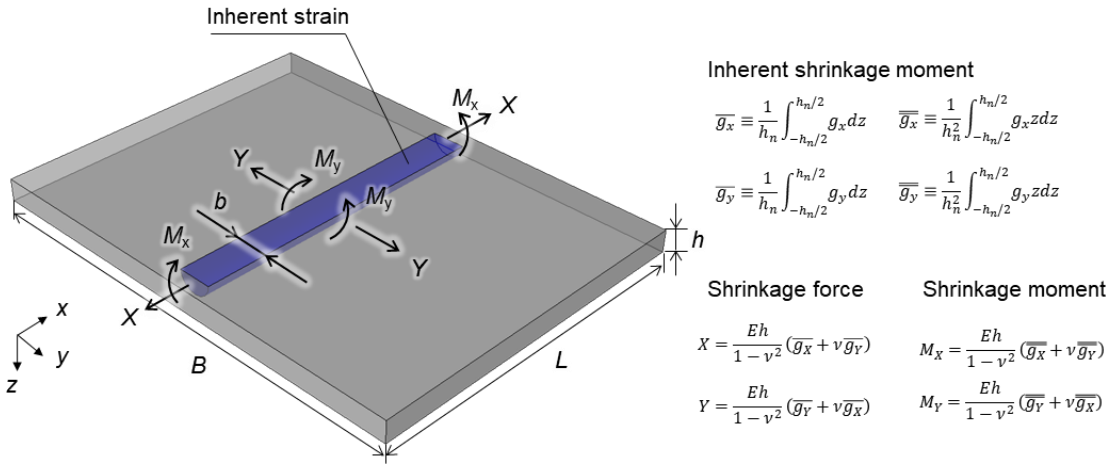



Fig. 2.1　Shrinkage force and shrinkage moment of bead-on-plate welded joint[2.1)].

図中紫色で示した領域において，固有ひずみは面内($x$, $y$ 方向)では均一に分布し，板厚方向($z$ 方向)にのみ変化すると仮定した．このような仮定の下では，溶接線中央面における力と曲げモーメントを求めることで次式の通り角変形が計算できる．

$$\delta = \int_0^{b/2} \frac{1}{R_y} dy = \left(\frac{1+\nu\zeta}{1-\nu^2}\right)\left(\frac{b}{h}\right)\left(\frac{6\overline{\overline{g_y}}}{1+c/h}\right) \tag{2.1}$$

ここで，$\nu$：ポアソン比，$c$：平均余盛高さ($=h_n - h$)，$\overline{\overline{g_y}}$：固有収縮モーメント，$\zeta = g_x / g_y$，である．式(2.1)において，固有収縮モーメントが未知のままであるから，Fig. 2.2 に示すような溶接線中央部における板厚断面の固有ひずみ分布の模式図を考える．幅 $b$ および深さ $d$ はそれぞれ固有ひずみが発生する領域に対応し，楕円形の分布であると仮定する．板表面(幅 $b$)における固有収縮力(固有ひずみの和)を $g_0$ とし，固有ひずみが一様に分布していることから，板厚方向の分布 $g_y$ は $g_y = -(b_\theta/b)g_0$ と表される．これらの仮定の下に導出された溶接角変形δは固有変形理論に基づいて以下の式で表される．

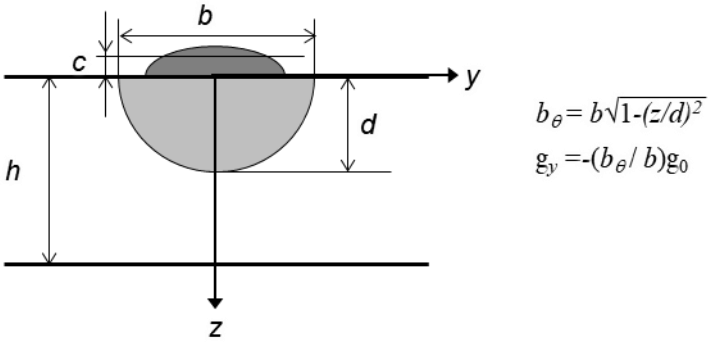



Fig. 2.2　Inherent strain distribution in thickness cross section.

$$\delta = f\left(\frac{b}{h}, \frac{d}{h}, \frac{c}{h}\right) \tag{2.2}$$

すなわち，角変形δは板厚に対する固有ひずみの発生領域の幅の比 $b/h$，深さの比 $d/h$，および余盛高さの比 $c/h$ の関数となる．比較的厚板を想定した場合には，余盛の影響が小さいことから，以下の式で表すことができる．

$$\delta \propto (b/h)(d/h) \tag{2.3}$$

また，渡辺・佐藤は，溶接条件とビード幅および溶込み深さの関係について，溶接熱伝導論に基づいて以下の関係式を求めた [2.2, 2.3]．

$$(b_p/h) or (d_p/h) \propto (I/h\sqrt{vh}) \tag{2.4}$$

ここで，$b_p$：溶込み幅，$d_p$：溶込み深さ，$I$：電流，$v$：溶接速度，$h$：板厚，である．式(2.4)と式(2.3)を関連付けて，縦軸に角変形δ，横軸に$I/h\sqrt{vh}$をとってグラフに整理することで，上に凸の形状で実験データを整理できることを示した．すなわち，電流，溶接速度そして板厚の情報があれば角変形δを推測できることになる．また，溶込み寸法を表す$I/h\sqrt{vh}$を用いて角変形を整理することは，角変形の発生要因である固有ひずみの発生領域を溶込み寸法と対応させているともいえる．渡辺・佐藤は同時に，溶接棒径の影響についても検討しており，同じ溶接条件(電流，溶接速度，板厚)であっても棒径が大きい場合は，先ほどのグラフにおける上に凸の形状が右側にずれることを示した．これは棒径が大きくなると溶け込み深さが小さくなることに対応していると結論付けている．この結果を踏まえると，提案パラメータである$I/h\sqrt{vh}$で概ね角変形を整理できるが，棒径の検討から，溶接条件のパラメータである電流や溶接速度の$I/h\sqrt{vh}$のみからでは角変形は決まらない可能性があることを示唆しているといえる．

### 2.2.2 溶接熱伝導論の相似則に基づいた入熱パラメータによる評価指標

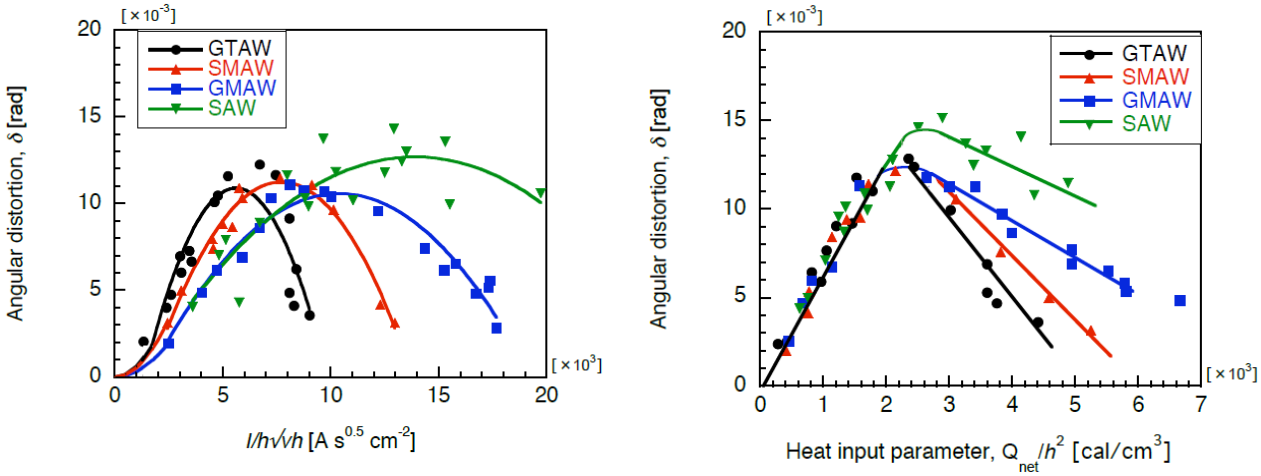
佐藤・寺崎は，溶接変形を決定する主要な因子は溶接部近傍の熱サイクルであることに着目して，熱伝導の相似則により溶接変形を整理する入熱パラメータ $Q_{net}/h^2$（$Q_{net}$：単位溶接長当たりの入熱，$h$：板厚）を提案した [2.4]．同一材料において，構造物の寸法によらず溶接角変形が等しくなるためには，板厚断面($y$-$z$ 断面)における無次元化した任意の点($Y$, $Z$)における温度履歴が等しくならなければならない [2.5]．$x$ 軸上に瞬間線熱源が投与された場合の温度分布は以下の式で表される．

$$T - T_0 = \frac{Q_{net}}{h^2}\frac{2}{\pi\rho c\tau^2} exp\left(-\frac{Y^2+Z^2}{\tau^2}\right) \tag{2.5}$$

ここで，$T_0$：初期温度，$Q_{net}$：単位溶接長当たりの入熱，$h$：板厚，$c$：比熱，$\rho$：密度，$\tau = 2\sqrt{kt}$，$Y = y/h$，$Z = z/h$，$k$：熱拡散率，である．式(2.5)の右辺第 2 項の $2/\pi\rho c\tau^2$は材料定数であるから，同一材料では右辺第一項の $Q_{net}/h^2$ が同じであれば，任意の点における温度分布は等しくなるため，相対的な固有ひずみ分布も等しくなる．入熱パラメータを用いて角変形を整理することは，角変形の発生要因である固有ひずみの発生領域が入熱によって決まることを意味する．

入熱パラメータ $Q_{net}/h^2$ で角変形を整理した結果を，渡辺・佐藤の提案したパラメータで整理した結果と併せて Fig. 2.3 に示す．Fig. 2.3 (a)に示した渡辺・佐藤の提案パラメータでは，それぞれの溶接法ごとでは上に凸で概ね統一的に整理できているものの，溶接法が異なる場合においては曲線に違いが見られる．これは，渡辺・佐藤が論文中に指摘していた棒径の考察と同様に，溶接法が異なった場合に，電流と速度から決まる$I/h\sqrt{vh}$のみが溶込み寸法を支配していない可能性がある．一方で，Fig. 2.3 (b)に示した佐藤・寺崎の提案した入熱パラメータでは，特に入熱パラメータが小さい条件 ($Q_{net}/h^2 < 2.5$) において，溶接法が異なる場合においても統一的に整理できていることから，

渡辺・佐藤の提案パラメータよりも優位性があると結論付けている．このような結果を踏まえて，今日までに角変形の整理パラメータとして入熱パラメータが幅広く使用されている．



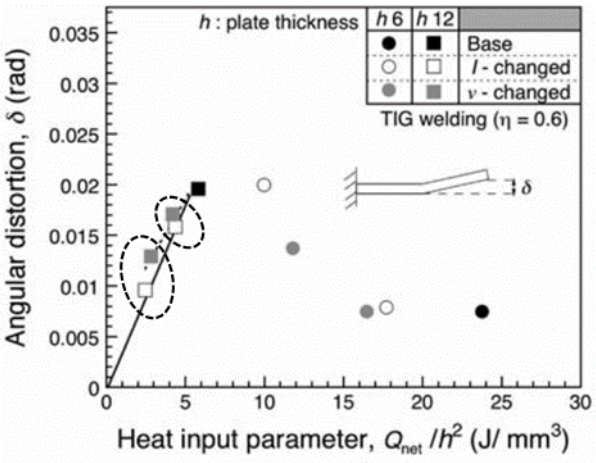

(a) Parameter of penetration size, $I/h\sqrt{vh}$　　(b) Heat input parameter, $Q_{net}/h^2$

Fig. 2.3　Arrangement of angular distortion by each parameter based on thermal conductivity theoretical parameter[2.4].

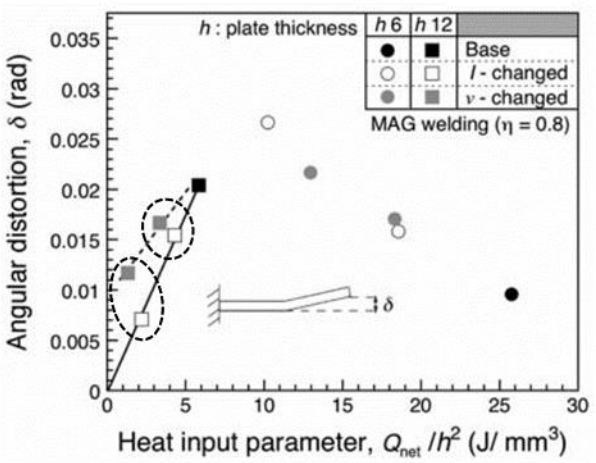
### 2.2.3　理論解析に基づいた評価指標を用いた溶接角変形の評価における課題

現状では，入熱パラメータを用いて溶接角変形を整理することが一般的であるが，この整理結果においても多少のばらつきが含まれることが従来から指摘されている．岡野らは，溶接変形を支配する固有ひずみ分布が入熱パラメータのみによって必ずしも決まらないと考え，入熱パラメータと角変形の関係に関する詳細な検討のため，入熱パラメータが一定で，溶接速度が異なる溶接条件における角変形を測定した[2.6]．角変形と入熱パラメータの関係を TIG 溶接(Tungsten Inert Gas; TIG)と MAG 溶接(Metal Active Gas; MAG)について調査した結果をそれぞれ Fig. 2.4 に示す．結果より，入熱パラメータの値が等しい場合（図中に丸印で追記した条件）であっても角変形の値に違いが見られており，溶接速度が大きい条件において角変形量が大きい傾向を示した．また，入熱パラメータと溶込み寸法や溶接部の最高到達温度についても検討しており，必ずしも入熱パラメータのみによってこれらの温度情報が決まらないことを示した．さらには，固有ひずみの発生特性は最高到達温度が力学的溶融温度域に達するか否かの影響が大きいことを示した上で，力学的溶融温度に達する領域は入熱パラメータで必ずしも決まらないことが，入熱パラメータで角変形を統一的に整理できない原因であるとしている[2.7]．

これらの一連の研究結果を踏まえて，式(2.5)から導かれた入熱パラメータは，熱源移動を考慮しない集中熱源を仮定した溶接熱伝導論に基づいて導出されたパラメータであるため，実際の温度分布を支配する因子となり得ていないことが示唆された．角変形をより高精度に予測・制御するためには，熱源移動の考慮や溶接電流や溶接法などに応じた正確な入熱量・入熱分布を考慮することが必要となり，こういったことが柔軟に考慮できる熱弾塑性数値解析の高精度化が望まれている．




(a) TIG welding




(b) MAG welding

Fig. 2.4　Arrangement of angular distortion by each parameter based on thermal conductivity theoretical parameter[2.6)].

## 2.3 熱弾塑性解析手法に関する従来研究

### 2.3.1 熱弾塑性解析手法の開発とその汎用化

1970 年代に溶接力学を数値シミュレーションに適用した熱弾塑性解析が, 藤田ら [2.8)], 上田ら [2.9)], Hibbit[2.10)]らによって開発された．開発当初は計算機の処理速度の制限のため，小規模な二次元問題の適用に留まっていたが [2.11)]，構造物全体のより詳細な変形傾向の把握のためにも三次元への適用の機運が高まっていた．計算機の急速な性能向上に伴って，Brown ら [2.12)]，上田ら [2.13-2.17)]によって三次元の構造物に対しても解析が可能となった. 加えて, 商用ソフトである Abaqus や Marc, ANSYS, SYSWELD といった有限要素解析ソフトウェアの非線形解析機能やそのユーザーサブルーチン機能が熱弾塑性解析に用いられるようになってから，様々な溶接現象を幅広く考慮できるようになった．例えば，Goldak は実際の溶込み形状を工学的に模擬可能な熱源モデルとして二重楕円熱源モデル [2.18, 2.19)]を構築した．また，三上ら [2.20)]は材料の相変態を考慮した溶接変形解析手法を構築するとともに，本来は溶接残留応力の低減を目的として開発された低変態温度溶接材料 [2.21)]が溶接変形低減にも有効であることを示した．これらの熱源モデルや材料の相変態特性はユーザーサブルーチン機能を用いることでモデリングが可能である．このように，シミュレーション環境が整備されてきことで，より高精度な溶接変形の予測・評価技術の開発が期待されている．

### 2.3.2 統合シミュレーションを活用した力学的溶融温度域を代表する評価指標

岡野らは溶接変形予測の高精度化に向けて，Fig. 2.5 に示す統合シミュレーション手法を構築した [2.22, 2.23)]．これは，溶接電流や溶接速度などの溶接入熱条件から溶接アークの入熱分布やアーク圧力分布を計算する「アーク・プラズマ(熱源)モデル [2.24, 2.25)]」，溶接中のビード形成や温度場特性を計算する「ビード形成(プロセス)モデル [2.26)]」，ビード形状と温度場特性から溶接変形を計算する「応力・変形(力学)モデル [2.9)]」を一方向連成させて計算するモデルである．この統合シミュレーションでは，溶接電流や溶接法に応じた母材への熱源特性をアーク・プラズマモデルでシミュレートできること，MAG 溶接で形成される余盛形状をビード形成モデルでシミュレートできることなどから，実際の溶接現象をより詳細にモデリングした上で溶接変形を計算することが可能になっている．

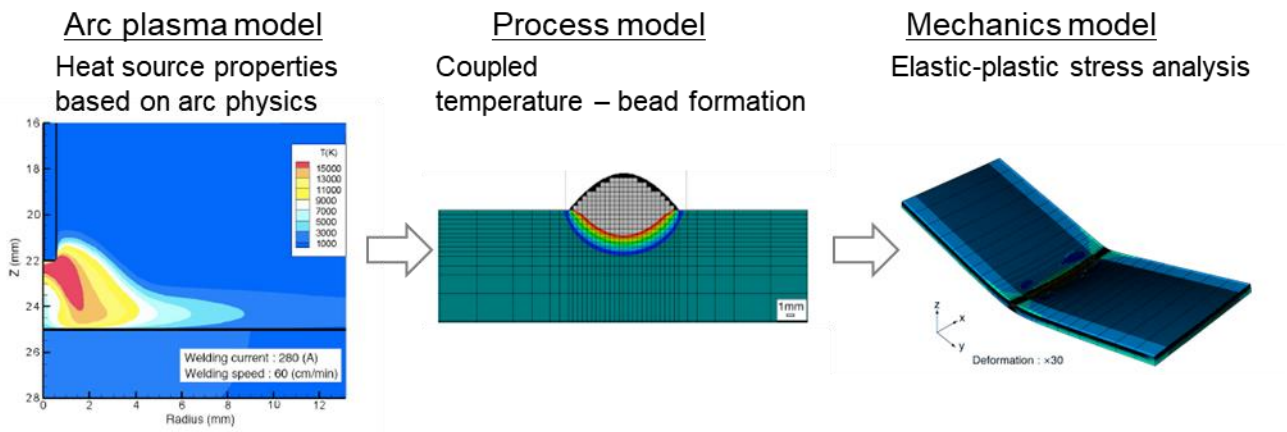



Fig. 2.5　Schematic illustration of integrated simulation model for MAG welding[2.23)].

統合シミュレーションを用いることでより実現象に即した解析結果が得られるようになってきた．例えば，溶接部にフラックスを塗布する A-TIG 溶接では，一般的な TIG 溶接と比較して溶込みが深くなることが知られているが，こういった溶込みの違いも考慮できる [2.27)]．また，初層の補修溶接によって硬化した母材の熱影響部に対して，後続の溶接熱サイクルによるテンパー効果を利用して組織改善を図るテンパービード溶接においては，各々の溶接パスで生じるビード形状と温度分布を適切にシミュレートすることが求められるが，統合シミュレーションによって溶接ビード形状や熱影響部の温度分布を精度良く予測可能である [2.28)]．こういった事例に加えて，Fig. 2.4 に示した入熱パラメータが一定の条件であっても角変形量が異なる挙動も再現できており，本シミュレーションモデルの有用性が示されている．

Fig. 2.3 (b)から分かるように，入熱パラメータが大きい条件では溶接法ごとに曲線が異なるのに対して，入熱パラメータが小さい条件では溶接法に関わらず 1 本の線で整理できた要因に関して，望月・岡野は統合シミュレーションを用いて検討した．TIG 溶接と MAG 溶接に絞って検討した結果，①MAG 溶接で生じる余盛が角変形を抑制すること，②TIG 溶接と MAG 溶接で温度分布の拡がり方が異なること，の 2 点の影響が相殺された結果であることを示した [2.29, 2.30)]．加えて，固有ひずみの発生領域が力学的溶融温度以上の温度域で支配的となる研究結果 [2.7)]に基づいて，渡辺・佐藤が考えた板厚断面の固有ひずみ分布(Fig. 2.2)の幅 $b$ と深さ $d$ を力学的溶融温度域の幅 $b_m$ と深さ $d_m$ に対応させて角変形を整理することを試みた [2.29, 2.30)]．種々の溶接条件における TIG 溶接と MAG 溶接の角変形を統合シミュレーションによって計算し，$(b_m/h)(d_m/h)$で整理した結果を Fig. 2.6 に示す．$(b_m/h)(d_m/h)$で整理することで，種々の溶接条件・溶接法に関わらず統一的な整理が可能となっている．特に，Fig. 2.3 (b)に示した入熱パラメータの整理では入熱パラメータが大きい条件($Q_{net}/h^2 > 2.5$)では，溶接法ごとに曲線が異なっていたが，$(b_m/h)(d_m/h)$ではより統一的に整理できているといえる．このように，実際の溶接現象をモデリングしたシミュレーションによって，溶接変形の発生メカニズムおよびその支配因子について定量的な理解が進みつつある．

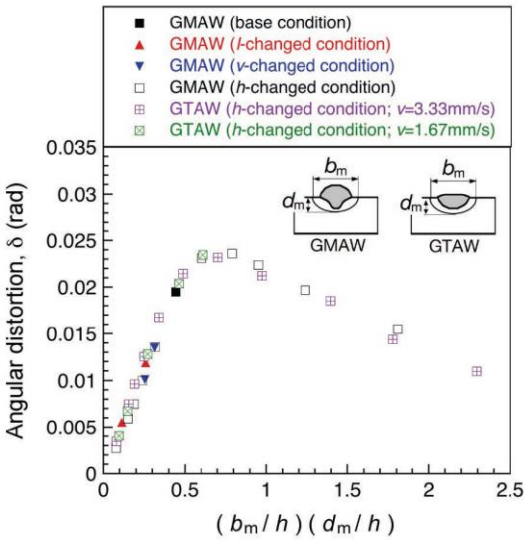



Fig. 2.6　Arrangement of angular distortion by parameter, $(b_m/h)(d_m/h)$ [2.30].

### 2.3.3　熱弾塑性解析手法の高速化

熱弾塑性解析の高精度化の研究が成果を挙げてきた一方で，計算負荷の高い熱弾塑性解析の実構造物への適用に向けて，解析の高速化に関する研究も行われてきた．Brown らは，全体構造から溶接近傍部分を再区分し，溶接熱源とともに要素を再分割する動的サブストラクチャー法 [2.31]を開発した．Boitout らは，溶接部近傍にリファインメッシュを定義し，そのリファインメッシュを熱源移動に伴って移動させるアダプティブメッシュ法 [2.32, 2.33]を開発した．Goldak らは全体構造の中に溶接部近傍のメッシュを埋め込むコンポジットメッシュ法 [2.34]を開発した．村川らは構造全体を弱非線形の領域，溶接熱源近傍を強非線形領域と定義し同時に計算することで解析の高速化を図る反復サブストラクチャー法 [2.35-2.37]を開発した．これらの方法は構造全体と溶接熱源近傍で別々に計算することで高速化を図っている．一方で，生島らは一般的な熱弾塑性解析で使用される静的陰解法では，解析規模の増加に伴って全体剛性方程式の構築に要するメモリ消費量が増加することに着目し，動的陽解法に基づいた溶接変形・残留応力手法である理想化陽解法 [2.38]を開発した．一般的な熱弾塑性解析では現実的な計算時間では終了しないとされる 33 パス溶接を有する約 42 万節点の大規模構造物に対して，理想化陽解法では約 108 時間で完了することを示した．Fig. 2.7 に示すように，他にも多軸パイプ [2.39]（解析手法；理想化陽解法）や圧縮機インペラ [2.40]（解析手法；反復サブストラクチャー法），建設機械 [2.41]（解析手法；理想化陽解法）などの構造物にも適用されており，製品規模での計算が可能になりつつある．

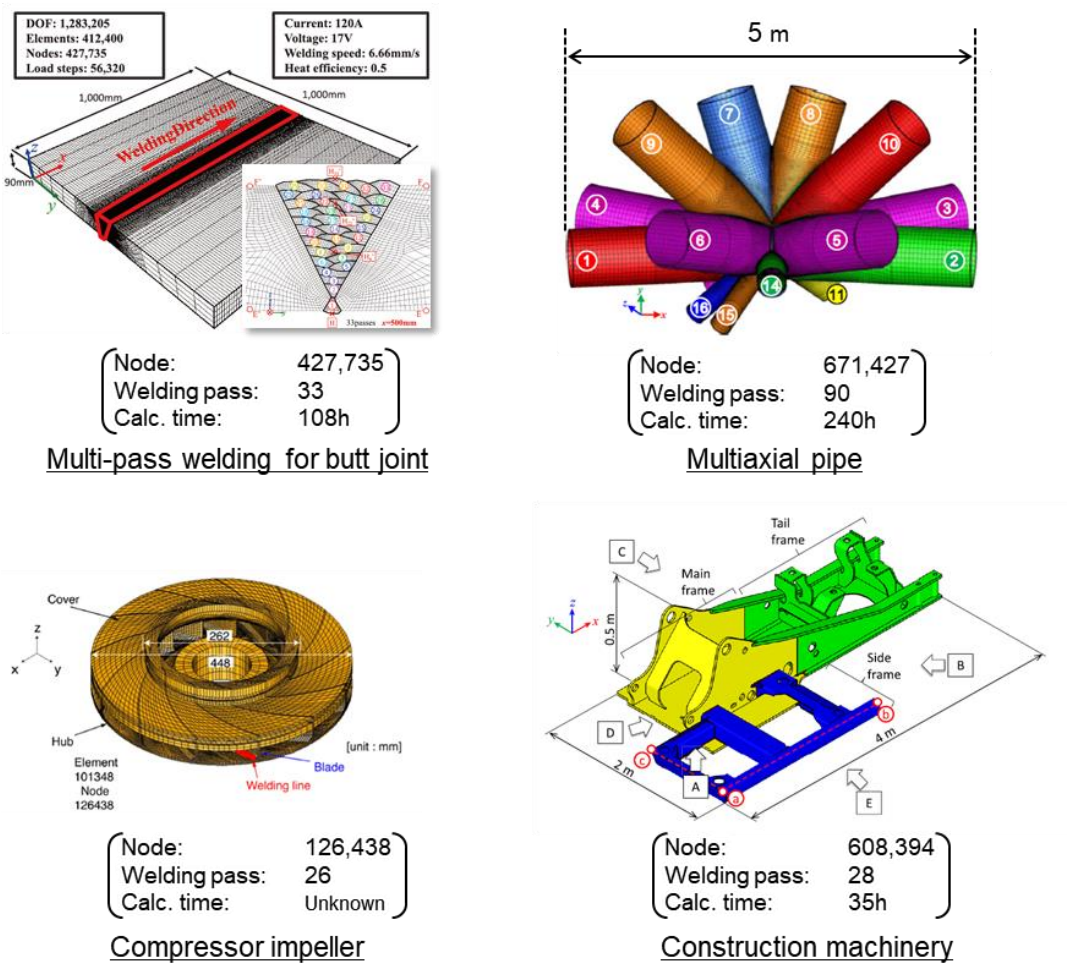



Fig. 2.7　Application of thermal elastic-plastic analysis for large structures[2.38-2.41].

## 2.4 固有ひずみ法に関する従来研究

熱弾塑性解析による溶接変形シミュレーションの高精度化・高速化に向けた研究が活発になされているが，溶接変形を簡便に推定する研究も古くからなされている．溶接変形の支配因子である固有ひずみの理論 [2.42]を数値シミュレーションに応用した固有ひずみ法 [2.43-2.45]や，溶接中に生じる熱ひずみから簡易的に溶接変形を計算する熱収縮法 [2.46] (もしくは Shrinkage 法とも呼ぶ)が開発されている．固有ひずみ法は固有ひずみとよばれるひずみを構造物に与えて弾性解析により溶接変形を計算する手法であり，熱収縮法は熱ひずみを構造物に与えて弾塑性解析により溶接変形を計算する手法である．両手法とも時間経過に伴う溶接プロセスおよび力学現象を逐次解析する必要がないため，熱弾塑性解析よりも非常に短時間で計算が可能である．例えば固有ひずみ法では，Fig. 2.8 に示すように，数 m 規模のパネル(約 2 万節点，溶接パス数；22)に対しては 1 分以内で計算できる [2.47]ほか，数十 m 規模のパネル(溶接線；19 本)に対して，溶接順序を変えた 200 通りの検討を 12 時間 [2.48]で可能である．

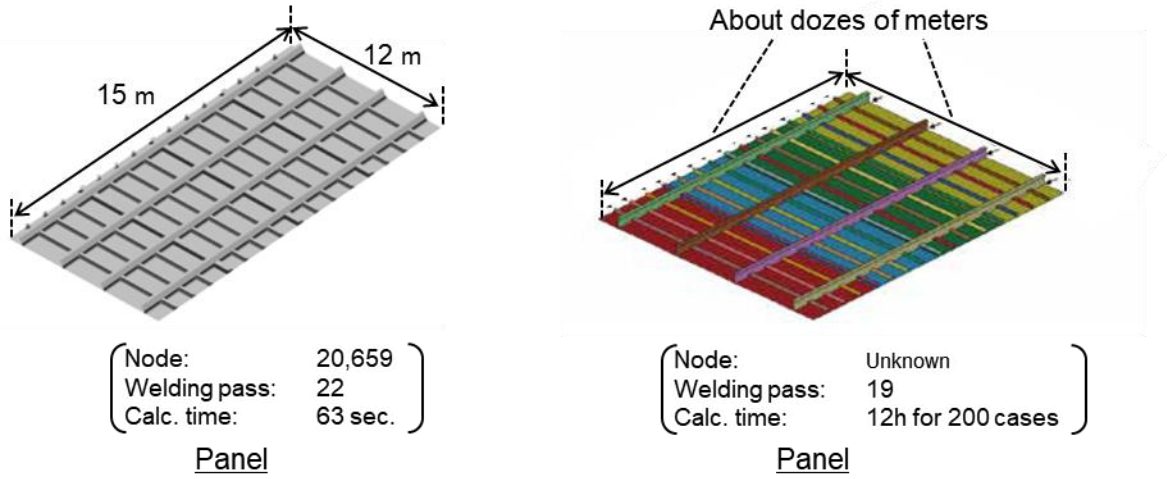
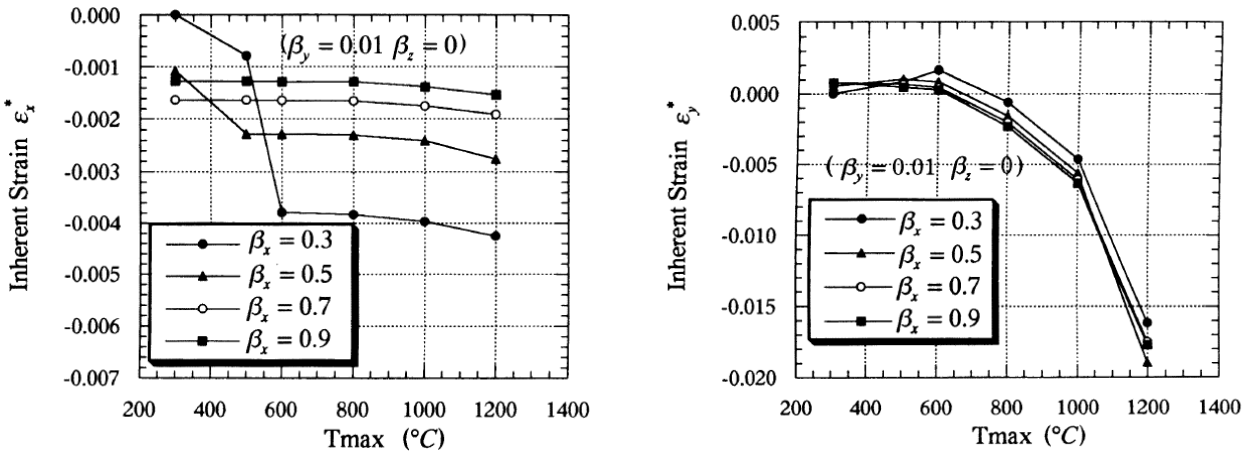



Fig. 2.8　Application of inherent strain method for large structures[2.47, 2.48].

固有ひずみ法や熱収縮法を用いて溶接変形を精度良く予測・評価するためには，その入力データであるひずみの与え方が重要となる．村川ら [2.43]は，溶接プロセス・力学現象を簡易化して考えるために，一元的なばねで拘束された棒が熱履歴を受ける場合を検討し，固有ひずみの発生には最高到達温度と拘束の 2 つの因子が支配的であることを明らかにした．加えて，固有ひずみに及ぼす最高到達温度と拘束の影響について検討した結果，溶接線方向の固有ひずみは Fig. 2.9 (a)に示すように，最高到達温度の影響をあまり受けずに，拘束の影響を強く受けることを示した．一方で，溶接線直交方向の固有ひずみは Fig. 2.9 (b)に示すように拘束の影響を受けず，最高到達温度の影響が大きいことを示した．詳細に見ると，力学的溶融温度域以下では固有ひずみはほぼゼロであり，力学的溶融温度域以上になると，温度上昇に伴って固有ひずみの絶対値が大きくなる．これらの結果に基づいて最高到達温度が既知である場合における固有ひずみの算定式を提案し，算定式を用いた固有ひずみ法が溶接変形の予測手法として有用であることを示した．

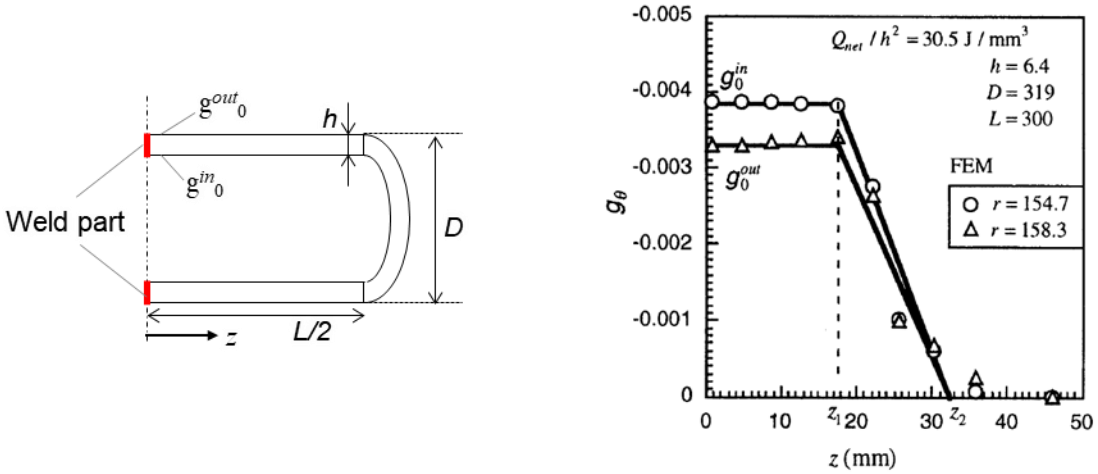



(a) welding direction　　(b) transverse direction

Fig. 2.9　Relation between inherent strain and maximum temperature [2.43].

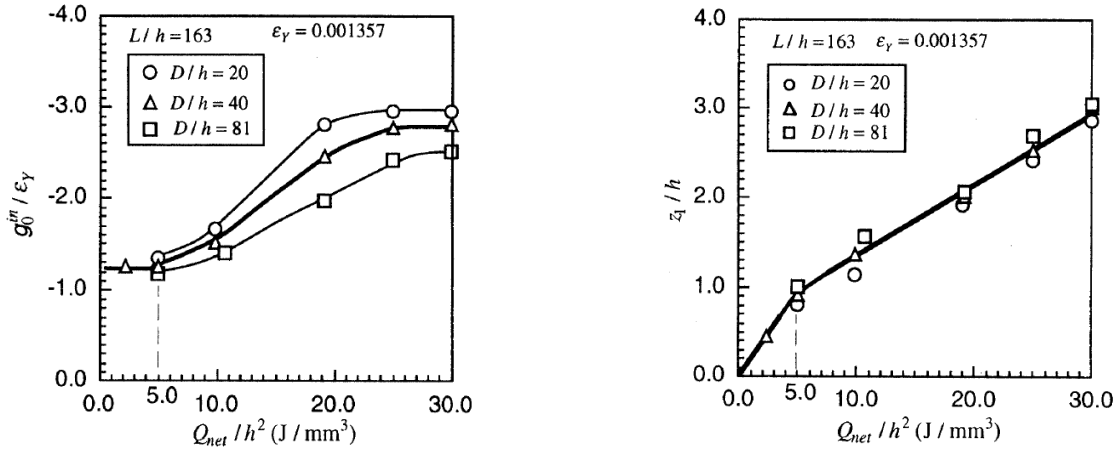
野本・寺崎は，2.2.2 項で述べた溶接熱伝導論の相似則を利用して，溶接条件と構造物(パイプ)の寸法から簡易的に固有ひずみ分布が求められることを明らかにした．さらに，推定した固有ひずみ

分布に基づいた固有ひずみ法により溶接変形が精度良く推定できることを示した[2.45]．Fig. 2.10 (a)に示す直径 $D$，板厚 $h$，長さ $L$ のパイプ円周溶接における固有ひずみ分布は Fig. 2.10 (b)に示すように台形で近似できることを明らかにした．この台形を構成する $g^{in}_0$(円筒の内表面における固有ひずみ)，$g^{out}_0$(円筒の外表面における固有ひずみ)，$z_1$，$z_2$ は，入熱パラメータ $Q_{net}/h^2$，$L/h$，$L/h$，のパラメータから推定できる．例えば，入熱パラメータの増加とともに固有ひずみの絶対値($g^{in}_0$, $g^{out}_0$)および固有ひずみの発生領域($z_1$，$z_2$)が大きくなる．その代表的な結果を Fig. 2.11 に示す．これらの関係を整理しておけば，構造物の寸法が異なった場合においても，台形の固有ひずみ分布が求まり，それに基づいて固有ひずみ法による簡易計算で溶接変形を求めることが可能である．




(a) Cylindrical specimen　　(b) inherent strain

Fig. 2.10　Distribution of inherent strain around the welded zone[2.45].




(a) $g^{in}_0/\varepsilon_Y$ vs. $Q_{net}/h^2$　　(b) $z_1/h$ vs. $Q_{net}/h^2$

Fig. 2.11　Effect of heat input parameter on representative point of inherent strain distribution[2.45].

望月・岡野は，2.3.2 項で述べたように，溶接変形を支配する固有ひずみが力学的溶融温度以上の領域で主に発生することを利用して，渡辺・佐藤が考えた板厚断面の固有ひずみ分布(Fig. 2.2)の発生領域を力学的溶融温度域の寸法とした[2.49]．Fig. 2.12 に固有ひずみ分布の模式図を示す．固有ひずみの大きさは，力学的溶融温度に関連付けた$-\alpha(T_m+T_{melt})/2$ と仮定した($T_m$：力学的溶融温度，$T_{melt}$：溶融温度)．

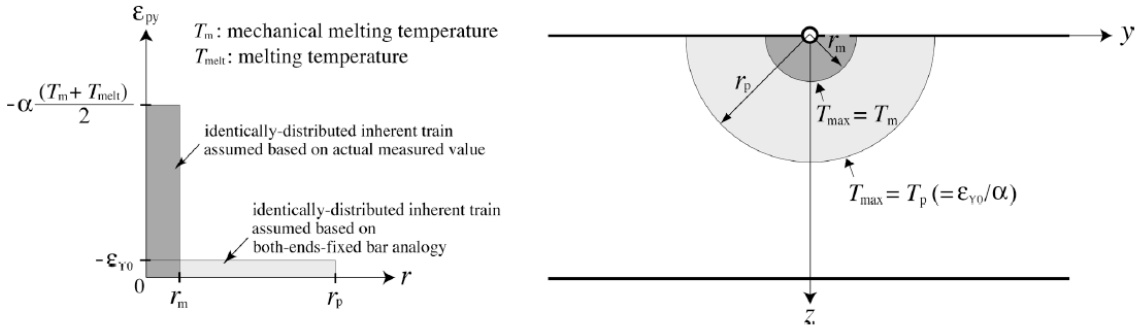



Fig. 2.12　Inherent strain distribution in thickness cross section [2.49].

熱源を中心として力学的溶融温度以上に達する領域は半径 $r_m$ で表すことができ，半径 $r_m$ を以下に示す移動点熱源による温度上昇式を用いて求めた．

$$T = \frac{q}{2\pi\lambda}\frac{v}{2k}exp\left(-\frac{X^2+\sqrt{X^2+R^2}}{\sqrt{X^2+R^2}}\right) \tag{2.6}$$

ただし，$q$：単位時間当たりの実効入熱，$v$：溶接速度，$k$：熱拡散率，$\lambda$：熱伝導率，$X$：熱源後方の無次元化座標(= $-vx/2k$)，$R$：板厚断面における熱源中心から半径方向の無次元化座標(=$\sqrt{Y^2+Z^2}$，$Y$：熱源中心から板幅方向の無次元化座標(= $-vy/2k$)，$Z$：熱源中心から板厚方向の無次元化座標(= $-vz/2k$)，である．式(2.6)に対して，熱源直下における温度分布に着目するために無次元化座標 $X$ を 0 とし，$\exp(-R)/R \propto R^{-n}$ の近似を行った上で両辺を板厚 $h$ の 2 乗で除すると以下の式が得られる．

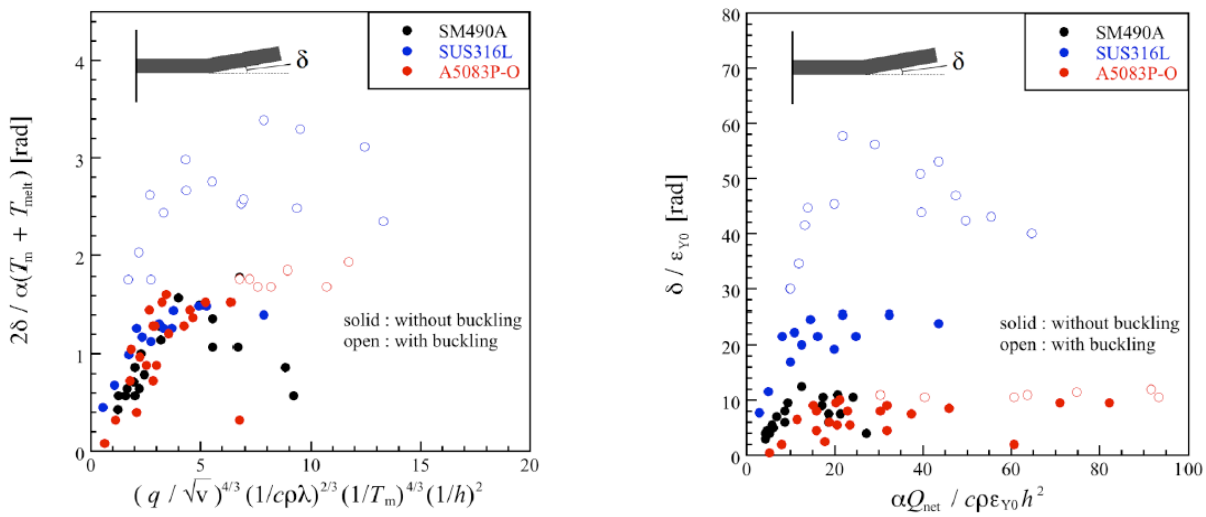
$$(r/h)^2 \propto (q/2\pi\lambda)^{2/n}(2k/v)^{2/(1-1/n)}(1/T)^{2/n}(1/h)^2 \tag{2.7}$$

ここで，$n$ に熱源近傍である高温度域を代表する値である 1.5 を代入し，力学的溶融温度 $T=T_m$ とすれば，

$$(r/h)^2 \propto (1/2\pi^2)^{2/3}\left(q/\sqrt{v}\right)^{4/3}(1/\rho\lambda c)^{2/3}(1/T_m)^{4/3}(1/h)^2 \tag{2.8}$$

と表すことができ，角変形を支配するパラメータ$\left(q/\sqrt{v}\right)^{4/3}(1/\rho\lambda c)^{2/3}(1/T_m)^{4/3}(1/h)^2$が導かれる．この提案パラメータと力学的溶融温度に関連付けた固有ひずみの値$-\alpha(T_m+T_{melt})/2$ で角変形を整理した結果を Fig. 2.13 に示す．Fig. 2.13 (a)に示した提案パラメータによる整理結果のほうが Fig. 2.13 (b)に示した従来パラメータよりも統一的に整理できており，提案パラメータの有用性を示している．

また，固有ひずみ分布を力学的溶融温度域内で一様な分布として，固有ひずみ法を厚板多層肉盛溶接に適用した検討も実施しており，多層多パス溶接においては既存パスで生じた残留応力を考慮する必要があることを示すとともに，残留応力の影響を定量的に考慮可能な固有ひずみデータベースを構築し，多層溶接時における溶接変形を比較的精度良く再現できている [2.50]．




(a) By developed parameter　　(b) By conventional parameter

Fig. 2.13　Arrangement of angular distortion by developed parameter [2.49].

## 2.5 溶接変形シミュレーションに関する課題と本研究の取り組みの意義

前節までに，熱弾塑性解析手法と固有ひずみ法の研究の経緯について述べた．これらの研究経緯を踏まえて本節では，製品の設計段階において，溶接変形低減策の効率的な検討ツールとしてこれらの解析手法が必ずしも有効活用されているとは言えない現状について，その原因および課題について考察するとともに，本研究で取り組むべき事項について明確化した．

まず，熱弾塑性解析手法に関しては，一般的なアーク溶接のみならず A-TIG 溶接などの高度な溶接方法で生じる溶接変形も精度良くシミュレートできることが示されていることから，設計段階で適用することを想定した場合においても，実用上問題ない精度の解析結果が得られることが想定される．しかしながら，熱弾塑性解析手法の計算時間が課題になっていることが懸念される．Table 1.1 に示したように，構造の変更や拘束治具の配置を始めとする数多くのパラメータが存在することから，膨大なケースの解析が必要になる．複数のパラメータを効率良く検討可能なタグチメソッド [2.51] の代表的な検討パターンの一つである L18 直交表(パラメータ 8 因子に対して 18 条件で検討)を例に以下の通り計算時間を見積もる．Fig. 2.7 で示した約 42 万節点の大規模構造物(溶接パス数；33，計算時間；108 時間，計算手法；理想化陽解法)を対象とした検討では，全 18 ケースに要する計算時間は約 81 日となり，設計段階の検討としては現実的な時間ではないことが懸念される．設計段階で溶接変形の検討に許容される時間や製品規模などによって事情が変わるため一概には言えないが，多数のパラメータの効率的な検討という観点からすると，近年開発された高速化手法でさえ，さらに短時間で計算できることが必要条件になっていると考えられる．

続いて，固有ひずみ法は Fig. 2.8 に示したように，数 m 規模のパネル(約 2 万節点，溶接パス数；22)に対して 1 分以内で計算できる [2.47]ほか，数十 m 規模のパネル(溶接線；19 本)に対して溶接順序を変えた 200 通りの検討を 12 時間 [2.48]で可能であることから，設計段階で多数のパラメータをシミュレーションで効率良く検討するという観点からすると，計算時間は比較的問題ないといえる．また，固有ひずみ法と類似の解析手法として熱収縮法(もしくは Shrinkage 法)が開発されている．熱収縮法は溶接プロセスにおける収縮のみをモデル化する方法であり [2.52]，溶接金属部が融点から室温まで冷却するという仮定に基づいて，その際に生じる熱ひずみを与える方法である．このように既定の領域に一定のひずみを与える本手法は，結果として得られる溶接変形の精度に課題が残るものの，簡便に入力データを設定可能であることや短時間で計算可能であることがメリットである．こ

のように，短時間で計算可能な固有ひずみ法や熱収縮法が開発されているものの，解析上の入力データとなる固有ひずみもしくは熱ひずみの与え方について統一的な見解が得られていないことが適用拡大を阻害している要因であると考えられる．現状では，同じ溶接部を有する基本継手を対象とした実験計測や熱弾塑性解析によって解析上必要となるひずみを取得する場合があり，別途作業工数が必要となることから，固有ひずみ法・熱収縮法の利点である計算時間の短さが活かせていないことが懸念される．この付加工程を省いて効率的にシミュレーションを実施するためには，固有ひずみ法・熱収縮法における適切なひずみの与え方の確立が望まれているといえる．

以上の考察を踏まえて，設計段階における検討ツールとしての活用が進まない原因として，熱弾塑性解析手法においては計算時間が許容できない可能性があること，固有ひずみ法・熱収縮法においては解析上の設定方法の任意性(ひずみの与え方の任意性)のため統一的な解析手法が確立されていないこと，を挙げた．すなわち，解析に要する計算時間やその設定方法の任意性の課題が解決されれば，設計段階における検討ツールとしての活用が広がることが期待できる．

このような背景を踏まえて本研究では，簡易シミュレーション手法である熱収縮法に着目して検討を行った．熱収縮法の研究はあまり多くなされているとは言えず，結果として得られる溶接変形の精度に課題が残るものの，溶接部近傍の領域に一様なひずみを与える本手法は簡便に入力データを設定可能であることがメリットと考えられる．熱収縮法のコンセプトである冷却過程における熱収縮といった物理現象に関連づけて熱収縮法の設定方法を確立することで，溶接変形が精度良く計算できれば，製品規模の大型構造物に対する溶接変形の事前評価という観点では非常に有意義であると考えられる．

## 第 2 章の参考文献


2.1) 渡辺正紀，佐藤邦彦：ビード溶接による横収縮，横曲り変形と溶接条件との関係，溶接学会誌，第 25 巻，第 4 号 (1956), pp. 211– 216.

2.2) 渡辺正紀，佐藤邦彦：溶接の溶けこみと溶接条件との関係(第 1 報) –溶けこみに関する基礎的考察–，溶接学会誌，第 24 巻，第 12 号 (1955), pp. 512‑519.

2.3) 渡辺正紀，佐藤邦彦：溶接の溶けこみと溶接条件との関係(第 2 報) –溶けこみ深さに関する概略式–，溶接学会誌，第 25 巻，第 1 号 (1956), pp. 18‑23.

2.4) 佐藤邦彦，寺崎俊夫：構造用材料の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 4 号 (1976), pp. 302‑308.

2.5) 辻勇：一次元温度分布を有する矩形板の熱弾塑性応力問題に関する研究(第 4 報) –突合せ溶接継手に生ずる過渡応力ならびに残留応力について–，造船協会論文集，第 118 号 (1965), pp. 307‑317.

2.6) 岡野成威，松下和憲，望月正人，豊田政男，上山智之：入熱パラメータと溶接角変形の関係に関する実験的考察，溶接学会論文集，第 28 巻，第 1 号 (2010)，pp. 97–107.

2.7) 岡野成威，松下和憲，望月正人，豊田政男：移動熱源の影響に注目した入熱パラメータと角変形の関係に関する一考察，溶接学会論文集，第 28 巻，第 3 号 (2010)，pp. 272–280.

2.8) 藤田譲, 野本敏治:熱弾塑性問題に関する研究 (その 1), 日本造船学会論文集，第 130 号 (1971), pp. 183–191.

2.9) 上田幸雄，山川武人：有限要素法による熱弾塑性挙動の解析，溶接学会誌，第 42 巻，第 6 号 (1973), pp. 567–577.

2.10) H. D. Hibbitt, and P. V. Marcal: A Numerical, Thermo-mechanical Model for the Welding and Subsequent Loading of a Fabricated Structure, Computers and Structures, Vol. 3 (1973), pp. 1145–1174.
2.11) Y. Ueda, E. Takahashi, K. Fukuda, K. Sakamoto, and K. Nakacho: Multipass Welding Stresses in Very Thick Plates and Their Reduction from Stress Relief Annealing, Transactions of JWRI, Vol. 5, No. 2 (1976), pp. 179–189.
2.12) S. B. Brown, and H. Song: Implications of Three-Dimensional Numerical Simulations of Welding of Large Structures, Welding Journal, Vol. 71 (1992), pp. 55–62.
2.13) Y. Ueda, J. Wang, H. Murakawa, and M. G. Yuan: Three Dimensional Numerical Simulation of Various Thermo-Mechanical Processes by FEM (Report I) –Methods for Improving the Convergence of 3-D Analysis of Welding–, Transactions of JWRI, Vol. 21, No. 2 (1992), pp. 251–257.
2.14) Y. Ueda, J. Wang, H. Murakawa, and M. G. Yuan: Three Dimensional Numerical Simulation of Various Thermo-Mechanical Processes by FEM (Report II) –Deformation Analysis of Compressor under Assembly by Shrinkage Fit–, Transactions of JWRI, Vol. 21, No. 2 (1992), pp. 259–264.
2.15) Y. Ueda, J. Wang, H. Murakawa, and M. G. Yuan: Three Dimensional Numerical Simulation of Various Thermo-Mechanical Processes by FEM (Report III) –Deformation Analysis of Compressors under Assembly by Plug Welding–, Transactions of JWRI, Vol. 22, No. 1 (1993), pp. 127–134.
2.16) Y. Ueda, J. Wang, H. Murakawa, and M. G. Yuan: Three Dimensional Numerical Simulation of Various Thermo-Mechanical Processes by FEM (Report IV) –Deformation Analysis of Pipe-Plate Joint with Holes by Multi-pass–, Transactions of JWRI, Vol. 22, No. 2 (1993), pp. 289–294.
2.17) 袁敏剛，汪建華，村川英一，上田幸雄：三次元熱弾塑性プログラムの開発と圧縮機の溶接組立への応用，溶接学会論文集，第 13 巻，第 4 号 (1995)，pp. 628–634.
2.18) J. Goldak, A. Chakravarti, and M. Bibby: A New Finite Element Model for Welding Heat Sources, Metallurgical Transactions B, Vol. 15B (1984), pp. 299–305.
2.19) J. Goldak, M. Bibby, J. Moore, R. House, and B. Patel: Computer Modeling of Heat Flow in Welds, Metallurgical Transactions B, Vol. 17B (1986), pp. 587–600.
2.20) Y. Mikami, Y. Morikage, M. Mochizuki, and M. Toyoda: Angular distortion of fillet welded T joint using low transformation temperature welding wire, Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 14, No. 2 (2009), pp. 97–105.
2.21) 太田昭彦，渡辺修，松岡一祥，志賀千晃，西島敏，前田芳夫，鈴木直之，久保高宏：低変態温度材料を用いた角回し溶接継手の疲労強度向上，溶接学会論文集，第 18 巻，第 1 号 (2000)，pp. 141–145.
2.22) S. Okano, M. Tanaka, and M. Mochizuki: Arc physics based heat source modelling for numerical simulation of weld residual stress and distortion, Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 16, No. 3 (2011), pp. 209–214.
2.23) 岡野成威，宮坂史和，田中学，望月正人：ガスメタルアーク溶接プロセスモデルの溶接力学シミュレーションへの応用，溶接学会論文集，第 32 巻，第 4 号 (2014)，pp. 276–283.
2.24) M. J. M. Hermans, G. den Ouden: Modelling of heat transfer in short circuiting gas metal arc welding, Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 3, No. 3 (1998), pp. 135–138.
2.25) 辻村吉寛，田中学：数値計算シミュレーションによる金属蒸気挙動を考慮した GMA 溶接の熱源特性解析，溶接学会論文集，第 30 巻，第 1 号 (2012)，pp.68–76.
2.26) 宮坂史和，山根泰宏，黄地尚義 : TIG 円周溶接プロセスモデルの開発，溶接学会論文集，第 22

巻，第 4 号 (2004)，pp.487–493.
2.27) S. Okano, H. Tsuji, and M. Mochizuki: Temperature distribution effect on relation between welding heat input and angular distortion, Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 22, No. 1 (2017), pp. 59–65.
2.28) 岡野成威，宮坂史和，田中学，望月正人：テンパービード工法による多層肉盛補修溶接プロセスの予測シミュレーションモデル，圧力技術，第 53 巻，第 2 号 (2014)，pp. 88–95.
2.29) S. Okano, and M. Mochizuki: Engineering Model of Metal Active Gas Welding Process for Efficient Distortion Analysis, ISIJ International, Vol. 57, No. 3 (2017), pp. 511–516.
2.30) M. Mochizuki, and S. Okano: Effect of Welding Process Conditions on Angular Distortion Induced by Bead-on-plate Welding, ISIJ International, Vol. 58, No. 1 (2018), pp. 153–158.
2.31) S. B. Brown, H. Song: Rezoning and Dynamic Substructuring Techniques in FEM Simulations of Welding Processes, ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 155 (1993), pp. 415–423.
2.32) L. E. Lindgren, H. A. Haggblad, J. M. J McDill, and A. S. Oddy: Automatic remeshing for three-dimensional finite element simulation of welding, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol. 174 (1997), pp. 401–409.
2.33) J. M. Bergheau, V. Robin, and F. Boitout: Finite Element Simulation of Processes Involving Moving Heat Sources, Application to Welding and Surface Treatment, Journal of Shanghai Jiaotong University, Vol. 5, No. 1 (2000), pp. 114–122.
2.34) J. Goldak, M. Mocanita, V. Aldea, J. Zhou, D. Downey, D. Dorling: Predicting Burn-through When Welding on Pressurized Natural Gas Pipelines, Proceedings of 2000 ASME Pressure Vessels and Piping Conference, (2000), pp. 23–27.
2.35) H. Nishikawa, I. Oda, H. Serizawa, and H. Murakawa: Development of High-speed and High-precision FEM for Analysis of Mechanical Problems in Welding, Transactions of JWRI, Vol. 33, No. 2 (2004), pp. 161–166.
2.36) 西川弘泰，芹澤久，村川英一：大規模シミュレーションの実機適用，溶接学会論文集，第 24 巻，第 2 号 (2006)，pp. 168–173.
2.37) H. Nishikawa, H. Serizawa, and H. Murakawa: Actual application of FEM to analysis of large scale mechanical problems in welding, Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 12, No. 2 (2007), pp. 147–152.
2.38) 生島一樹，伊藤慎介，柴原正和：GPU を用いた並列化理想化陽解法 FEM の開発，溶接学会論文集，第 31 巻，第 1 号 (2013)，pp. 23–32.
2.39) K. Ikushima, T. Minamino, A. Kawahara, H. Yuto, A. Nagai, K. Tani, T. Tsuji, J. Yamada, M. Nakatani, and M. Shibahara: Enhanced large-scale analysis method and its application to multiaxial pipe weld, Welding in the world, Vol. 60 (2016), pp. 915–929.
2.40) S. Okano, S. Kobayashi, K. Kimura, A. Ando, E. Yamada, T. Go, H. Murakawa, and M. Mochizuki: Experimental and numerical investigation on generation characteristics of welding deformation in compressor impeller, Materials and Design, Vol. 101 (2016), pp. 160–169.
2.41) 生島一樹，前田新太郎，家下輝也，河原充，阿部雄太，木内大貴，柴原正和：大規模複雑構造物の溶接変形解析に向けた理想化陽解法 FEM の拡張と実大構造物への適用，溶接学会論文集，第 37 巻，第 4 号 (2019)，pp. 141–151.
2.42) 藤本二男:固有ひずみの概念による溶接残留応力および溶接変形の解析法，溶接学会誌，第 39

巻，第 4 号 (1970), pp. 236–252.
2.43) 村川英一，羅宇，上田幸雄：固有ひずみを用いた弾性計算による溶接変形および残留応力の推定，日本造船学会論文集，第 180 号 (1996), pp. 739–751.
2.44) 野本敏治，武市祥司，青山和浩：溶接変形の予測に基づく精度管理システムに関する研究，日本造船学会論文集，第 181 号 (1997), pp. 249–260.
2.45) 野本敏治，寺崎俊夫：固有ひずみを媒介としたパイプ円周溶接で生じる残留応力と溶接変形の予測，日本機械学会論文集(A 編)，第 66 巻，第 642 号 (2000)，pp. 374–381.
2.46) ESI Group：Visual-Assembly，https://solution.esi.co.jp/virtual-manufacturing (参照日：2021.12.03)
2.47) N. Ma, J. Tateishi, S. Hiroi, A. Kunugi, and H. Huang: Fast Prediction of Welding Distortion of Large Structures using Inherent Deformation Database and Comparison with Measurement, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, Vol. 35, No. 2 (2017), pp. 137s–140s.
2.48) JSOL：溶接シミュレーションソフトウェア VIRFAC(カタログ), https://www.jsol-cae.com/dl/pdf/02_Virfac_catalog_201907.pdf, (参照日：2021.12.03)
2.49) 望月正人，岡野成威：固有ひずみ論に基づいた溶接角変形の支配パラメータに関する研究，日本機械学会論文集，第 82 巻，第 835 号 (2016)，15–00567.
2.50) 岡野成威，望月正人：厚板多層溶接における固有ひずみデータベース化と溶接変形の簡易解析，日本機械学会論文集，第 82 巻，第 837 号 (2016)，15–00005.
2.51) 田口伸：タグチメソッド入門，日本規格協会 (2016).
2.52) ESI Group：溶接解析ソフト Visual-Assembly について，https://solution.esi.co.jp/virtual-manufacturing/blog/welding-assembly/about-visual-assembly, (参照日：2021.12.03)

# 第3章 熱収縮法の概要と従来アプローチを用いた溶接変形解析の課題

## 3.1 緒言

第 1 章および第 2 章で述べた通り，数値シミュレーションによって溶接変形を予測する手法は，溶接プロセスを逐次計算する熱弾塑性解析とひずみを構造物に与えて簡易的に計算する固有ひずみ法・熱収縮法に分類される．実製品規模の溶接変形を事前評価するには，現在の計算機環境における計算負荷の観点からは簡易シミュレーション手法が望ましいと考えられる．

本章では，大型溶接構造物の溶接変形を実用的な計算時間で計算可能なシミュレーション手法として熱収縮法を取り上げ，熱収縮法の解析手法や計算の流れについて述べるとともに，熱収縮法の解析に必要な入力データについて整理した．さらには，従来のアプローチを用いて製品規模の大型構造物の例としてインフラ構造物を対象として熱収縮法による溶接変形解析を行った．結果に基づいて，熱収縮法の有用性およびその手法としての課題を明確にした．

## 3.2 従来手法である Shrinkage 法の概要

本研究では，製品規模の大型構造物に対する効率的かつ実用的に検討可能な溶接変形シミュレーション手法の構築を目的として，ESI 社が提案した解析手法である Shrinkage 法 [3.1)]を基にして，溶接変形の発生要因である固有ひずみの発生特性に基づいた設定方法および解析手法となるよう改良した熱収縮法を提案する．以降では，ESI 社が開発した手法を Shrinkage 法，本研究で提案する手法を熱収縮法と呼ぶこととする．

Shrinkage 法は，溶接プロセス中において収縮が溶接変形に対して支配的であるとして，収縮のみをモデル化する手法である [3.2)]．具体的には，溶接ビード（余盛）が融点(1300℃)から室温(20℃)まで冷却した際における熱ひずみを計算する [3.2)]．その大きさは，$\varepsilon = -\alpha\Delta T = -\alpha\times(1300-20)$と表すことができる．ただし，$\varepsilon$ : 熱ひずみ(-)，$\alpha$ : 線膨張係数(1/℃)，$\Delta T$ : 温度変化(℃)，である．Shrinkage 法の入力データは，ひずみを与える領域（溶接ビード）と与えるひずみの大きさ（$\varepsilon = -\alpha\Delta T$）の２つに定義されることになる．以降では，これらをそれぞれ収縮領域，収縮ひずみと呼ぶこととする．解析の流れは，収縮領域の範囲内に収縮ひずみを与えて弾塑性解析を実施する．解析に用いる材料特性は，弾塑性解析に必要な室温におけるヤング率 $E$，ポアソン比 $\nu$，降伏応力 $\sigma_Y$ および硬化係数 $H$ である．以上の入力データ設定および解析の流れに従って溶接変形を求める Shrinkage 法の解析精度はそれほど高くないことが課題とされており，収縮領域と収縮ひずみの適正化が必要と推察されるものの，入力データの簡便さは作業工数の観点から非常に有用となることが期待される．

## 3.3 インフラ構造物のバタリング溶接に対する Shrinkage 法の適用

先に述べた Shrinkage 法の有用性を評価するため，インフラ構造物の部品である円筒試験体に Shrinkage 法を適用した．なお，入力データである収縮ひずみと収縮領域の適切な設定方法が確立していない現状の評価として，本節では予備実験と実験計画法を併用して感度解析的に適切な入力データの設定値を求めた．

### 3.3.1 実験方法

評価対象として，Fig. 3.1 に示す外径 794 mm，板厚 57 mm，長さ 560 mm の円筒試験体を選定し

た．試験体の材質は溶接構造用圧延鋼材 SM400 である．試験体の内表面に 2 層 20 パスのバタリング溶接(周方向の肉盛溶接)をホットワイヤ TIG 溶接 [3.3]で施工した．その溶接条件を Table 3.1 に示す．溶接ワイヤには SUS309 を使用した．シールドガスは 2%$O_2$ を含む Ar であり，流量は 25 *l*/min とした．2 パス目以降の溶接パス位置はハーフラップとした．溶接後に試験体を室温まで冷却し，試験体の外径を計測し，溶接前後の外径の差より径方向の変位を算出した．

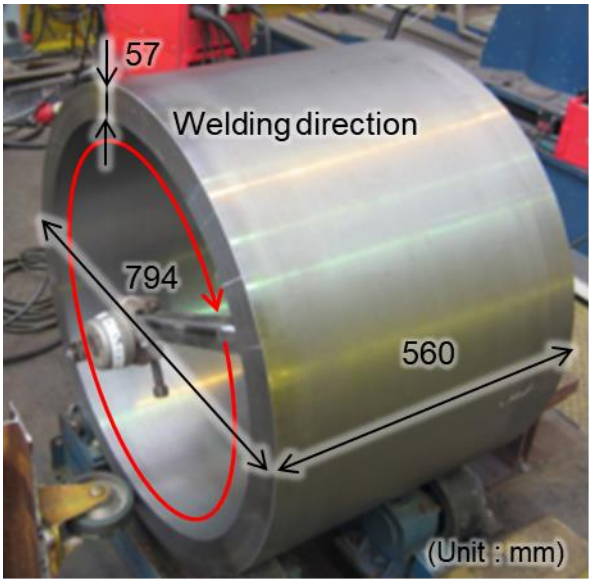



Fig. 3.1　Configuration of cylindrical structure.

Table 3.1　Welding condition in hot wire TIG welding.

| | |
|---|---|
| Welding current (A) | 300 |
| Arc voltage (V) | 17.0 |
| Welding speed (cm/min) | 10 |
| Material of welding wire | SUS309 |
| Wire feed (m/min) | 5.5 |
| Hot wire current (A) | 100 |

### 3.3.2　実験計画法を活用した Shrinkage 法の入力データ設定

円筒試験体に対するバタリング溶接は Fig. 3.2 の左側に示すように，複数のビードが重なっており，一つ一つの余盛形状を把握することが困難であるため，解析モデルに余盛形状を反映するのは手間を要する．そこで本検討では簡易化のため，Fig. 3.2 の右側に示すように，余盛形状を矩形で近似して解析モデルに反映した．それに伴って，収縮領域についても同様に矩形でモデル化することとした．検討の流れとしては，まず，収縮領域を構成する因子に対する感度解析を実施した．その後，1 パスのビードオンプレート溶接実験を実施し，結果として得られた断面マクロ観察結果および変位の測定結果に基づいて，簡易化した収縮領域の適正寸法を明らかにした．最後に，3.3.1 項で実施した溶接条件と同じ条件を用いて 1 パスの溶接を施工し，それに基づいて円筒試験体の解析モデルに反映させるための余盛形状および収縮領域の形状を決定した．

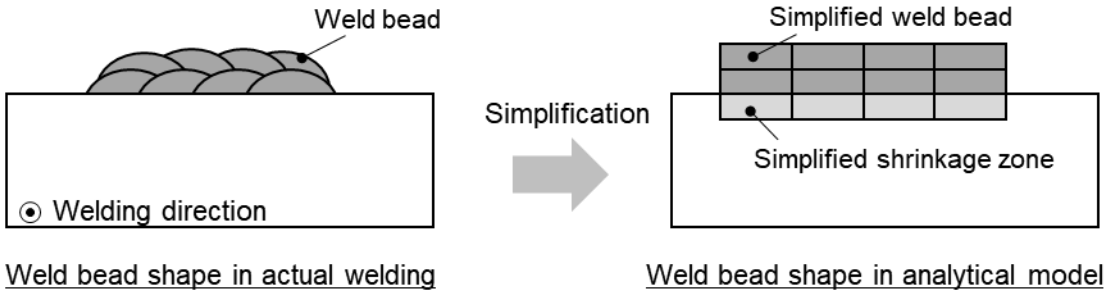



Fig. 3.2　Schematic illustration of the bead shape obtained by multi-layer welding and simplification in analytical model.

**(a)　収縮領域を構成する因子に対する感度解析**

収縮領域の適正な寸法を明確にするため，まず，収縮領域を構成する因子に対する感度解析を実施した．検討に用いた試験片を Fig. 3.3 に示す．試験片の寸法は板長 150 mm，板幅 300 mm，板厚 15 mm とし，溶接長は板端部から 10mm ずつを除いた 130 mm とした．なお，後述する溶接実験においても同様の試験片を用いた．Shrinkage 法では，Table 3.2 に示すように，試験片に SM490A，母材に SUS309 を想定した材料特性を用いた．板厚断面方向から見た収縮領域の模式図を Fig. 3.4 に示す．収縮領域を構成する因子としては，ビード幅，ビード高さ，収縮幅，収縮深さの 4 因子である．これにもう一つの入力データである収縮ひずみを因子に加えて，合計 5 因子について感度解析を実施した．感度解析には実験計画法で用いられる L18 直交表 [3.4)]を使用した．制御因子と水準を Table 3.3 に示す．ビード高さ $h$，ビード幅 $w$，収縮幅 $w_s$，収縮深さ $d_s$ の水準値は別途実施した実験結果に基づいて決定した．設定した制御因子およびその水準に基づいて決定される L18 直交表の解析条件一覧を Table 3.4 に示す．

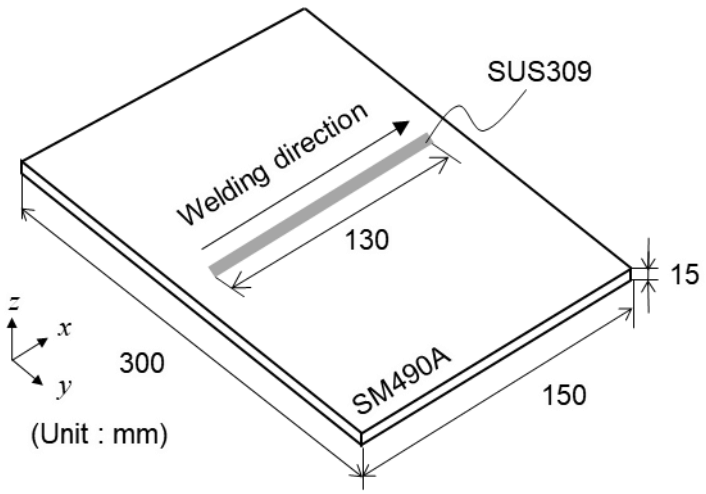



Fig. 3.3　Configuration of bead-on-plate welded joint.

Table 3.2 Material properties used in thermal shrinkage technique.

| | SM490A | SUS309 |
|---|---|---|
| Young's modulus (GPa) | 203 | 195 |
| Poisson's ratio | 0.3 | 0.3 |
| Yield stress (MPa) | 412 | 430 |
| Strain hardening coefficient (MPa) | 520 | 1800 |

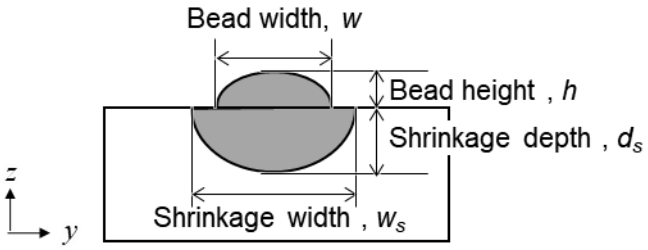



Fig. 3.4 Factors of shrinkage zone.

Table 3.3 Control factors of L18.

| Control factor | | Level 1 | Level 2 | Level 3 |
|---|---|---|---|---|
| A | *Not assigned*, - (-) | - | - | |
| B | Shrinkage width, $w_s$ (mm) | 12 | 16 | 20 |
| C | Shrinkage depth, $d_s$ (mm) | 4 | 6 | 8 |
| D | Bead width / shrinkage width, $w$ / $w_s$ (-) | 0.7 | 0.8 | 0.9 |
| E | Bead height, $h$ (mm) | 3 | 4 | 5 |
| F | Shrinkage strain, $\varepsilon$ (%) | 1.2 | 1.6 | 2.0 |
| G | *Not assigned*, - (-) | - | - | - |
| H | *Not assigned*, - (-) | - | - | - |

Table 3.4　Analytical condition of L18.

| No. | A<br>-<br>(-) | B<br>$w_s$<br>(mm) | C<br>$d_s$<br>(mm) | D<br>$w/w_s$<br>(-) | E<br>$h$<br>(mm) | F<br>$\varepsilon$<br>(%) | G<br>-<br>(-) | H<br>-<br>(-) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | - | 12 | 4 | 0.7 | 3 | 1.2 | - | - |
| 2 | - | 12 | 6 | 0.8 | 4 | 1.6 | - | - |
| 3 | - | 12 | 8 | 0.9 | 5 | 2.0 | - | - |
| 4 | - | 16 | 4 | 0.7 | 4 | 1.6 | - | - |
| 5 | - | 16 | 6 | 0.8 | 5 | 2.0 | - | - |
| 6 | - | 16 | 8 | 0.9 | 3 | 1.2 | - | - |
| 7 | - | 20 | 4 | 0.8 | 3 | 2.0 | - | - |
| 8 | - | 20 | 6 | 0.9 | 4 | 1.2 | - | - |
| 9 | - | 20 | 8 | 0.7 | 5 | 1.6 | - | - |
| 10 | - | 12 | 4 | 0.9 | 5 | 1.6 | - | - |
| 11 | - | 12 | 6 | 0.7 | 3 | 2.0 | - | - |
| 12 | - | 12 | 8 | 0.8 | 4 | 1.2 | - | - |
| 13 | - | 16 | 4 | 0.8 | 5 | 1.2 | - | - |
| 14 | - | 16 | 6 | 0.9 | 3 | 1.6 | - | - |
| 15 | - | 16 | 8 | 0.7 | 4 | 2.0 | - | - |
| 16 | - | 20 | 4 | 0.9 | 4 | 2.0 | - | - |
| 17 | - | 20 | 6 | 0.7 | 5 | 1.2 | - | - |
| 18 | - | 20 | 8 | 0.8 | 3 | 1.6 | - | - |

解析結果として得られた変位 $U$ に対する制御因子の影響の大きさを表す要因効果図を Fig. 3.5 に示す．因子を割り付けていない A, G, H 列の感度が高くないことから，制御因子間における交互作用の影響が小さく，本検討は有効な感度解析ができたと判断できる．変位 $U$ に対して最も感度が大きい因子は収縮深さ $d_s$ であり，次いで収縮ひずみ$\varepsilon$であった．一方で，ビード高さ $h$，ビード幅 $w$，収縮幅 $w_s$ は変位に対する感度は小さかった．収縮領域を矩形で近似することを考えると，変位に対する感度が小さい収縮幅を固定して，収縮深さのみをパラメータとして収縮領域の大きさを決定することで溶接条件に応じた変形挙動を再現できることが示唆された．

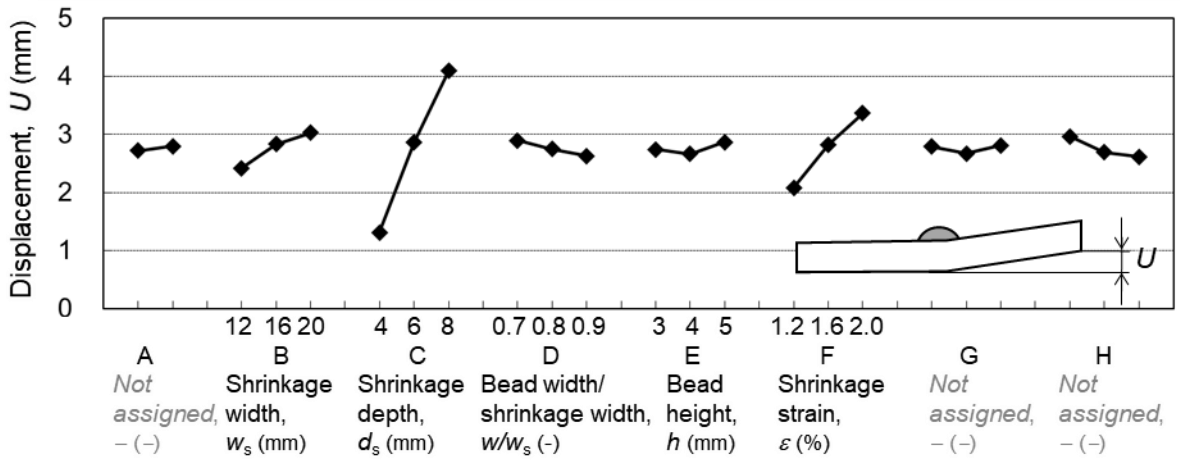



Fig. 3.5　Response graph of displacement based on L18.

**(b)** 矩形形状を有する収縮領域の適正寸法の評価

続いて，矩形で近似した収縮領域の適正な寸法を決定するために，Fig. 3.3 に示した平板を対象にビードオンプレート溶接を実施した．溶接電流 200 A，アーク電圧 25.5 V，溶接速度 20 cm/min の条件で MIG 溶接を施工し，溶接後には断面マクロ観察および変位を測定した．解析で対象とする試験片寸法および材料特性は，それぞれ Fig. 3.3，Table 3.2 に示した通りである．与える収縮ひずみは−0.02(線膨張係数$\alpha$ =2.0×10$^{-5}$，温度変化$\Delta T$ =1000)とした．これは，溶接変形の生成源である固有ひずみが力学的溶融温度域以上で主に発生することから，収縮ひずみを決める線膨張係数$\alpha$および温度変化$\Delta T$ の値を力学的溶融温度域(ステンレス鋼の場合は 1000℃[3,5])を基準として決定した．収縮領域は，Fig. 3.6 (a)に示すビードオンプレート溶接後の断面マクロ観察結果に基づいて，Fig. 3.6 (b)に示す通りモデル化した．矩形で近似した収縮領域の幅 $w$ と高さ $h$ は，余盛のビード幅とビード高さに対応させ，収縮深さ $w_s$ については，熱影響部の深さ $d_h$ を定数倍$\beta$した$\beta d_h$ とした．

(a) Cross-sectional observation　　(b) Simplified shrinkage zone

Fig. 3.6　Definition of simplified shrinkage zone based on the cross-sectional observation.

熱収縮法で得られた変位と収縮深さの関係を Fig. 3.7 に示す．変位は収縮深さに対して線形の関係であり，収縮深さの増加に伴って変位も増加する傾向を示した．図中に合わせて記載した実測の変位 3.1 mm に対して，収縮深さが 9.8 mm の条件で良く一致した．これは$\beta$ = 2 である．すなわち矩形で近似した収縮領域の幅 $w$，高さ $h$，深さ 2 $d_h$ とすることで，実験結果を再現できるといえる．

この結果に基づいて，ホットワイヤ TIG 溶接における収縮領域を決定した．3.3.1 項に示した溶接条件を用いて平板に対して 1 パスのホットワイヤ TIG 溶接を施工した．施工後に得られた断面マクロ観察結果を Fig. 3.8 (a)に示す．断面マクロ観察結果より幅 $w$ = 18 mm，高さ $h$ = 3.5 mm，熱影響部の深さ $d_h$ = 3.5 mm であったことから，Fig. 3.8 (b)に示すように矩形で近似した収縮領域の寸法

を幅 $w$ = 18 mm，高さ $h$ = 3.5 mm，収縮深さ 2 $d_h$ = 7.0 mm とした．

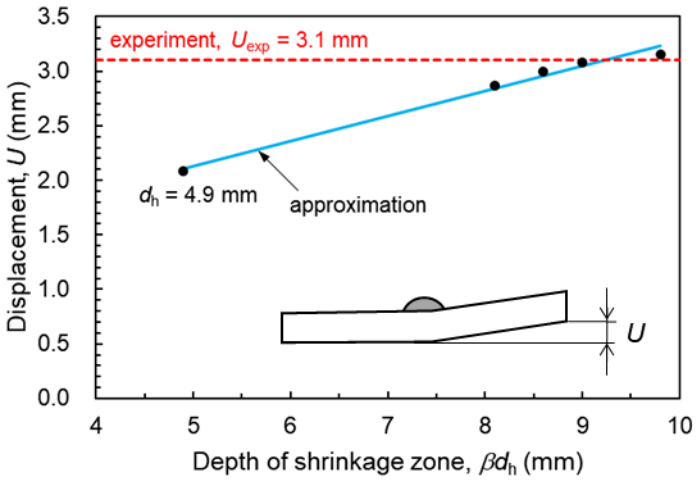



Fig. 3.7　Relationship between displacement and shrinkage depth.

(a) Cross-sectional observation　　(b) Simplified shrinkage zone

Fig. 3.8　Simplified shrinkage zone of hot wire TIG welding based on the cross-sectional observation.

### 3.3.3　数値解析モデルおよび数値解析条件

円筒試験体の解析モデルを Fig. 3.9 に示す．形状および寸法は Fig. 3.1 に示した溶接試験体と同じである．解析モデルにおける余盛形状は，前項の検討結果を踏まえて，幅 18 mm，高さ 3.5 mm の矩形で近似して作成した(図中橙色)．また，収縮深さ 2$d_h$ = 7.0 mm であることから，母材表面から 7.0 mm の深さにおいて，収縮領域と非収縮領域を区別できるようモデル化した．解析モデルは六面体一次要素で要素分割し，要素数は 120,156，節点数は 129,952 である．拘束条件として，Fig. 3.10 に示す通り，溶接部と反対側の側面を完全拘束した．

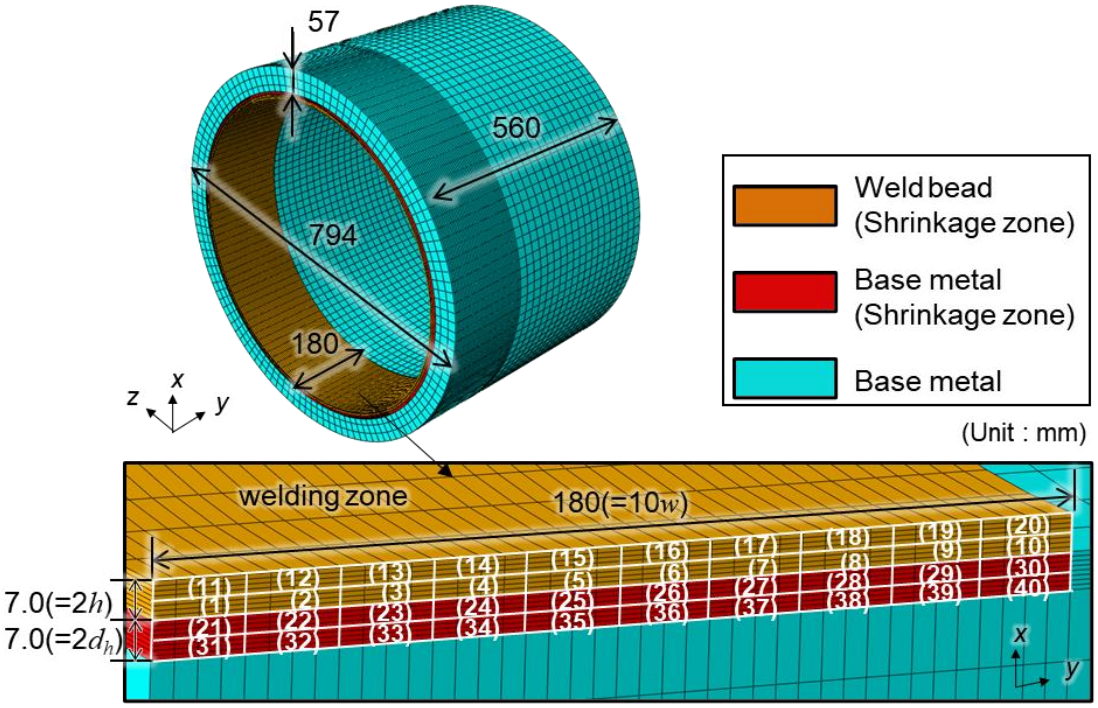



Fig. 3.9　Analytical model of cylindrical structure.

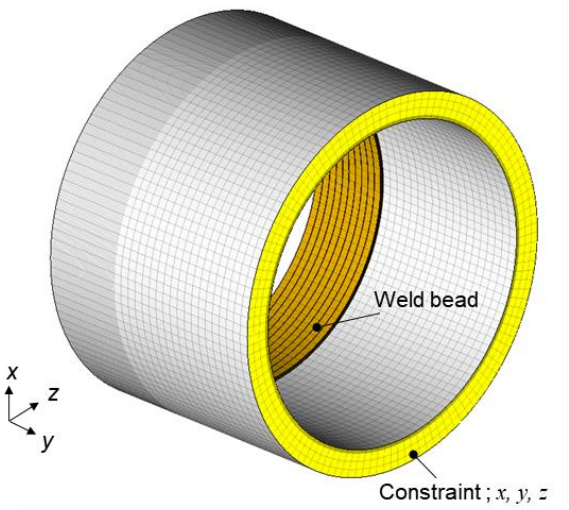



Fig. 3.10　Boundary condition of cylindrical structure.

### 3.3.4　Shrinkage 法の実施方法

熱収縮法で使用した材料特性を Table 3.5 に示す．母材に溶接試験体の材質である SM400 を，余盛部分に溶接ワイヤの材質である SUS309 を想定した室温の材料特性をそれぞれ使用した．熱収縮法の設定値は，収縮ひずみ : −0.02(線膨張係数$\alpha$ =2.0×10$^{-5}$,　温度変化$\Delta T$ =1000)，パスごとの収縮領域は Table 3.6 に示す通りである．例えば，1 層 1 パス目の収縮領域は，該当パスの溶接ビード番号(1)と母材番号(21)および(31)であり，2 層 11 パス目の収縮領域は，該当パスの溶接ビード番号(11)と母材番号(1),(21)である．

Table 3.5　Material properties used in thermal shrinkage technique.

| | SM400 | SUS309 |
|---|---|---|
| Young's modulus (GPa) | 203 | 195 |
| Poisson's ratio | 0.3 | 0.3 |
| Yield stress (MPa) | 330 | 430 |
| Strain hardening coefficient (MPa) | 520 | 1800 |

Table 3.6　Shrinkage zone in each welding pass.

| Number of welding pass | Group number of shrinkage zone | Number of welding pass | Group number of shrinkage zone |
|---|---|---|---|
| 1 | (1) (21) (31) | 11 | (1) (11) (21) |
| 2 | (2) (22) (32) | 12 | (2) (12) (22) |
| 3 | (3) (23) (33) | 13 | (3) (13) (23) |
| 4 | (4) (24) (34) | 14 | (4) (14) (24) |
| 5 | (5) (25) (35) | 15 | (5) (15) (25) |
| 6 | (6) (26) (36) | 16 | (6) (16) (26) |
| 7 | (7) (27) (37) | 17 | (7) (17) (27) |
| 8 | (8) (28) (38) | 18 | (8) (18) (28) |
| 9 | (9) (29) (39) | 19 | (9) (19) (29) |
| 10 | (10) (30) (40) | 20 | (10) (20) (30) |

### 3.3.5　溶接変形の比較に基づくインフラ構造物への適用性評価

Shrinkage 法による溶接変形解析により得られた円筒試験体の半径方向の変位に関して，溶接実験に基づく実測値と比較した結果を Fig. 3.11 に示す．図中には，肉盛溶接の範囲($0 < L < 180$)を併記している．溶接実験の結果，主に肉盛溶接部で変位が発生しており，溶接部以外の範囲では変位はほぼ 0 となった．変位の傾向は端部($L = 0$)で収縮量(負の変位)が最大となり，軸方向長さ $L$ の増加に伴って変位の絶対値が小さくなった．熱収縮法で得られた変位は上述した実測の傾向を再現できており，定量的な変位についても良く一致した．この結果より，Shrinkage 法により精度良く溶接変形を再現できることが確認できた．なお，本解析に要した計算時間は約 30 分であり，製品規模の大型構造物においても比較的短時間で計算できるといえる．

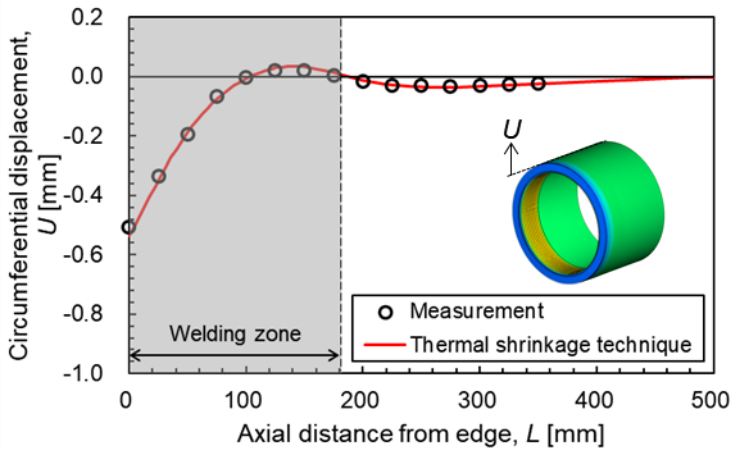



Fig. 3.11　Comparison of displacement between thermal shrinkage technique and experiment.

## 3.4 製品規模の大型構造物に適用する上での Shrinkage 法の課題

前節で示したように，収縮領域の範囲内に収縮ひずみを与える Shrinkage 法により，インフラ構造物の部品である円筒試験体で生じた溶接変形を精度良く計算できることを確認した．一方で，入力データである収縮ひずみと収縮領域に関しては，本節では実験計画法を活用して適切な設定値を求めたものの，毎ケースこのような予備検討を行うのは非現実的であると考えられ，溶接条件に応じた物理的根拠に基づく適正な設定値が定まっていることが望ましい．

## 3.5 本研究で提案する熱収縮法の概要

前節までの検討により，製品規模の大型構造物に Shrinkage 法を適用する際に，入力データの設定指針が明確でないことが課題といえる．本研究で提案する熱収縮法は，Shrinkage 法を拡張して溶接現象に基づいた入力データの設定方法について検討することで，精度面の向上を図るものである．3.2 節で述べた入力データを一般化すると，収縮領域については「既定の大きさを有する領域」となり，収縮ひずみについては「温度変化$\Delta T$ に相当する熱ひずみ」となる．溶接後の冷却過程における熱収縮ひずみは溶接中に生じる熱ひずみに起因することから，収縮ひずみの値は，熱ひずみを構成する熱膨張係数と温度変化に関連させて決定することが物理的に適切であると考えられる．したがって，熱収縮法における収縮ひずみは Shrinkage 法と同様に，線膨張係数$\alpha$と温度変化$\Delta T$ を用いて以下の式で計算することとした．

$$\varepsilon = -\alpha \Delta T \tag{3.1}$$

上述したように，収縮領域内に圧縮のひずみを与えることから，収縮ひずみが常に負の値をとるように式(3.1)にマイナスを付している．収縮ひずみの値は一定であり，かつ，3 軸方向に等方的に与えることとした．式(3.1)の線膨張係数$\alpha$は解析対象とする材料の室温における値とする．ここで，温度変化$\Delta T$ は任意で設定するパラメータであるが，固有ひずみの発生特性と関連付けて設定できることが望ましい．

続いて，収縮領域に関しては，溶接変形の主要因は，溶接熱サイクルで生じた熱ひずみが最終的に圧縮塑性ひずみ（固有ひずみ）として残存することである．その固有ひずみの発生領域は最高到達温度に応じて決まることも知られている [3.6]．したがって，収縮領域は溶接線を中心とした 3 次元形状であり，溶接による試験体の最高到達温度が $T_a$ 以上の領域を収縮領域の範囲とした．最高到達温度 $T_a$ は任意で設定するパラメータであるが，これも固有ひずみの発生特性と関連付けて設定できることが望ましい．

以上を踏まえた上で熱収縮法の模式図を Fig. 3.12 に示す．解析に必要となる入力データは式(3.1)から計算する収縮ひずみと，最高到達温度が $T_a$ 以上の領域と定義される収縮領域の 2 つである．溶接線を中心とした 3 次元的な収縮領域の範囲内に収縮ひずみを与えて弾塑性解析することで溶接変形を求める．また，熱収縮法による弾塑性解析に必要な材料特性は，室温におけるヤング率 $E$，ポアソン比 $\nu$，降伏応力 $\sigma_Y$ および硬化係数 $H$ である．

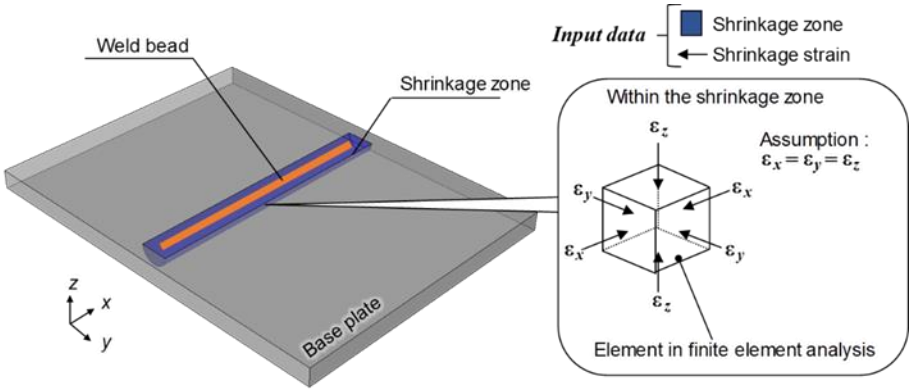



Fig. 3.12　Schematic illustration of thermal shrinkage technique.

## 3.6 熱収縮法による簡易シミュレーションの構成と計算の流れ

本研究で提案する熱収縮法による溶接変形解析の流れを Fig. 3.13 に示す．最高到達温度に関連付けた収縮領域を決定するために，まず熱伝導解析を実施して解析対象の温度場を求める．その際に別途作成したサブルーチンにより最高到達温度 $T_{max}$ を求める．続いて，熱収縮法の入力データの設定を行う．入力データである収縮ひずみ $\varepsilon$ と収縮領域(最高温度 $T_a$ 以上の範囲)の値を決定した後，解析対象の積分点において，熱伝導解析で得られた最高到達温度に基づいて収縮領域を判定する．判定の結果，収縮領域の範囲内($T_{max} \geqq T_a$)であれば収縮ひずみ $\varepsilon$ を与え，収縮領域の範囲外($T_{max} < T_a$)であれば収縮ひずみ $\varepsilon$ は与えない．入力データの設定の後は弾塑性解析を実施し，溶接変形を求める．なお，収縮領域の判定およびそれに基づく収縮ひずみの付与にはサブルーチンを用いて自動化しており，作業者は解析実行を押すだけで溶接変形を求めることができる．このように入力データの設定および解析が簡便であることから，熱収縮法は工学的に有用な手法となることが期待される．

また，収縮領域の判定に関しては，既に温度測定などによって対象の温度情報が既知の場合は，解析対象の有限要素モデル作成時に，収縮領域と非収縮領域の境界でパーティションを区切り，モデル上で区別する方法もある．この場合は，パーティションで区切られた収縮領域にひずみを与える設定にすることで，弾塑性解析のみ実施することで，熱収縮法による溶接変形解析を実施することが可能である．本研究では，検討対象に応じて，Fig. 3.13 に示した熱伝導から収縮領域を算出する方法と，モデル作成時に収縮領域を区別する方法のいずれかで計算した．

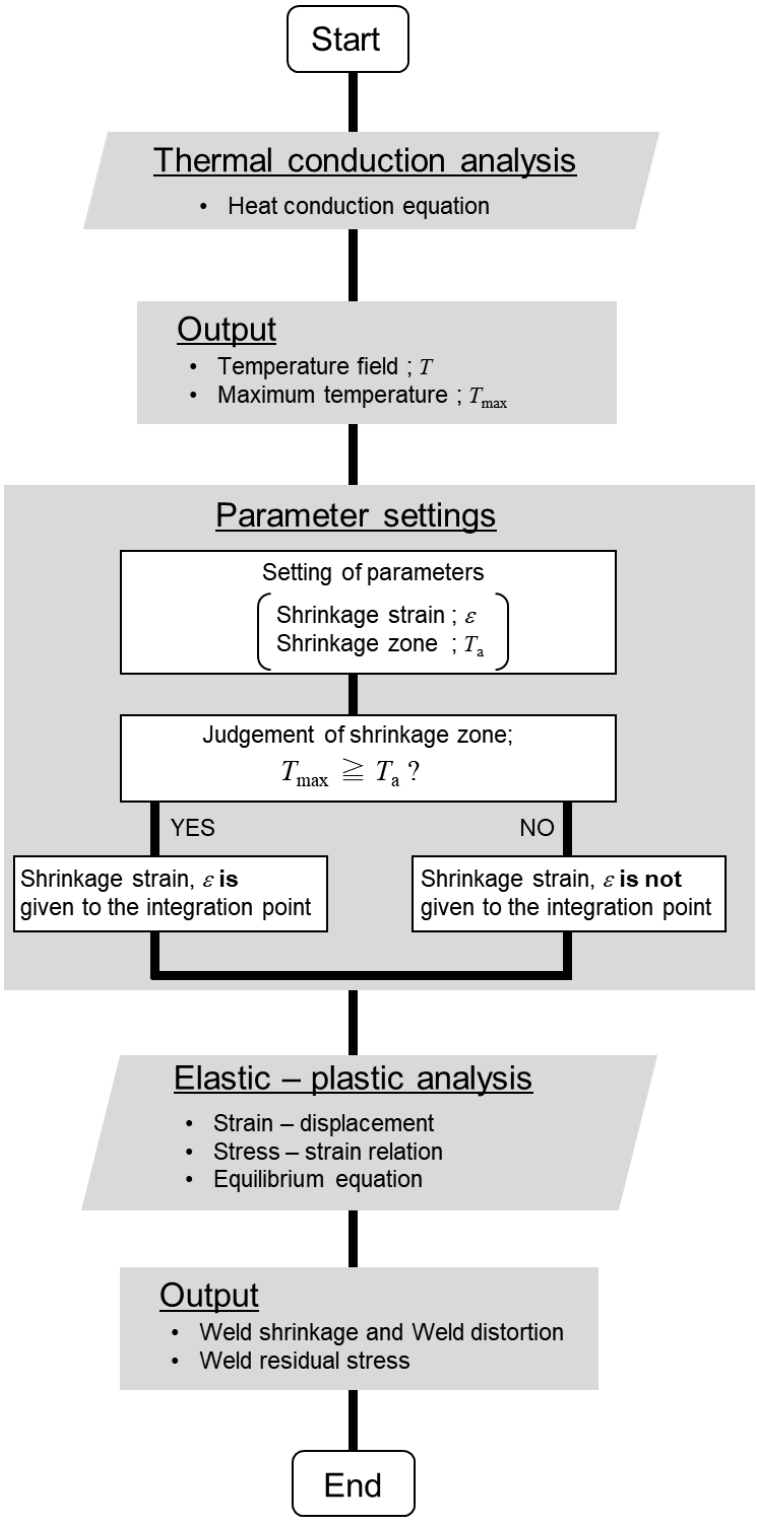



Fig. 3.13 Calculation flow of proposed thermal shrinkage technique.

## 3.7 熱収縮法のシミュレーションモデル

### 3.7.1 熱伝導解析

Fig. 3.13 に示した熱収縮法の一連の解析では熱伝導解析と弾塑性解析を順次実施する．熱伝導解析と弾塑性解析の支配方程式についてそれぞれ以下に述べる．熱伝導解析の支配方程式は下記に示す熱伝導方程式である [3.7)].

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda\left(\frac{\partial^2 T}{\partial^2 x} + \frac{\partial^2 T}{\partial^2 y} + \frac{\partial^2 T}{\partial^2 z}\right) + w \tag{3.2}$$

ここで，$\rho$ : 密度 (kg/mm$^3$)，$c$ : 比熱 (J/kgK)，$\lambda$ : 熱伝導率 (W/mmK)，$T$ : 温度 (K)，$t$ : 時間 (s)，$w$ : 内部発熱 (W/mm$^3$s)，$x, y, z$ : 3 次元座標 (mm)，である．溶接における熱伝導解析では実際の温度場を模擬できるように，内部発熱項 $w$ の値を Goldak 熱源 [3.8)]やガウス分布熱源 [3.9)]などを用いてそのパラメータを適切に設定する必要がある．

熱伝導解析で得られた温度場から求まる最高到達温度に基づいて熱収縮法の入力データである収縮領域の判定を行うため，最高到達温度を算出するためのサブルーチンを Fig. 3.14 に示すアルゴリズムに従って作成した．溶接プロセス中のある時刻 $t$ における温度(変数名 ; $Temp_{(t)}$)と熱伝導解析で得られた時刻 $t+\Delta t$ における温度(変数名 ; $Temp_{(t+\Delta t)}$)をサブルーチン内の変数に保存し，これらの温度を比較する．大きい方の温度を最高到達温度(変数名 ; *MaxTemp*)の変数に代入する．これを溶接開始から終了まで解析対象全体の積分点において実施することで，解析対象の最高到達温度が変数 *MaxTemp* に保存される．

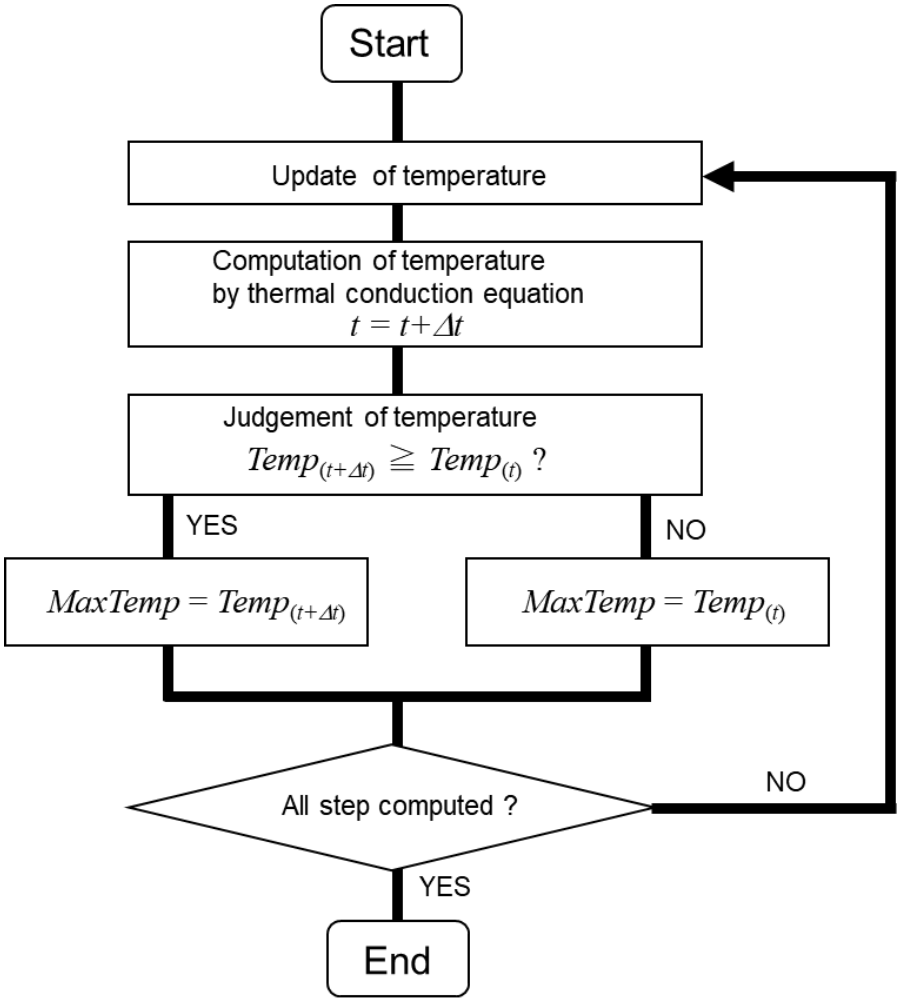



Fig. 3.14　Algorithm of calculating maximum temperature during thermal conduction analysis.

### 3.7.2 弾塑性解析

弾塑性解析における支配方程式は，ひずみ–変位関係の方程式，応力–ひずみ関係の方程式と釣り合い方程式の 3 つの式から構成される [3.10]．ひずみ–変位関係式は，ひずみ$\varepsilon$，変位 $u$，変位とひずみの関係を表す B マトリックスを用いて以下のように表わされる．

$$\{\varepsilon\} = [B]\{u\} \tag{3.3}$$

応力–ひずみ関係式は，応力$\sigma$，ひずみ$\varepsilon$，応力－ひずみマトリクス $D$ を用いて以下のように表わされる．

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon\} \tag{3.4}$$

また，物体が釣り合い状態にあるとの仮定の下に導出された仮想仕事の原理は次式で表される．

$$\int_V \{\delta\varepsilon\}^T\{\sigma\}\,dV = \int_V \{\delta u\}^T\{F\}\,dV - \int_S \{\delta u\}^T\{T\}\,dS \tag{3.5}$$

ここで，$\{\delta\varepsilon\}$：仮想ひずみ，$\{\delta u\}$：仮想変位，$F$：単位体積力当たりの物体力，$T$：単位体積力当たりの表面力，$V$：体積，$S$：表面積，である．熱収縮法による弾塑性解析は一般的な計算の流れに沿って進める．まず，B マトリックスと D マトリックスから式(3.5)で示した仮想仕事の原理に基づいて全体剛性マトリックス(K マトリックス)を作成する．その後，荷重（熱収縮法の場合は収縮ひずみ）と K マトリックスにより変位を算出する．その後，式(3.3)からひずみを算出し，続いて式(2.4)より応力を算出する．熱収縮法による弾塑性解析では，Fig. 3.13 で示した通り，サブルーチンを使用して収縮領域の範囲内に収縮ひずみを付与した．以上の熱伝導解析および弾塑性解析は汎用有限要素ソフトウェアを用いて計算可能であり，本研究では Abaqus と ADVENTURECluster を採用した．なお，ADVENTURECluster は溶接変形・残留応力解析をする上で，Abaqus を始めとした各種ソルバーと比較して同等の精度を有していることを別途確認済みである [3.11]．

## 3.8 結言

本章では，熱収縮法の概要について述べるとともに，解析上必要となる入力データを明確にした．また，熱収縮法の入力データの設定方法が確立されていない現段階において，実験計画法と予備実験を併用してその設定値を決めた上で，製品規模の大型構造物の例としてインフラ構造物を対象に熱収縮法を適用し，その有用性および課題について明確にした．本章で得られた主な結果を以下に示す．

(1) 熱収縮法の入力データである収縮ひずみおよび収縮領域の値を，実験計画法による感度解析結果に基づいて決定した．その値を用いてインフラ構造物を対象に熱収縮法を適用した結果，実際の変形挙動を精度良く再現できた．

(2) インフラ構造物を対象とした検討を通じて，溶接変形の予測・評価手法としての熱収縮法の有用性は示唆されたものの，入力データである収縮ひずみおよび収縮領域の設定指針が確立していないことが課題であるといえる．溶接条件に対応した形で固有ひずみの発生特性に基づいて入力データの設定値が求まれば，実用性の観点からも有意義であるといえる．

## 第 3 章の参考文献


3.1) ESI Group：Visual-Assembly，https://solution.esi.co.jp/virtual-manufacturing (参照日：2021.12.03)

3.2) ESI Group : 溶接解析ソフト Visual-Assembly について，https://solution.esi.co.jp/virtual-manufacturing/blog/welding-assembly/about-visual-assembly, (参照日：2021.12.03)

3.3) 例えば ; 堀勝義，渡辺浩，明賀俊治，草野和喜 : ワイヤ加熱にパルス電流を用いたホットワイヤ TIG 溶接法の開発–パルス通電加熱ホットワイヤ TIG 溶接法の研究(第 1 報)–，溶接学会論文集, Vol.37, No.4 (2019), pp.141–151.

3.4) 田口伸：タグチメソッド入門，日本規格協会 (2016).

3.5) 望月正人：溶接構造物の残留応力解析手法の開発とその強度評価への応用に関する研究，京都大学学位論文，(1997).

3.6) 望月正人，岡野成威：固有ひずみ論に基づいた溶接角変形の支配パラメータに関する研究，日本機械学会論文集，第 82 巻，第 835 号 (2016)，15–00567.

3.7) 大中逸雄，高城敏美，大川富雄，平田好則，岡本達幸，山内勇：輸送現象論，大阪大学出版会 (2003)

3.8) J. Goldak, A. Chakravarti, and M. Bibby: A New Finite Element Model for Welding Heat Sources, Metallurgical Transactions B, Vol. 15B (1984), pp. 299–305.

3.9) S. Okano, M. Tanaka, and M. Mochizuki: Arc physics based heat source modelling for numerical simulation of weld residual stress and distortion, Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 16, No. 3 (2011), pp. 209–214.

3.10) E. S. Neto, D. Peric, and D. Owen: 非線形有限要素法，森北出版 (2012)

3.11) 高倉大典，深澤大志，柳田信義，村上寛企，野戸大河，大谷直之：初パス溶接時における溶接変形に及ぼす諸因子の影響に関する検討，溶接構造シンポジウム 2019 講演論文集 (2019), pp.473–479.

# 第4章 熱収縮法の入力データ設定方法論の構築

## 4.1 緒言

第 3 章では，溶接変形の簡易シミュレーション手法である Shrinkage 法を基にして，本研究で提案する熱収縮法の解析手法およびその入力データについて整理した．その結果，熱収縮法の解析に必要となる入力データは収縮ひずみと収縮領域の 2 つであることを示し，収縮ひずみを決める温度変化$\Delta T$ と収縮領域を決める最高到達温度 $T_a$ の設定指針が現状では必ずしも明確になっておらず，任意で設定するパラメータとなっていることを確認した．この段階で，インフラ構造物を対象に熱収縮法の有用性を評価したところ，熱収縮法の解析結果として得られた溶接変形は実測値を正確に再現できており，手法の有用性が示唆された．一方で，入力データの設定値を定めるために実験計画法と予備実験を併用しており，都度このような方法で入力データの設定値を定めることは現実的ではないと考えられる．すなわち，熱収縮法による簡易シミュレーション手法を構築する上で，入力データの設定指針を確立することは実用的に非常に重要であると考えられる．これらの設定指針は溶接変形の支配因子である固有ひずみの発生特性と関連付けて設定できることが望ましいといえる．そこで本章では，ビードオンプレート溶接を対象として熱収縮法の入力データ(温度変化$\Delta T$ と最高到達温度 $T_a$)に関するパラメータスタディを実施し，実測値および熱弾塑性解析の角変形を再現可能である適正な入力データの設定値に関して検討した．得られた結果について，角変形の発生メカニズムの観点や両端固定棒による固有ひずみの発生特性に基づいて考察した．

## 4.2 MAG 溶接実験方法

本実験に供した材料は溶接構造用圧延鋼材 SM490YB であり，その化学組成を Table 4.1 に示す．試験体は Fig. 4.1 に示す通り，板長 200 mm，板幅 500 mm，板厚 12 mm の平板である．この平板に対して，MAG 溶接によるビードオンプレート溶接を実施した [4.1)]．板幅中央部を溶接位置とし，溶接長は端部 25 mm ずつを除いた 150 mm とした．シールドガスは 80%Ar と 20%$CO_2$ の混合ガスを使用した．溶接ワイヤの直径は 1.2 mm とした．MAG 溶接で使用した溶接条件を Table 4.2 に示す．溶接電流 200 A，溶接速度 3.33 mm/s (No. 3)を基準として，電流を 100A (No. 1), 160 A (No. 2) に変化させた条件と溶接速度を 4.67 mm/s (No. 4) ，6.67 mm/s (No. 5) に変化させた条件の合計 5 条件を設定した．溶接後に試験体が充分冷却(空冷)された状態で，Fig. 4.2 に示すように接触変位計を用いた端部のたわみ量 $d$ を計測し，たわみ量に基づいて角変形$\theta$を$\theta = d/250$ より算出した．

Table 4.1 Chemical composition and mechanical properties of SM490YB used.

| Chemical composition (mass %) | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| C | Si | Mn | P | S | Fe |
| 0.16 | 0.28 | 1.45 | 0.015 | 0.003 | Bal. |

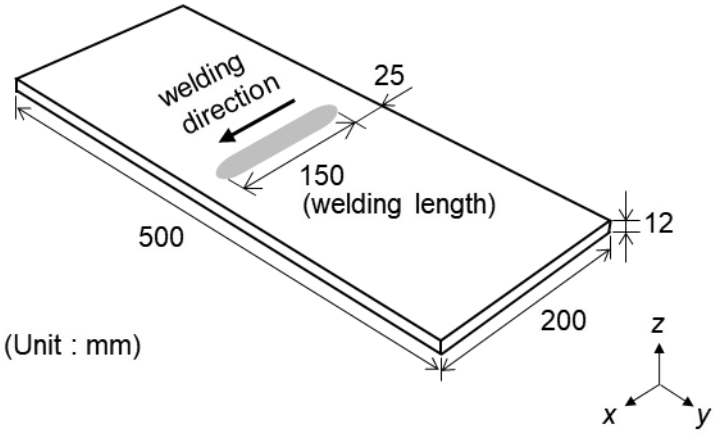



Fig. 4.1　Configuration of bead-on-plate welded joint.

Table 4.2　Welding conditions in MAG welding.

| No. | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 |
|---|---|---|---|---|---|
| Welding current, $I$ (A) | 100 | 160 | 200 | 200 | 200 |
| Welding speed, $v$ (mm/s) | 3.33 | 3.33 | 3.33 | 4.67 | 6.67 |

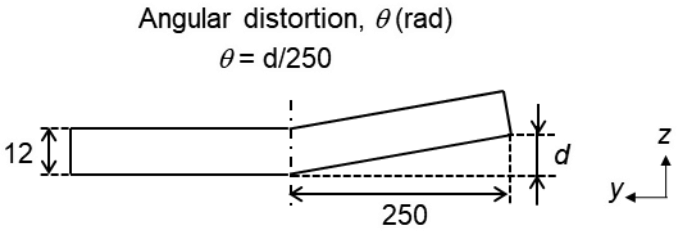



Fig. 4.2　Method of calculating angular distortion.

## 4.3 熱弾塑性解析の実施方法

熱収縮法の比較・検証のために熱弾塑性解析を併せて実施した．使用したシミュレーションモデルは Fig. 2.5 に示した統合シミュレーション手法[4.2-4.4]である．本手法は，溶接電流や溶接速度などの溶接入熱条件から溶接アークの入熱分布やアーク圧力分布を計算する「アーク・プラズマ(熱源)モデル[4.5, 4.6]」，溶接中のビード形成や温度場特性を計算する「ビード形成(プロセス)モデル[4.7]」，ビード形状と温度場特性から溶接変形を計算する「応力・変形(力学)モデル[4.8]」を一方向連成させて計算するモデルである．計算の流れは，アーク・プラズマモデルにおいて，溶接条件を入力データとしてアーク・プラズマから母材への熱源特性(母材への入熱量，ワイヤの保有熱量，入熱分布)を求める. 続いて, ビード形成モデルにおいて, 先の計算結果である熱源特性を入力データとして，熱伝導計算とビード表面形状計算を連成させることで余盛形状を含めた温度場を求める．最後に，温度場および余盛を含めた解析対象の形状を入力データとして熱弾塑性解析をすることで，溶接変形を求める．以下に，ビード形成(プロセス)モデルの計算の概要について述べるとともに，溶接条件に対応した熱源特性に関する入力データ(熱源分布やアーク圧力分布，溶着量など)の設定方法を述べる．ビード形成(プロセス)モデルでは，式(4.1)に示す熱伝導方程式と式(4.2)に示すビード表面

形状方程式を連成させて計算する．

$$\rho\frac{\partial H}{\partial t}=\frac{\partial}{\partial x}(\lambda\frac{\partial T}{\partial x})+\frac{\partial}{\partial y}(\lambda\frac{\partial T}{\partial y})+\frac{\partial}{\partial z}(\lambda\frac{\partial T}{\partial z})+w \tag{4.1}$$

$$\sigma\left[\frac{(1+\phi_y^2)\phi_{xx}-2\phi_x\phi_y\phi_{xy}+(1+\phi_x^2)\phi_{yy}}{\left((1+\phi_x^2+\phi_y^2)^{2/3}\right)}\right]=\rho g\phi+P-l \tag{4.2}$$

ここで，$\rho$ : 密度 (kg/mm$^3$)，$H$ : エンタルピー (J/kg)，$\lambda$ : 熱伝導率 (W/mmK)，$T$ : 温度 (K)，$t$ : 時間 (s)，$w$ : 内部発熱 (W/mm$^3$s)，$x, y, z$ : 3 次元座標 (mm)，$g$ : 重力加速度 (mm/s$^2$)，$\phi$ : 変位 (mm)，$P$ : アーク圧力 (Pa)，$\sigma$ : 表面張力(= 1.0 N/mm)，$l$ : ラグランジュ乗数 (-)，である．式(4.2)を用いた溶接中のビード表面形状計算には，“溶融池に作用する力はアーク圧力，重力，表面張力のみとする”および“表面張力および密度は一定とする”といった仮定を置いている．

溶接中は，ビード表面形状計算の領域内(溶接熱源を中心とする半径 $R_b$ の円)において，ワイヤ供給量 $V_w$ を満足するようにビード表面形状方程式を解くことで，領域内の表面変位を求める．表面変位が正となる領域は要素を追加することでビード形成(余盛)を模擬し，アーク圧力 $P$ の影響で表面変位が負となる領域は要素を削除することで溶融池表面の窪みを模擬する．こうしてある時間増分におけるビード形成が完了した後に，熱伝導方程式により温度場計算を行う．内部発熱項 $w$ は単位時間当たりの実効入熱 $q_{weld}$ を対応させた．実効入熱 $q_{weld}$ はワイヤが保有する熱量 $q_{wire}$ とアーク・プラズマから母材へ供給される熱量 $q_{arc}$ に区別し，前者は溶融ワイヤに相当する追加した要素に対して与え，後者は母材表面の要素に対して与える．これらの計算を時間増分ごとに行うことで，熱源移動に伴う温度場計算およびワイヤが溶融した結果として得られる余盛の形成が可能となる．

ビード形成モデルにおける入力データとその値を Table 4.3 に示す [4.4]．熱伝導方程式の計算で用いるパラメータを Table 4.3 (a)に，ビード表面形状計算で用いるパラメータを Table 4.3 (b)に示す．単位時間当たりの実効入熱量を表す $q_{weld}$ (J/s)は $q_{weld} = \eta IV$ ($\eta$ : 熱効率, $I$ : 溶接電流, $V$ : アーク電圧)で求めた．なお，熱効率は従来知見 [4.9]に基づいて溶接条件によらず $\eta = 0.85$ で一定値とした．実効入熱量 $q_{weld}$ は，ワイヤが保有する熱量 $q_{wire}$ とアーク・プラズマから母材へ供給される熱量 $q_{arc}$ の和 ($q_{weld} = q_{wire} + q_{arc}$)で表すことができる．ワイヤが保有する熱量 $q_{wire}$ は $q_{wire} = \rho HV_{wire}$ ($\rho$ : 密度, $H$ : エンタルピー, $V_{wire}$ : ワイヤ送給速度)で表され，ワイヤ送給速度 $V_{wire}$ は実験結果に基づく以下の式で推定できる [4.10]．

$$V_{wire}=aI+bL_eI^2 \tag{4.3}$$

ここで，$L_e$ : ワイヤ突出し長さ (=15 mm)，$I$ : 溶接電流 (A)，$a, b$ : 定数，である．既往研究による理論解析 [4.10]に基づいて，$\rho = 8.0\times10^{-6}$，$H = 1.83\times10^{6}$，$a = 0.311$，$b = 4.63\times10^{-5}$ とした．アーク・プラズマモデルの計算結果より，アーク・プラズマから母材に投与される入熱分布は以下のガウス分布の式で近似できる．

$$W_{arc}(x,y,t)=\frac{q_{arc}}{\pi R_{arc}^2}exp\left\{\frac{-(x-vt)^2}{R_{arc}^2}\right\}exp\left\{\frac{-y^2}{R_{arc}^2}\right\} \tag{4.4}$$

ここで，$W_{arc}(x, y, t)$ : 時刻 $t$，座標$(x, y)$における入熱量 (J/s)，$R_{arc}$ : 入熱のガウス分布半径 (mm)，である．アーク・プラズマから母材へ供給される熱量 $q_{arc}$ は $q_{arc} = q_{weld} - q_{wire}$ により求め，ガウス分布半径 $R_{arc}$ は電流と電圧の関数であるため，以下の計算式から求めた．

$$R_{arc}=kIV+2.56 \tag{4.5}$$

なお，定数 $k$ は $k = 0.00024$ と推定 [4.6]した．同様にして，ビード計算で用いるアーク圧力もガウス分布を用いた以下の式で表すことができる．

$$P(x,y,t)=P_{max}exp\left\{\frac{-(x-vt)^2}{R_{press}^2}\right\}exp\left\{\frac{-y^2}{R_{press}^2}\right\} \tag{4.6}$$

ここで，$P(x, y, t)$：時刻 $t$，座標$(x, y)$におけるアーク圧力 (Pa)，$P_{max}$：アーク圧力の最大値 (MPa)，$R_{press}$：アーク圧力のガウス分布半径 (mm)，である．Table 4.2 に示した本研究で実施する電流(100～200 A)の範囲内では，アーク圧力は電流の 2 乗に比例し，[4.11]電圧の増加に伴って低下する傾向にあるため，アーク圧力の最大値 $P_{max}$ は，以下の計算式から求めた．

$$P_{max} = sI^2V^{-2} \tag{4.7}$$

なお，定数 $s$ は数値解析を使用した従来知見に基づいて，$s$ = 19.8 と推定した [4.6]．また，ガウス分布半径 $R_{press}$ は，以下の計算式から求めた．

$$R_{press} = mI^{-1}V^{-1} + 1.60 \tag{4.8}$$

なお，定数 $m$ は数値解析を使用した従来知見に基づいて，$m$ = 791.8 と推定した [4.6]．最後に，ビード計算の計算領域 $R_b$ は，既往研究 [4.4]を参考に以下の推定式で計算した．

$$R_b = 0.00278\eta IVv^{-0.5} + 1.41 \tag{4.9}$$

このようにして決定した入力データ(Table 4.3)を基にビード形成モデルの解析を行った．さらに，結果として得られる温度場およびビード形状を入力データとして熱弾塑性解析を実施することで溶接変形を求めた．本解析に用いた材料特性を Fig. 4.3 に示す．

Table 4.3　Heat source parameter settings used in bead formation model.

(a) Heat source parameter

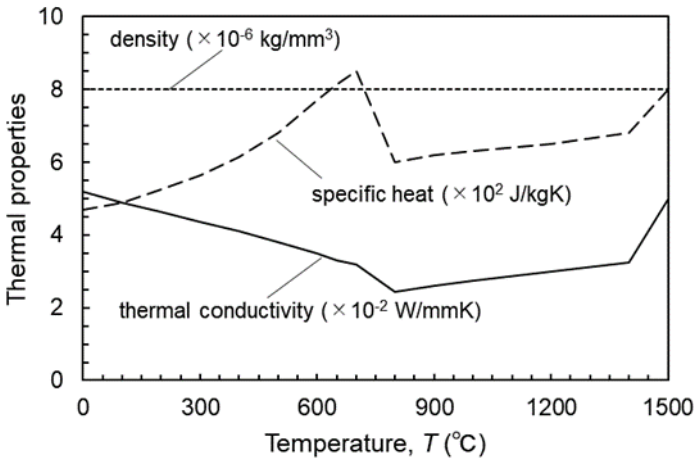
| No. | Welding current $I$ (A) | Arc voltage $V$ (V) | Welding speed $v$ (mm/s) | Heat source parameter $q_{weld}$ (J/s) | $q_{wire}$ (J/s) | $q_{arc}$ (J/s) | $R_{arc}$ (mm) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | 100 | 15.8 | 3.33 | 1343.0 | 557.0 | 786.0 | 2.94 |
| 2 | 160 | 16.6 | 3.33 | 2257.6 | 988.8 | 1268.8 | 3.20 |
| 3 | 200 | 19.6 | 3.33 | 3332.0 | 1317.3 | 2014.7 | 3.50 |
| 4 | 200 | 19.6 | 4.67 | 3332.0 | 1317.3 | 2014.7 | 3.50 |
| 5 | 200 | 19.6 | 6.67 | 3332.0 | 1317.3 | 2014.7 | 3.50 |

$q_{weld}$ : quantity of net heat input per unit welding time
$q_{arc}$ : heat input provided directly from the arc plasma
$q_{wire}$ : heat input involved with the melting wire
$R_{arc}$ : radius of the Gaussian distribution

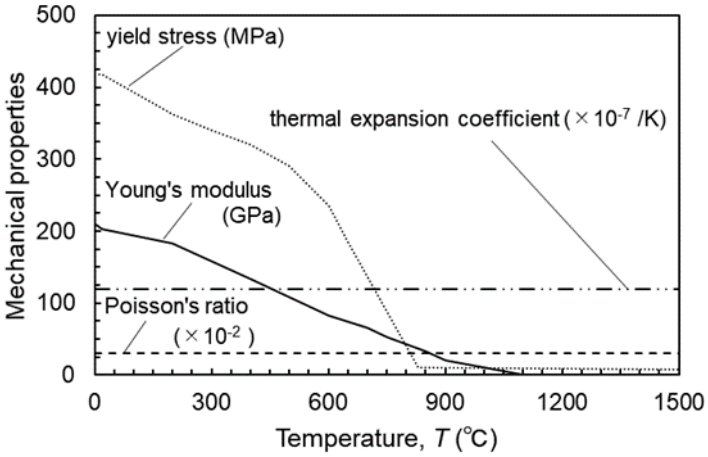
(b) Bead fomation parameter

| No. | Welding current $I$ (A) | Arc voltage $V$ (V) | Welding speed $v$ (mm/s) | Bead formation parameter $V_{wire}$ (mm$^3$/s) | $R_b$ (mm) | $P_{max}$ (Pa) | $R_{press}$ (mm) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | 100 | 15.8 | 3.33 | 38.0 | 3.5 | 793.1 | 2.10 |
| 2 | 160 | 16.6 | 3.33 | 67.5 | 4.9 | 1839.5 | 1.90 |
| 3 | 200 | 19.6 | 3.33 | 90.0 | 6.5 | 2061.6 | 1.80 |
| 4 | 200 | 19.6 | 4.67 | 90.0 | 5.7 | 2061.6 | 1.80 |
| 5 | 200 | 19.6 | 6.67 | 90.0 | 5.0 | 2061.6 | 1.80 |

$V_{wire}$ : wire melting rate
$R_b$ : radius of bead surface calculation area
$P_{max}$ : maximum value of arc pressure
$R_{press}$ : radius of the Gaussian distribution




(a) Thermal properties used in thermal conduction analysis




(b) Mechanical properties used in thermal elastic-plastic analysis

Fig. 4.3　Material properties used in thermal elastic-plastic analysis.

## 4.4 熱収縮法の実施方法

熱収縮法で使用した解析モデルは，Fig. 4.1 に示した試験片と同じ形状・寸法のものを用いた．熱収縮法の解析における材料特性は Table 4.4 に示す SM490YB を想定した値を設定した．熱収縮法の適正な設定値を検証するために，Table 4.5 に示した 12 条件でパラメータスタディを実施した．収縮ひずみは式(3.1)で示したように，線膨張係数$\alpha$と温度変化$\Delta T$ の積で求められる．線膨張係数は SM490YB の室温の値である $1.2\times10^{-5}$ を設定した．温度変化$\Delta T$ は任意で設定するパラメータであるため，ここでは，300℃，500℃，800℃，1000℃，1200℃，1500℃の 6 条件を設定した．すなわち，収縮ひずみ$\varepsilon$は，$-3.60\times10^{-3}$，$-6.00\times10^{-3}$，$-9.60\times10^{-3}$，$-1.20\times10^{-2}$，$-1.44\times10^{-2}$，$-1.80\times10^{-2}$ の 6 条件である．収縮領域となる最高到達温度 $T_a$ 以上の領域は任意で設定するパラメータであるため，ここでは $T_a$ = 500，800 の 2 条件を設定した．なお，収縮領域の大きさは，熱伝導解析により得られる最高到達温度を基に求めた．すなわち，Table 4.2 に示した溶接条件(合計 5 条件)に対して Table 4.4 に示した 12 条件のパラメータスタディを実施したため，合計 60 条件の結果が得られることになる．

Table 4.4　Material properties used for thermal shrinkage technique.

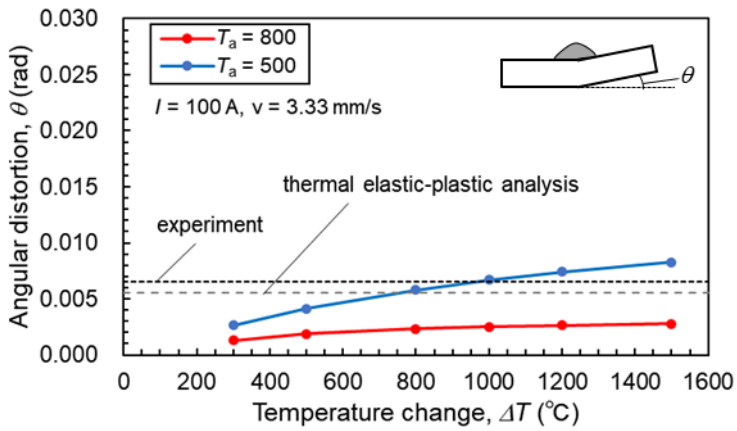
| | |
|---|---|
| Young's modulus, $E$ (GPa) | 210 |
| Poisson's ratio, $\nu$ | 0.3 |
| Yield stress, $\sigma_Y$ (MPa) | 417 |
| Strain hardening coefficient, $H$ (MPa) | 970 |

Table 4.5　Numerical conditions of thermal shrinkage tehcnique.

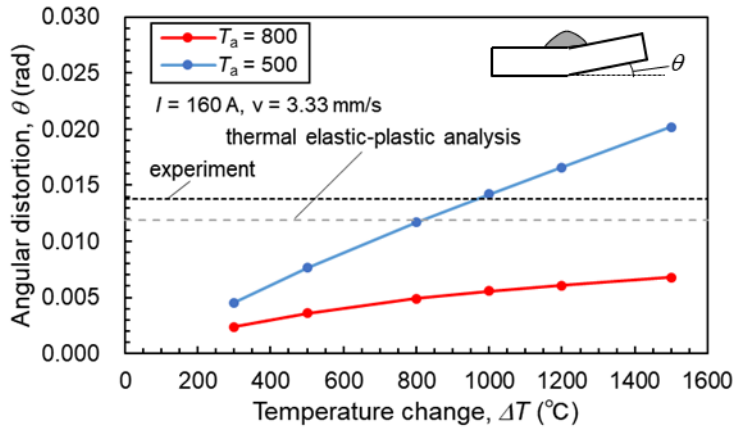
| No. | Shrinkage strain, $\varepsilon$ | Thermal expansion coefficient, $\alpha$ | Temperature change, $\Delta T$ | Maximum temperature, $T_a$ |
|---|---|---|---|---|
| 1 | $-3.60\times10^{-3}$ | $1.2\times10^{-5}$ | 300 | 500 |
| 2 | $-6.00\times10^{-3}$ | $1.2\times10^{-5}$ | 500 | 500 |
| 3 | $-9.60\times10^{-3}$ | $1.2\times10^{-5}$ | 800 | 500 |
| 4 | $-1.20\times10^{-2}$ | $1.2\times10^{-5}$ | 1000 | 500 |
| 5 | $-1.44\times10^{-2}$ | $1.2\times10^{-5}$ | 1200 | 500 |
| 6 | $-1.80\times10^{-2}$ | $1.2\times10^{-5}$ | 1500 | 500 |
| 7 | $-3.60\times10^{-3}$ | $1.2\times10^{-5}$ | 300 | 800 |
| 8 | $-6.00\times10^{-3}$ | $1.2\times10^{-5}$ | 500 | 800 |
| 9 | $-9.60\times10^{-3}$ | $1.2\times10^{-5}$ | 800 | 800 |
| 10 | $-1.20\times10^{-2}$ | $1.2\times10^{-5}$ | 1000 | 800 |
| 11 | $-1.44\times10^{-2}$ | $1.2\times10^{-5}$ | 1200 | 800 |
| 12 | $-1.80\times10^{-2}$ | $1.2\times10^{-5}$ | 1500 | 800 |

## 4.5 溶接変形の比較に基づく熱収縮法パラメータの適正化

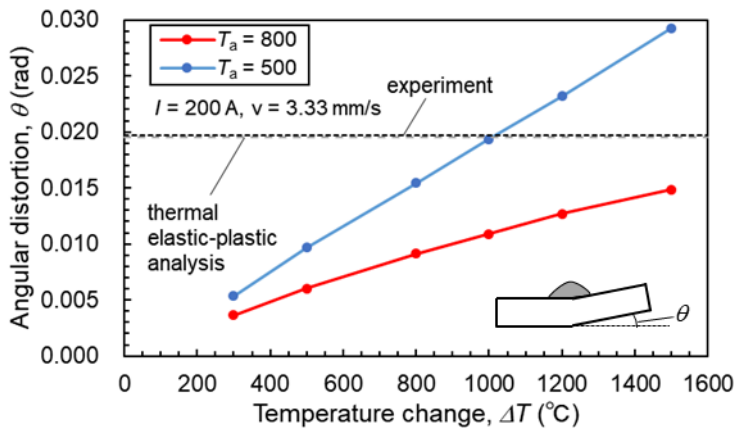
熱収縮法により得られた角変形を Fig. 4.4 に示す．評価箇所は溶接線方向の中央断面($x$ = 100)である．グラフには実験結果(黒色の破線)および熱弾塑性解析結果(灰色の破線)を併せて示した．熱収縮法の結果より，温度変化$\Delta T$ の上昇，収縮領域を決める最高到達温度 $T_a$ の減少に伴って角変形が大きくなっている．温度変化の増加は収縮ひずみの増加に対応し，最高到達温度の減少は収縮領域の増加に対応するため，言い換えると，角変形は収縮ひずみおよび収縮領域の増加に伴って大きくなる．熱収縮法の結果と実験結果および熱弾塑性解析の結果を比較すると．温度変化$\Delta T$ = 1000，収縮領域を決める最高到達温度 $T_a$= 500 の設定値の場合に，全ての条件において実験および熱弾塑性解析の角変形と良く一致した．上述の角変形に対する収縮ひずみと収縮領域の傾向を踏まえると，温度変化$\Delta T$ = 1000，収縮領域を決める最高到達温度 $T_a$= 500 以外の設定値においても角変形を再現できる可能性があるものの，本研究ではこの条件に着目して，角変形のメカニズムの観点および両端固定棒による固有ひずみの発生特性の観点から，設定値の妥当性に関して次節で検証した．




(a) $I = 100\ A$, $v = 3.33$ mm/s

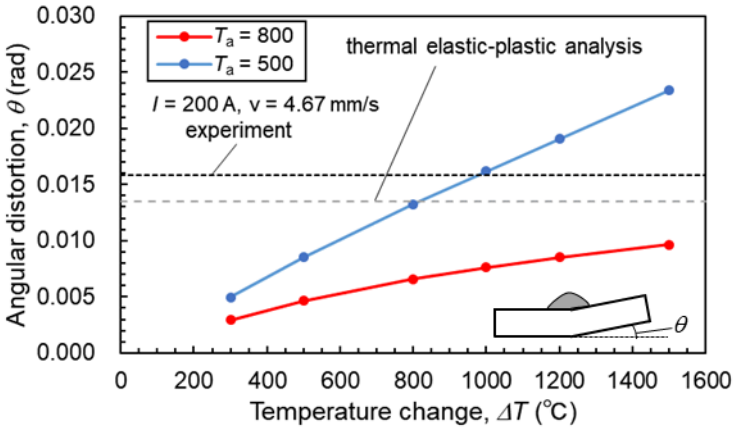



(b) $I = 160\ A$, $v = 3.33$ mm/s

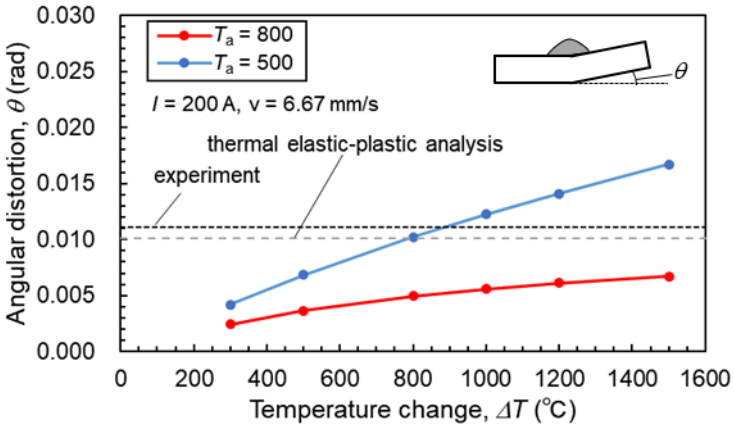



(c) $I = 200\ A$, $v = 3.33$ mm/s

Fig. 4.4 Comparison of angular distortion among thermal shrinkage technique, thermal elastic-plastic analysis, and experiment.




(d) $I = 200\ A$, $v = 4.67$ mm/s




(e) $I = 200\ A$, $v = 6.67$ mm/s

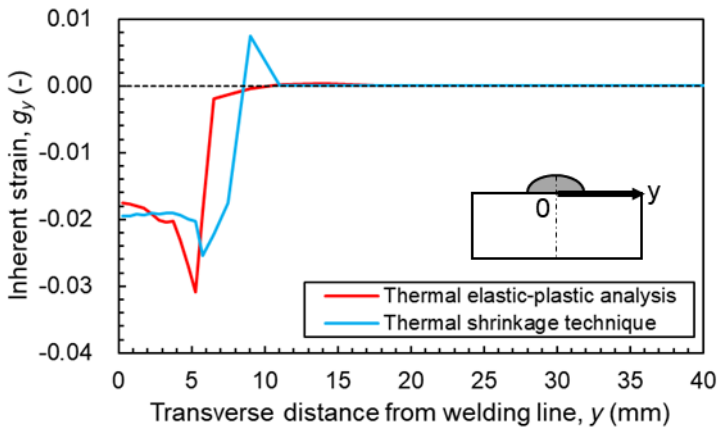
Fig. 4.4　Continued.

## 4.6 溶接変形が一致した要因に関する考察

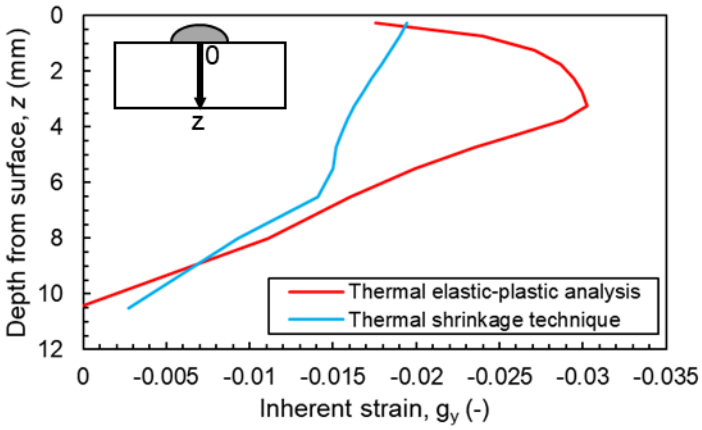
熱収縮法のパラメータが，温度変化$\Delta T = 1000$，収縮領域を決める最高到達温度 $T_a = 500$ の設定値で，実測値および熱弾塑性解析の角変形を精度良く再現できた理由について，角変形の支配因子とされている固有ひずみの観点[4.12]から考察した．ここで，固有ひずみを溶接線直交方向($y$ 方向)の塑性ひずみとした．溶接条件が溶接電流 200 A，溶接速度 3.33 mm/s (Table 4.2, No. 3)の場合における固有ひずみ分布を Fig. 4.5 に示す．溶接線中央($x = 100$)の $y - z$ 断面における固有ひずみ分布を示しており，Fig. 4.5 (a)は溶接中心を基準として溶接線直交方向に固有ひずみ分布をプロットしたものであり，Fig. 4.5 (b)は溶接中心を基準として板厚方向に固有ひずみ分布をプロットしたものである．

結果を見ると，両者の固有ひずみ分布は異なる傾向を示していることが分かる．Fig. 4.5 (a)において，熱収縮法の結果は $y = 10$ mm において引張ひずみが生じているのに対して，熱弾塑性解析結果は $y = 0$ ~10 mm で圧縮ひずみが生じている．また，Fig. 4.5 (b)において，熱弾塑性解析の固有ひずみは $z = 3$ mm において，熱収縮法の 2 倍程度の値(熱弾塑性解析：–0.03，熱収縮法：–0.015)となった．この結果より，前節において熱収縮法で角変形を再現できた理由としては固有ひずみ分布では説明できないことになる．

続いて，角変形を再現できた理由として，角変形の駆動力となるモーメントに着目した．角変形の発生メカニズムを Fig. 4.6 に示す．溶接後に，固有ひずみ($y$ 方向塑性ひずみ)が溶接部近傍に残存するため，試験片は $y$ 方向に収縮する．このときに，収縮量が板厚方向に不均一に生じた場合は板厚中央を基準とした曲げモーメントにより面外変形(=角変形)が生じる．




(a) Transverse direction ($y$-direction)




(b) Thickness direction ($z$-direction)

Fig. 4.5 Comparison of inherent strain between thermal shrinkage technique and thermal elastic-plastic analysis.

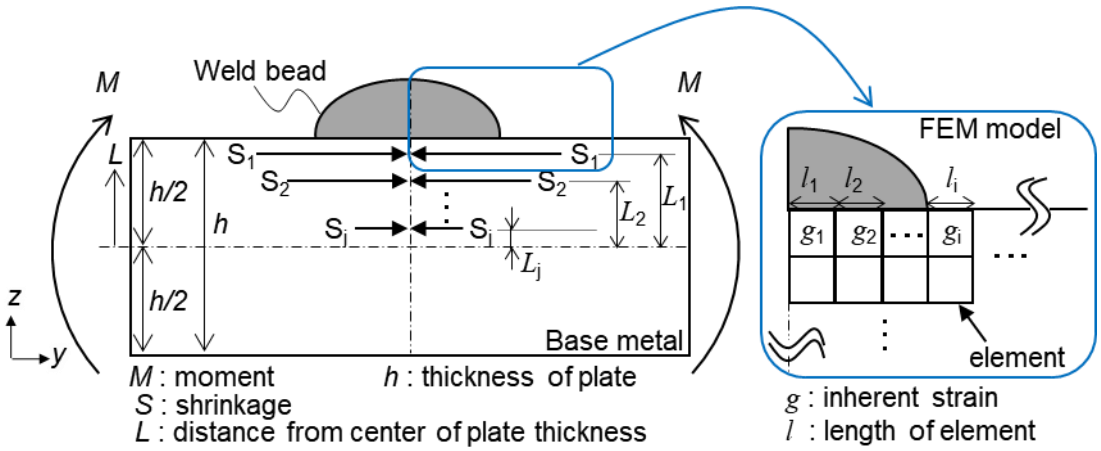



Fig. 4.6 Schematic illustration of the moment which is a driving force for angular distortion.

一般的に，モーメント $M$ は荷重 $F$ と距離 $L$ を使用した以下の式で表される．

$$M = FL \tag{4.10}$$

荷重 $F$ は面積 $A$ とヤング率 $E$，要素におけるひずみ($\varepsilon = \Delta l / l$)を使用して以下の式で表される．

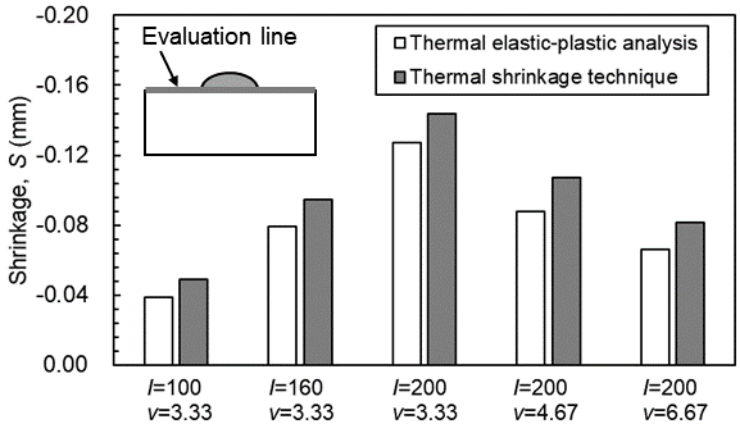
$$F = (AE) \cdot (\Delta l / l) \tag{4.11}$$

ここで，要素サイズ(面積 A，要素サイズ $l$)とヤング率は，熱収縮法と熱弾塑性解析の両手法で同じであるから，収縮量 $S$ (= $\Delta l$ )は以下の式で表される．

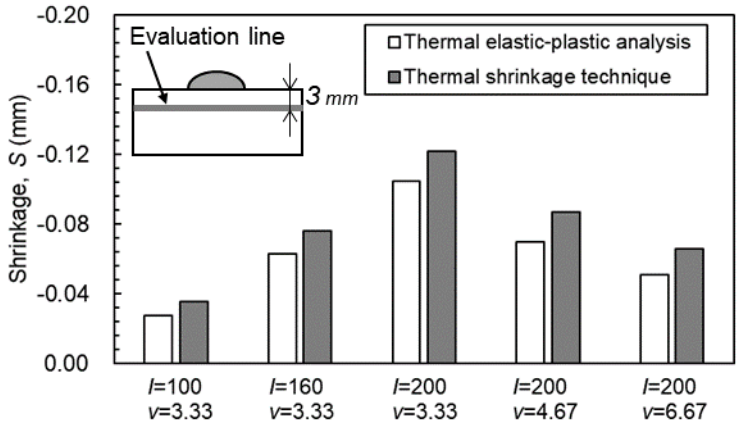
$$S\ (= \Delta l\ ) = \Sigma g_i\, l_i \tag{4.12}$$

ここで，$l_i$ は要素の $y$ 方向長さであり，$g_i$ は要素における固有ひずみである．

これらの式に基づいて，熱収縮法と熱弾塑性解析における収縮量 $S$ を比較したグラフを Fig. 4.7 に示す．全体的に，熱収縮法の収縮量が熱弾塑性解析の収縮量より 1~2 割大きくなっている．これは Fig. 4.4 で示した熱収縮法の角変形が熱弾塑性解析の角変形より 1~2 割大きいことと対応しているためと考えられる．このような若干の差異はあるものの，条件に応じて両者の収縮量は良く対応しているといえる．ここまでの議論を踏まえると，熱収縮法と熱弾塑性解析では，固有ひずみ分布は一致していないものの，収縮量は良く一致しているといえる．すなわち，熱収縮法の解析において，熱弾塑性解析から求まる固有ひずみ分布を厳密に再現せずとも，角変形の駆動力となるモーメントが再現できれば，角変形を精度良く計算できると考えられ，その設定値が上述した温度変化 $\Delta T$ = 1000，収縮領域を決める最高到達温度 $T_a$= 500 であるといえる．




(a) Evaluation line: plate surface




(b) Evaluation line: 3 mm depth from plate surface

Fig. 4.7 Comparison of shrinkage between thermal shrinkage technique and thermal elastic-plastic analysis.

## 4.7 熱収縮法の入力データの設定値に関する固有ひずみ発生特性に基づく検証

前節では，熱収縮法による溶接変形解析では角変形の駆動力となるモーメントを再現できれば，実際の角変形を再現できることを示した．本節ではより詳細に考察するために，両端固定棒のアナロジー[4.13)]に基づいて熱収縮法の固有ひずみの発生特性について考察するとともに，上述の設定値に関して検証した．ここでは，両端固定棒のアナロジーに基づく固有ひずみを「理論固有ひずみ」，熱収縮法の考え方に基づいて算出した固有ひずみを「平均固有ひずみ」と呼ぶこととする．

まず，理論固有ひずみを算出する．両端固定棒のアナロジーでは，見かけのひずみ$\varepsilon$は弾性ひずみ$\varepsilon_e$，塑性ひずみ$\varepsilon_p$および熱ひずみ$\varepsilon_t$を用いて以下の式で表される．

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p + \varepsilon_t \tag{4.13}$$

収縮ひずみ($\varepsilon_t$=) $\alpha \Delta T_s$が両端固定棒に与えられた場合，見かけのひずみは以下の式で表される．

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p - \alpha \Delta T_s \tag{4.14}$$

式(4.14)において，拘束の強い溶接線方向($x$ 方向)の見かけのひずみ$\varepsilon$は 0 である．収縮ひずみが与えられたことで両端固定棒が降伏した場合，溶接線方向の塑性ひずみ$\varepsilon_{px}$は降伏ひずみ$\varepsilon_Y$ (=$\sigma_Y/E$)を用いて以下の式で表される．

$$\varepsilon_{px} = \alpha \Delta T_s - \varepsilon_Y \tag{4.15}$$

塑性変形における体積一定の仮定の下では，溶接線方向の塑性ひずみ$\varepsilon_{px}$，溶接線直交方向の塑性ひずみ$\varepsilon_{py}$，板厚方向の塑性ひずみ$\varepsilon_{pz}$は以下の式を満足する．

$$\varepsilon_{px} + \varepsilon_{py} + \varepsilon_{pz} = 0 \tag{4.16}$$

ここで，溶接線直交方向と板厚方向の拘束度合いが同じであると仮定すると，溶接線直交方向の塑性ひずみ$\varepsilon_{py}$は式(4.16)より，以下のように表される．

$$\varepsilon_{py} = -0.5\varepsilon_{px} \tag{4.17}$$

固有ひずみ $g$ は見かけのひずみ$\varepsilon$から弾性ひずみ$\varepsilon_e$を差し引いて求めることができるので，溶接線直交方向の固有ひずみ $g_{y_s}$は以下の式で求められる．

$$g_{y_s} = \varepsilon_{py} - \alpha \Delta T_s \tag{4.18}$$

すなわち，理論固有ひずみ $g_{y_s}$は式(4.15)，(4.17)より以下の式で表される．

$$g_{y_s} = 0.5\varepsilon_Y - 1.5\alpha \Delta T_s \tag{4.19}$$

本研究で用いた条件($E$ = 210000, $\sigma_Y$ =417, $\alpha$ =1.2×$10^{-5}$, $\Delta T_s$ = 1000)を(4.19)に代入すると，固有ひずみは−0.017 となる．

続いて，温度分布から平均固有ひずみ $g_{y_t}$を求めた．平板に対する溶接中の温度分布の模式図を Fig. 4.8 に示す．Fig. 4.8 の赤線で示したように，溶接部近傍で高温となり，溶接部から離れるにつれて温度が低下する．角変形はこれらの温度上昇に伴って生じるひずみにより得られる．熱収縮法では，式(3.1)で示したように，一定値の収縮ひずみを平板に与えているため，Fig. 4.8 の青線で示したように，一定の温度上昇$\Delta T_i$ をある領域(溶接中央部からの幅 $w$)に与えていることと等価といえる．ここでは，加熱プロセスにおける全ての膨張ひずみが固有ひずみとして残存するという仮定を置いている．厳密には，弾性ひずみの影響を考慮する必要があるといえるが，塑性ひずみと比較すると 1 桁小さいことから無視しても議論に差し支えないと考える．言い換えると，溶接線直交方向の固有ひずみは以下の式で表される．

$$g_i = -\alpha \Delta T_i \tag{4.20}$$

熱弾塑性解析の結果を用いて，平均固有ひずみ $g_{y_t}$を以下の式で計算した．

$$g_{y_t} = -\alpha \Sigma \Delta T_i / w \tag{4.21}$$

ここで，幅 $w$ は収縮領域を決める最高到達温度 $T_a$ = 500 となる幅である．式(4.19)より求めた理論固有ひずみと式(4.21)より求めた平均固有ひずみを比較した結果を Fig. 4.9 に示す．全体的に平均固有ひずみの値がやや高い．厳密には，平均固有ひずみは加熱時に生じるひずみと固有ひずみは等価ではなく，一部弾性ひずみとなるため今回の議論ではやや過大評価していると考えられる．しかしながら，5 条件とも両手法で良く一致しているといえる．

以上の議論より，両端固定棒のアナロジーを参考にして算出した固有ひずみの観点から，上述の設定値で熱収縮法の角変形が精度良く再現できた理由についても説明できた．提案した設定値を用いた熱収縮法の溶接変形解析は他に溶接条件においても，同様に適用可能であると考えられる．また，本設定値の適用範囲は，線膨張係数が本章で検討した値とほぼ同等の構造用鋼であればこの設定値で適用可能であると考えられる．

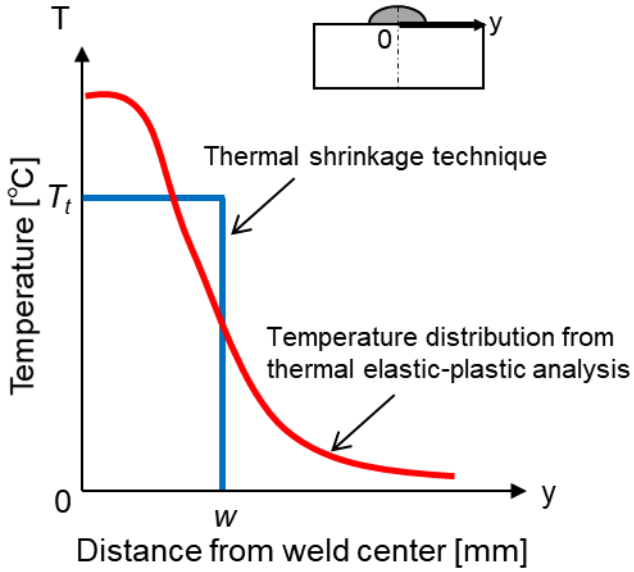



Fig. 4.8　Schematic illustration of temperature distribution during welding.

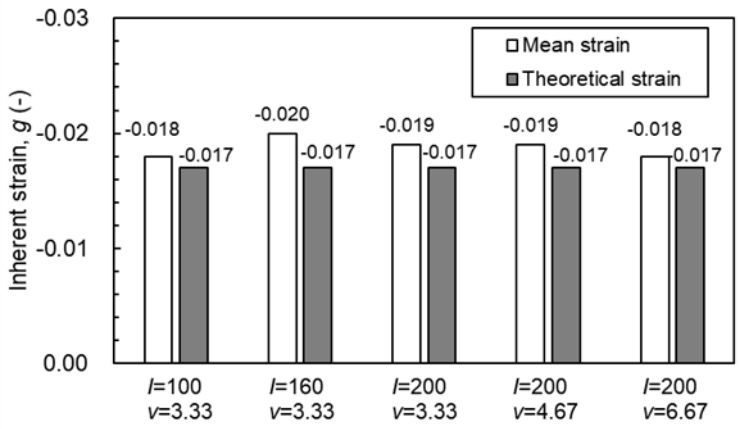



Fig. 4.9　Comparison of theoretical inherent strain and mean inherent strain.

## 4.8 結言

本章では，熱収縮法の設定値の明確化のために，熱収縮法のパラメータである収縮ひずみと収縮領域に関するパラメータスタディを実施した．得られた結果を踏まえて，角変形に関係する固有ひずみとモーメントの観点から，熱収縮法と熱弾塑性解析で比較し，その相違点に関して議論した．加えて，提案した設定値に関する理論的検証として，両端固定棒による固有ひずみの発生特性を参考にして議論した．本章で得られた主な結果を以下に示す．

(1) 溶接電流と溶接速度を種々変化させた 5 条件において，実測値や熱弾塑性解析の角変形を良好に再現可能な熱収縮法の設定値(温度変化$\Delta T = 1000$，収縮領域を決める最高到達温度 $T_a = 500$)を明確化した．

(2) 固有ひずみとモーメントに関する考察を踏まえると，熱収縮法の解析において，熱弾塑性解析から求まる固有ひずみ分布を厳密に再現せずとも，角変形の駆動力となるモーメントが再現できれば，角変形を精度良く計算できることを示した．

(3) 実測値や熱弾塑性解析の角変形を良好に再現可能な熱収縮法の設定値の妥当性に関して，理論的な固有ひずみの発生特性を参考に検証した結果，提案した設定値から求めた固有ひずみと理論的に導出した固有ひずみが良く一致したことから，提案した設定値で角変形を再現できることが説明可能であることを示した．

### 第 4 章の参考文献


4.1) 岡野成威，松下和憲，望月正人，豊田政男，上山智之：入熱パラメータと溶接角変形の関係に関する実験的考察，溶接学会論文集，第 28 巻，第 1 号 (2011)，pp.97–107.

4.2) S. Okano, M. Tanaka and M. Mochizuki: Arc physics based heat source modelling for numerical simulation of weld residual stress and distortion, Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 16, No. 3 (2011), pp. 209–214.

4.3) 岡野成威，宮坂史和，田中学，望月正人：ガスメタルアーク溶接プロセスモデルの溶接力学シミュレーションへの応用，溶接学会論文集，第 32 巻，第 4 号 (2014)，pp. 276–283.

4.4) S. Okano and M. Mochizuki: Engineering Model of Metal Active Gas Welding Process for Efficient Distortion Analysis, ISIJ International, Vol. 57, No. 3 (2017), pp. 511–516.

4.5) M. J. M. Hermans, G. den Ouden: Modelling of heat transfer in short circuiting gas metal arc welding, Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 3, No. 3 (1998), pp. 135–138.

4.6) 辻村吉寛，田中学：数値計算シミュレーションによる金属蒸気挙動を考慮した GMA 溶接の熱源特性解析，溶接学会論文集，第 30 巻，第 1 号 (2012)，pp.68–76.

4.7) 宮坂史和，山根泰宏，黄地尚義 : TIG 円周溶接プロセスモデルの開発，溶接学会論文集，第 22 巻，第 4 号 (2004)，pp.487–493.

4.8) 上田幸雄，山川武人：有限要素法による熱弾塑性挙動の解析，溶接学会誌，第 42 巻，第 6 号 (1973)，pp.567–577.

4.9) N. Christensen, V. de L. Davis, and K. Gjermundsen: The Distribution of Temperature in Arc Welding, British Welding Journal, Vol. 12, No. 2 (1965), pp. 54–75.

4.10) 平田好則：溶接アークプロセスの物理 [III] –電極ワイヤの溶融速度と温度分布–，溶接学会誌，第 63 巻，第 7 号 (1994)，pp.484–488.
4.11) 岡田明之，後藤久夫，山本秀幸，脇野喜彦，西川和一：アーク圧力の動的特性 (第 1 報)-TIG パルスアークのアーク圧力測定-，溶接学会全国大会講演概要，第 23 巻 (1978)，pp.238–239.
4.12) 望月正人，岡野成威：固有ひずみ論に基づいた溶接角変形の支配パラメータに関する研究，日本機械学会論文集，第 82 巻，第 835 号 (2016)，p.15–00567.
4.13) 佐藤邦彦，大西毅：両端固定棒のアナロジーによる溶接熱影響部の過渡的熱応力の研究，溶接学会誌，第 38 巻，第 4 号 (1969)，pp.359–371.

# 第5章 適正化した熱収縮法の多層溶接への応用

## 5.1 緒言

前章で実施した熱収縮法の設定値に関するパラメータスタディの結果，複数の溶接条件での角変形を再現可能な設定値(温度変化$\Delta T$ = 1000，最高到達温度 $T_a$= 500)を明確化した．結果に基づいて，モーメントの観点および両端固定棒に基づく固有ひずみの発生特性の観点から提案した設定値の妥当性を示した．

本章では，この設定値を用いた熱収縮法による溶接変形解析を複数パス溶接に適用した場合の溶接変形について評価した．まず，基礎的な検討として 2 パスのビードオンプレート溶接を対象に，熱収縮法と熱弾塑性解析を実施し，両手法で得られた 2 パス溶接後の角変形を比較した．結果に基づいて，2 パス溶接における角変形の発生特性について考察した．続いて，実試験体を模擬した継手として 6 パスの突合せ溶接試験体を対象に溶接実験を実施した．それを対象に熱収縮法による溶接変形解析を実施し，複数パス溶接に対する適用性に関して評価した．

## 5.2 ビードオンプレート溶接に関する検討

本節では，基礎的な検討として，2 パスのビードオンプレート溶接を対象に熱収縮法による溶接変形解析を実施した．熱収縮法による溶接変形解析結果の比較および評価のために，熱弾塑性解析も併せて実施した．

### 5.2.1 数値解析条件

**(a) 試験片形状および溶接条件**

数値シミュレーションによる検討に用いた平板試験片は Fig. 5.1 に示す通り，板長 150 mm，板幅 300 mm，板厚 15 mm の平板である．平板の材質は溶接構造用圧延鋼材 SM490A を想定した．この平板に対して TIG 溶接によるビードオンプレート溶接を想定した数値シミュレーションを実施した．溶接位置は板幅中央部とし，溶接長は端部 15 mm ずつを除いた 120 mm とした．実施した溶接条件を Table 5.1 に示す．溶接電流 200 A，溶接速度 100 mm/min (No. 1)を基準として，電流を 180A (No. 2), 160 A (No. 3), 140 A (No. 4), 120 A (No. 5), 100 A (No. 6) に変化させた合計 6 条件を設定した．なお，1 パス目，2 パス目ともに同一の溶接条件，溶接位置とした．溶接後は，試験体が充分冷却(空冷)されるまで解析を実施し，その後に角変形を算出した．なお，熱収縮法による溶接変形解析や比較検証用に実施した熱弾塑性解析における境界条件としては, Fig. 5.1 に併せて示した通り，剛体移動および回転を拘束した．

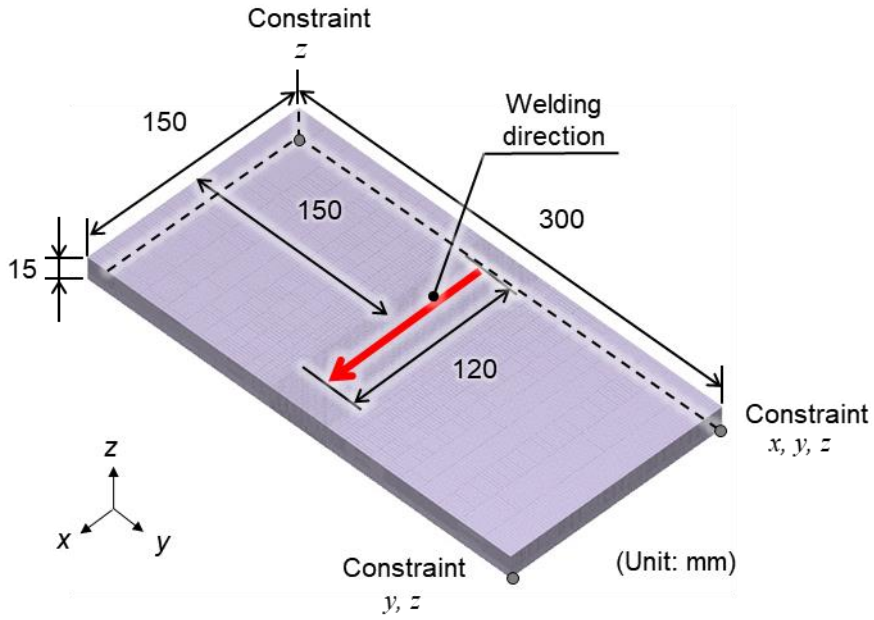



Fig. 5.1　Configuration of 2-pass bead-on-plate welded joint.

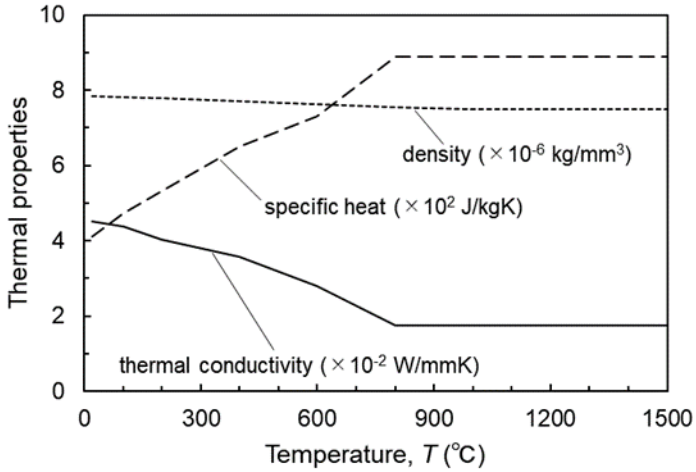
Table 5.1　Welding conditions used in numerical analysis.

| No. | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Welding current, $I$ (A) | 200 | 180 | 160 | 140 | 120 | 100 |
| Welding speed, $v$ (mm/min) | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 |

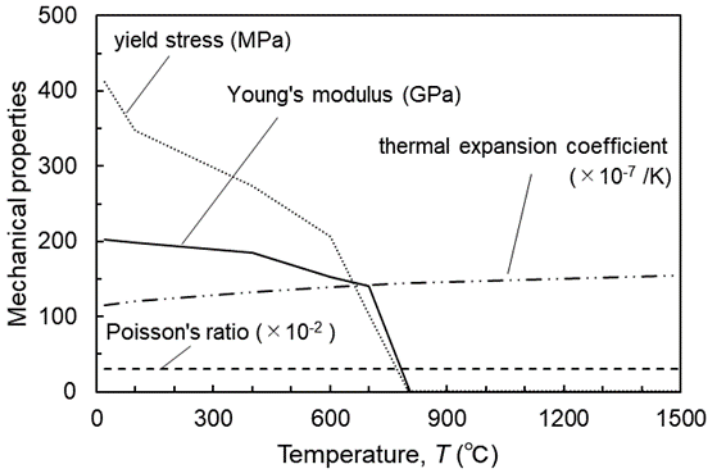
* Welding conditions for the 2nd pass are the same as for the 1st pass

**(b)** 熱弾塑性解析の実施方法

熱収縮法の結果の比較・検証のため，移動熱源を考慮した熱弾塑性解析を実施した[5.1)]．数値解析には，一般的な 490MPa 級構造用鋼を想定した材料特性を用いており，温度依存性を考慮した．熱伝導解析に用いた材料特性を Fig. 5.2 (a)に，熱弾塑性解析に用いた材料特性を Fig. 5.2 (b)に示す．力学的溶融温度は 800℃としており，800℃を超えた降伏応力とヤング率を極めて小さい値とすることで力学的溶融状態を模擬した．TIG 溶接によるビードオンプレート溶接を想定した溶接熱源は Fig. 5.3 に示す二重半楕円ガウス熱源モデルを用いた．これは，熱源中心から前方と後方で異なる分布を有するガウス分布熱源モデルであり，熱源中心から前方の入熱分布と後方の入熱分布はそれぞれ式(5.1)，式(5.2)で表される．




(a) Thermal properties used in thermal conduction analysis




(b) Mechanical properties used in thermal elastic-plastic analysis

Fig. 5.2 Material properties used in thermal elastic-plastic analysis.

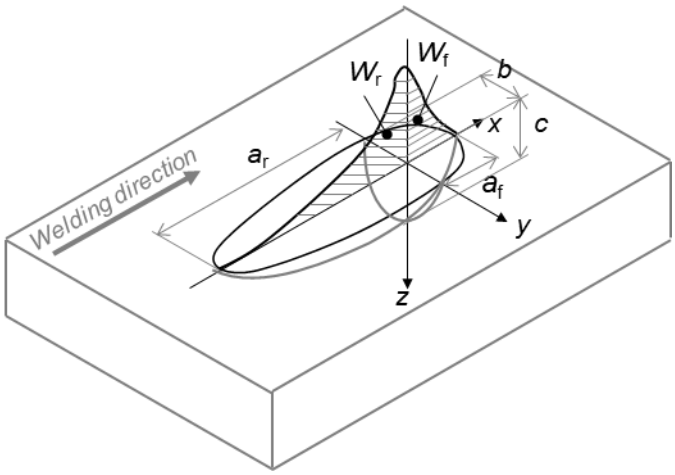



Fig. 5.3 Weld heat source model used in thermal conduction analysis.

$$W_f(x,y,z,t) = \frac{6\sqrt{3}f_f q}{a_f bc\pi\sqrt{\pi}} exp\left\{\frac{-3(x-x_0-vt)^2}{a_f^2}\right\} exp\left\{\frac{-3(y-y_0)^2}{b^2}\right\} exp\left\{\frac{-3(z-z_0)^2}{c^2}\right\} \tag{5.1}$$

$$W_r(x,y,z,t) = \frac{6\sqrt{3}f_r q}{a_r bc\pi\sqrt{\pi}} exp\left\{\frac{-3(x-x_0-vt)^2}{a_r^2}\right\} exp\left\{\frac{-3(y-y_0)^2}{b^2}\right\} exp\left\{\frac{-3(z-z_0)^2}{c^2}\right\} \tag{5.2}$$

ただし，$q$ : 熱源の単位時間当たりの入熱 (J/s)，$v$ : 溶接速度 (mm/s)，$t$ : 時間 (s)，$a_f$ ：熱源中心から溶接線方向前方のガウス分布パラメータ (mm)，$a_r$ ：熱源中心から溶接線方向工法のガウス分布パラメータ (mm)，$b$ : 板幅方向のガウス分布パラメータ (mm)，$c$ : 板厚方向のガウス分布パラメータ (mm)，$x, y, z$ : 溶接開始時の熱源中心位置の $x, y, z$ 座標 (mm)，$f_f$ : 全入熱に対する熱源中心から前方への入熱の割合，$f_r$ : 全入熱に対する熱源中心から後方への入熱の割合，である．ここで，熱源モデルの入熱を設定するパラメータである $q$ (J/s)を単位時間当たりの溶接入熱とするために，$f_f + f_r = 2$ としている．また，本検討ではガウス分布パラメータ $a_f$ と $a_r$ の比率同様に $f_f : f_r = 1 : 2$ としている. 熱源パラメータを Table 5.2 に示すように設定した. 単位時間当たりの入熱 $q$ (J/s)の大きさは，アーク電圧や熱効率の変化に関する文献 [5.2, 5.3]を踏まえて，溶接電流による影響が極めて大きいことから，溶接電流に比例するものと仮定した.

Table 5.2　Heat source parameter settings used in thermal conduction analysis.

| | | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Gaussian distribution parameter | $a_f$ (mm) | 5.00 | 4.70 | 4.88 | 4.28 | 4.10 | 3.95 |
| | $a_r$ (mm) | 10.0 | 9.40 | 8.96 | 8.56 | 8.20 | 7.90 |
| | $b$ (mm) | 9.00 | 8.46 | 8.06 | 7.70 | 7.38 | 7.11 |
| | $c$ (mm) | 2.00 | 1.88 | 1.79 | 1.71 | 1.64 | 1.58 |
| Welding speed, $v$ (mm/min) | | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 | 100 |
| Heat input, $q$ (J./s) | | 1670 | 1390 | 1200 | 1050 | 930 | 840 |

**(c)　熱収縮法の実施方法**

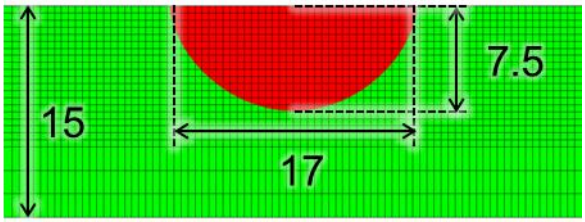
熱収縮法の解析では，Table 5.3 に示すように SM490A を想定した室温の材料特性を用いた．熱弾塑性解析で使用した物性値(Fig. 5.2)の室温の値と同じである．熱収縮法の設定値は，1 パス目，2 パス目ともに収縮ひずみが−0.012，最高到達温度 500℃以上の領域を収縮領域とした．なお，収縮領域は前項で実施した熱伝導解析により得られた最高到達温度分布に基づいて，自動で収縮領域を判定して収縮ひずみを与える設定とした(Fig. 3.13)．2 パス目においても 1 パス目と同様に，2 パス目の最高到達温度を算出して，それに基づいて収縮ひずみを与える設定とした．1 パスごとに順次解析ステップを設けて収縮ひずみを付与した.

Table 5.3 Material properties of SM490A used in thermal shrinkage technique.

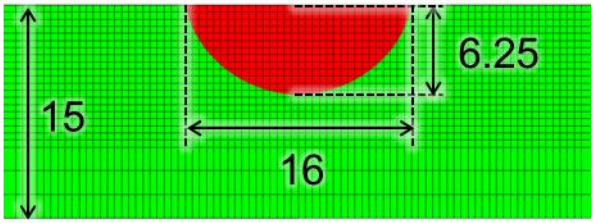
| | |
|---|---|
| Young's modulus, $E$ (GPa) | 203 |
| Poisson's ratio, $\nu$ | 0.3 |
| Yield stress, $\sigma_Y$ (MPa) | 412 |
| Strain hardening coefficient, $H$ (MPa) | 520 |

### 5.2.2　1 パス溶接後および 2 パス溶接後の溶接変形の評価

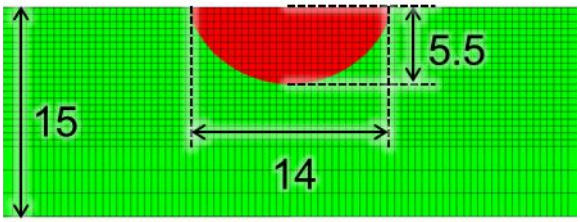
まず，熱伝導解析で得られた最高到達温度を Fig. 5.4 示す．なお，1 パス目と 2 パス目は同じ溶接条件，同じ溶接位置であるため，収縮領域の大きさは同じとなることから，1 パス目の結果のみを示している．図の赤色部分は最高到達温度 500℃以上の領域，すなわち収縮領域である．電流の増加に伴って収縮領域も大きくなっていることが確認できる．それぞれの条件における収縮領域を入力データとして，熱収縮法による溶接変形解析を実施した．続いて，1 パス溶接後および 2 パス溶接後の角変形を Fig. 5.5 に示す．グラフの横軸は入熱パラメータで整理した．なお，板厚は固定して検討したため，入熱パラメータの小さい値から順に 100 A，120 A，140 A，160 A，180 A，200 A の条件と対応している．Fig. 5.5 (a)に示した 1 パス溶接後の角変形は両手法の角変形は全条件で良く一致している．一方で，Fig. 5.5 (b)に示した 2 パス溶接後の角変形は，　溶接電流 100 A~160 A の条件で熱収縮法の角変形がやや小さい．この結果に関して次項にて考察した．



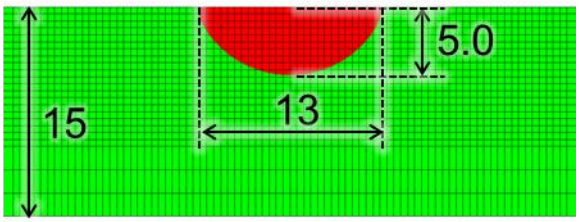

(a) No.1, $I$ = 200 A



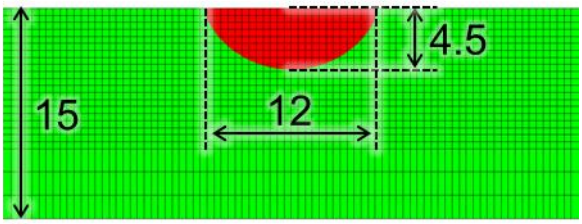

(b) No.2, $I$ = 180 A



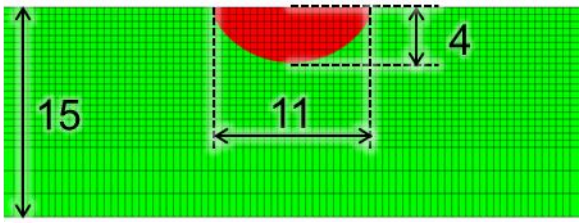

(c) No.3, $I$ = 160 A




(d) No.4, $I$ = 140 A



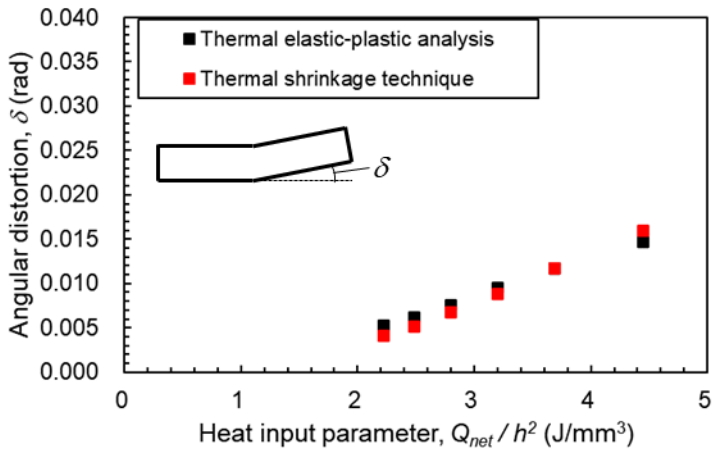

(e) No.5, $I$ = 120 A



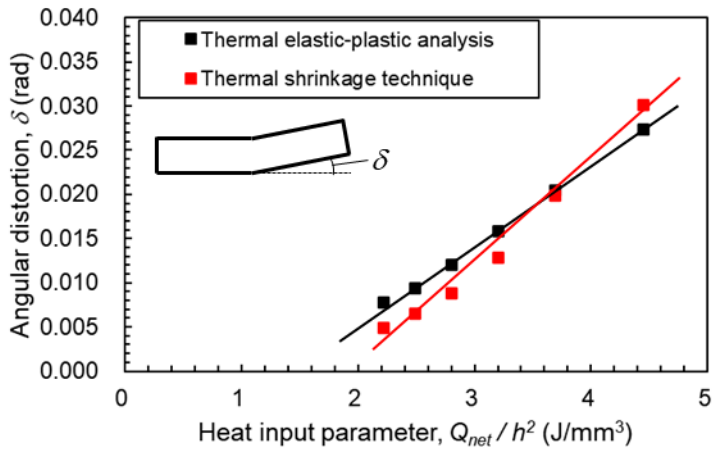

(f) No.6, $I$ = 100 A

$T_{max} \geqq 500$ (℃)　$T_{max} < 500$ (℃)

Fig. 5.4　Maximum temperature distribution (shrinkage zone) obtained by thermal conduction analysis.




(a) First pass




(b) Second pass

Fig. 5.5 Comparison of angular distortion between thermal shrinkage technique and thermal elastic-plastic analysis.

### 5.2.3 2 パス溶接時における溶接変形の発生挙動に関する考察

2 パス溶接後における溶接変形の発生挙動を詳細に検討するため，1 パス溶接後と 2 パス溶接後における熱収縮法の板幅方向塑性ひずみ分布(固有ひずみ分布)を Fig. 5.6 に示す．$I$ = 180, 200A では全体的に，1 パス溶接後に圧縮塑性ひずみが発生しており，2 パス溶接後にその値が増加する傾向を示した．一方で $I$ = 100~160 A では，1 パス溶接後において表面からの深さ $d$ = 3 mm 近傍で引張塑性ひずみが発生しており，2 パス溶接後にその値が増加する傾向を示した．Fig. 5.5 (a)に示した 1 パス溶接後の角変形に関して，厳密には，$I$ = 100~160 A の範囲で熱弾塑性解析結果よりも熱収縮法の角変形が小さい．これは上述した 1 パス溶接後で生じた引張塑性ひずみの影響と推測される．さらに，2 パス溶接後に引張塑性ひずみが増加したことによって，熱収縮法で求まる角変形の増加が抑制され，熱弾塑性解析結果との差が広がったと考えられる．

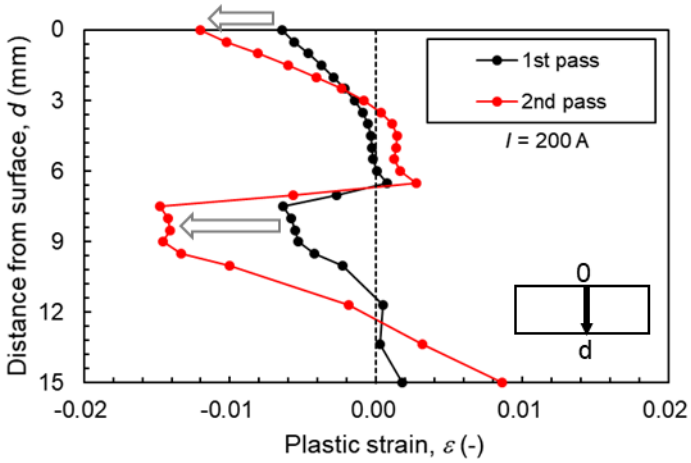
比較的低電流域である $I$ = 100~160 A の条件で引張塑性ひずみが発生した原因として，熱収縮法の入力データとして与えた収縮領域・収縮ひずみによる収縮よりも収縮領域の周囲における拘束が強いために，収縮が母材に拘束されて引張塑性ひずみが残存したと考えられる．収縮領域(最高到達温度が 500℃以上となる温度域)の体積は電流に比例することから，低電流域ではその体積が小さくなり，相対的に周囲の拘束が強くなったと考えられる．これを検証するために，溶接線中央部における断面の変形図を塑性ひずみ分布と併せて Fig. 5.7 に示す．なお，変形倍率は 5 倍に拡大して表

示した．$I$ = 100A の条件における 1 パス溶接後および 2 パス溶接後の結果を見ると，収縮領域近傍のみが変形しており，周囲はほとんど変形していない．また，収縮領域の範囲内では引張塑性ひずみが発生している．それに対して，$I$ = 200A の条件では，1 パス溶接後および 2 パス溶接後ともに，収縮領域およびその周囲が変形しており収縮領域の範囲内では概ね圧縮塑性ひずみが発生していることが分かる．

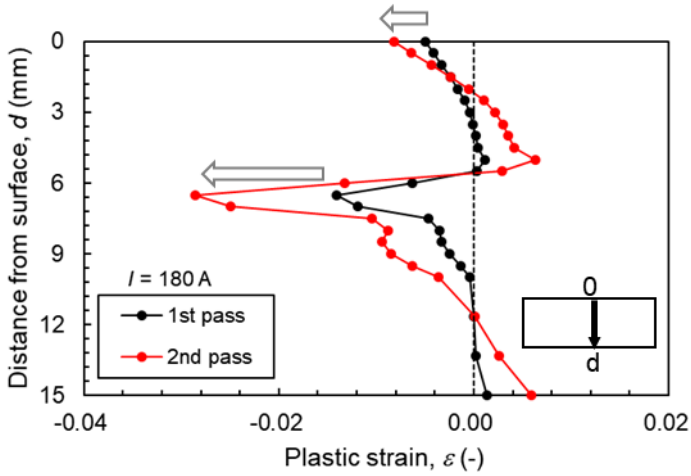
一方で，例えば Fig. 5.6 (e)を見ると，$d$ = 3 mm で 1 パス溶接後の塑性ひずみ：0.004，2 パス溶接後の塑性ひずみ：0.014 となっており，引張塑性ひずみが 2 倍以上の値になっていることから，周囲の拘束による影響のみでは説明できないといえる．引張塑性ひずみが発生したもう一つの原因として，1 パス目で生じた既存のひずみ場に影響を受け，2 パス目において引張塑性ひずみが助長されたと考えられる．従来知見より，既存のひずみ・残留応力が生じる場合は圧縮塑性ひずみの発生量が減少する傾向があることから [5.4)]，上述した Fig. 5.6 (e)の $d$ = 3 mm を始めとする本ケースにおいて，圧縮塑性ひずみが減少したことで，引張ひずみの発生が顕著になったと考えられる．これら 2 つの原因に関して，Fig. 5.5 (a)で見られた 1 パス溶接後の角変形の差異は極めて小さいことから，周囲の拘束による影響は小さく，相対的に既存のひずみ場による引張塑性ひずみ増加の影響が大きいと考えられる．本ケースでは，2 パス目の溶接位置が同じ(収縮領域が同じ)ため，既存のひずみ場の影響を強く受けた場合の検討を実施していたと想定される．

実施工ではハーフラップや肉盛溶接などにより，完全に同じ位置に溶接される可能性は低いことを踏まえて，2 パス目の溶接パス位置をパラメータとして再検討した．電流 $I$ = 200, 160, 100 A の 3 条件に絞り，2 パス目の溶接パス位置を 1 パス目の溶接パス位置から 4, 6, 8 mm ずらした場合における検討結果として得られた角変形の比と溶接パス位置の関係を Fig. 5.8 に示す．$L$ = 0 mm の結果は先のケースと同じである．結果より，角変形の増加が抑制された $I$ = 100 A において，溶接パス位置の差 $L$ が大きくなるにつれて角変形の比も大きくなっており，$L$ = 8 mm の条件で熱弾塑性解析と同程度の増加量となった．このことから，角変形に対して溶接パス位置の影響を受けることが明らかになった．

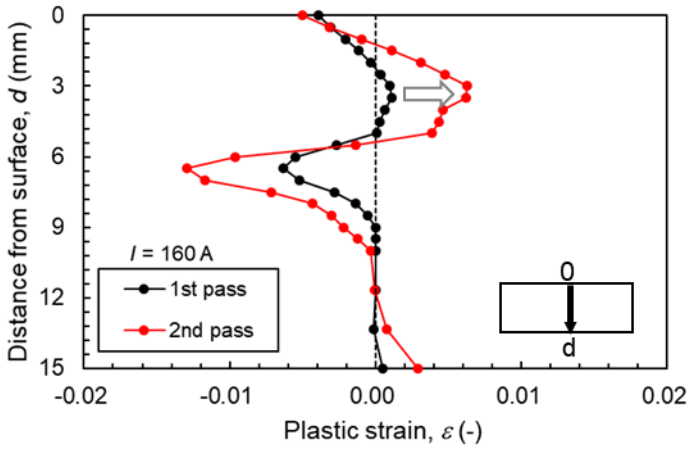
この結果を踏まえて，2 パス目の溶接位置 $L$ = 8 mm の条件で熱収縮法と熱弾塑性解析を実施し，得られた角変形を比較した結果を Fig. 5.9 に示す．2 パス目の溶接パス位置が 1 パス目と同じ条件(Fig5.5(b))と比較すると，Fig. 5.9 に示した結果は，$I$ = 100~160 A といった比較的低電流域における角変形が良好に一致していることが分かる．上述したように実施工ではハーフラップなどによりパス位置をずらすことが通常であるため，$L$ = 8 mm の条件を始めとした実際の溶接現象に近い状態では 2 パス目の角変形も精度良く再現できるといえる．このことから，熱収縮法は多パスにおいても適用可能であることが示唆された．




(a) No.1, $I$ = 200 A

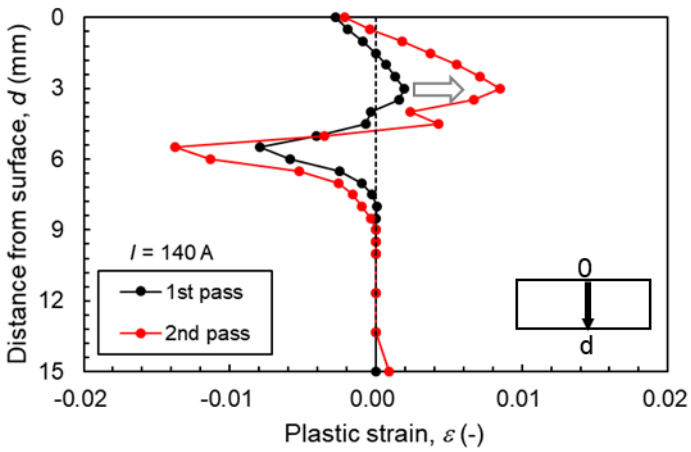



(b) No.2, $I$ = 180 A

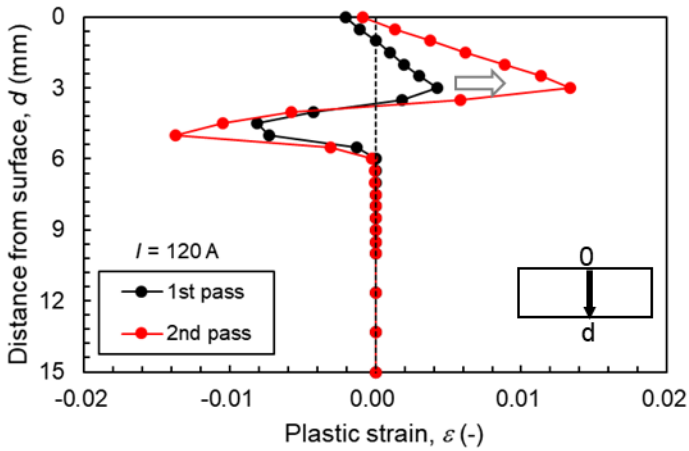



(c) No.3, $I$ = 160 A

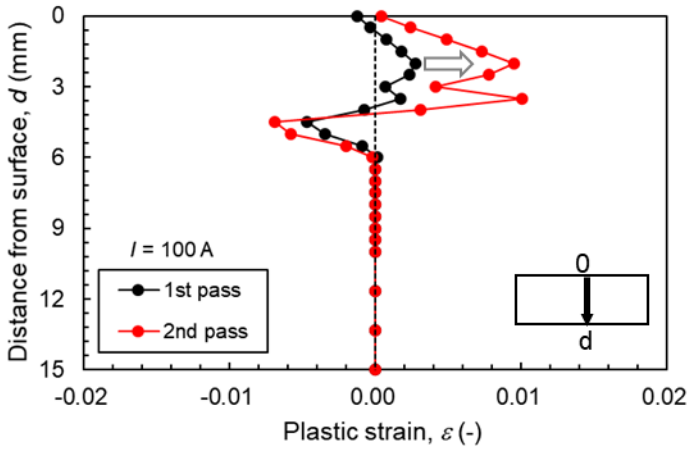
Fig. 5.6 Plastic strain for each welding pass obtained by thermal shrinkage technique.




(d) No.4, $I$ = 140 A

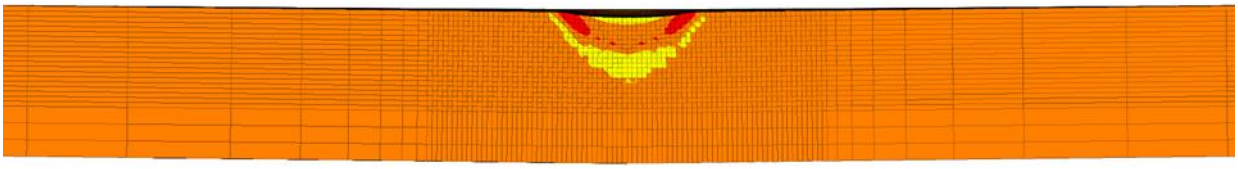



(e) No.5, $I$ = 120 A

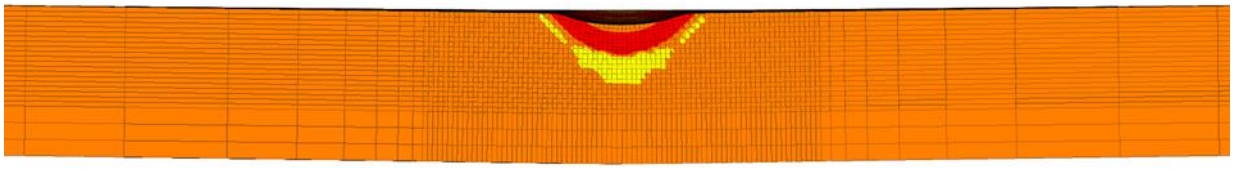



(f) No.6, $I$ = 100 A

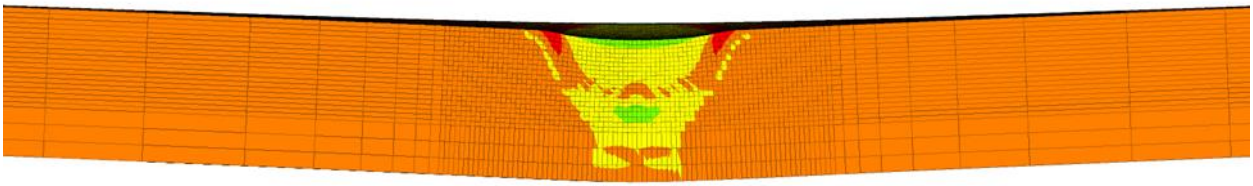
Fig. 5.6 Continued.



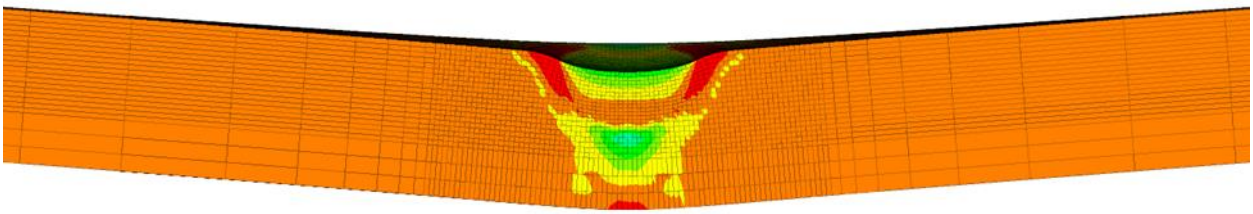
(a) After first pass welding with $I$ = 100 A



(b) After second pass welding with $I$ = 100 A



(c) After first pass welding with $I$ = 200 A



(d) After second pass welding with $I$ = 200 A

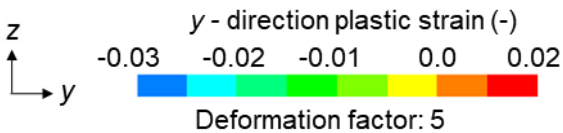
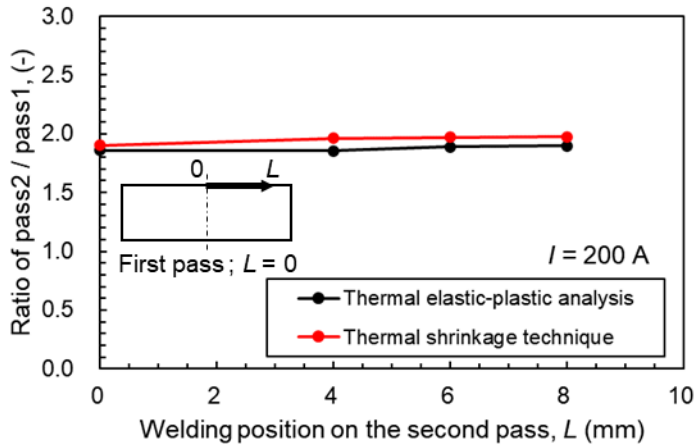
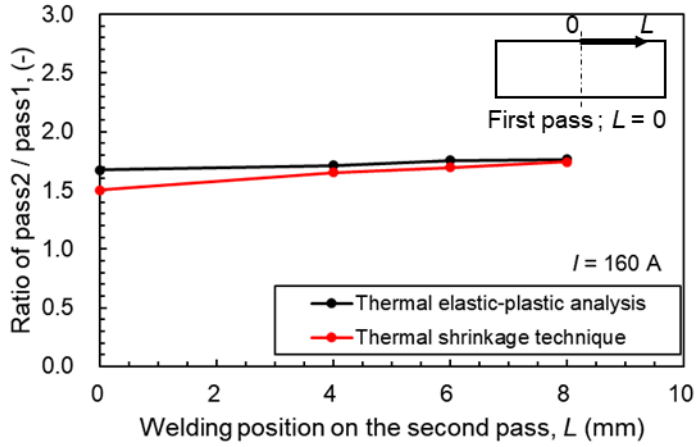


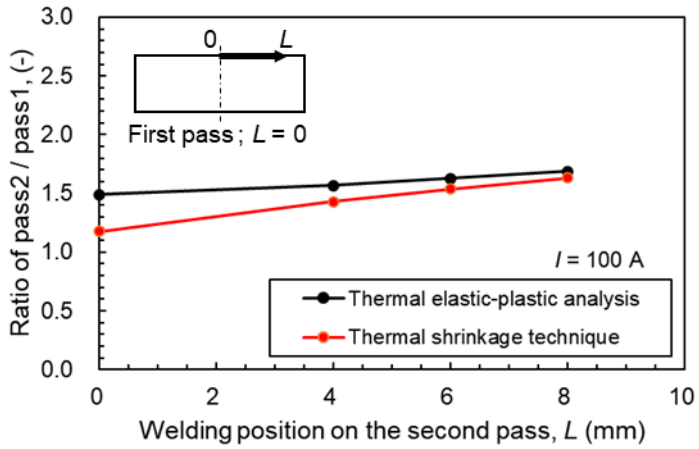

Fig. 5.7 Comparison of plastic strain distribution with $I$ = 100 A and that with $I$ = 200 A obtained by thermal shrinkage technique.




(a) No.1, $I$ = 200 A




(b) No.3, $I$ = 160 A




(c) No.6, $I$ = 100 A

Fig. 5.8 Effect of welding position of the second pass on the angular distortion.

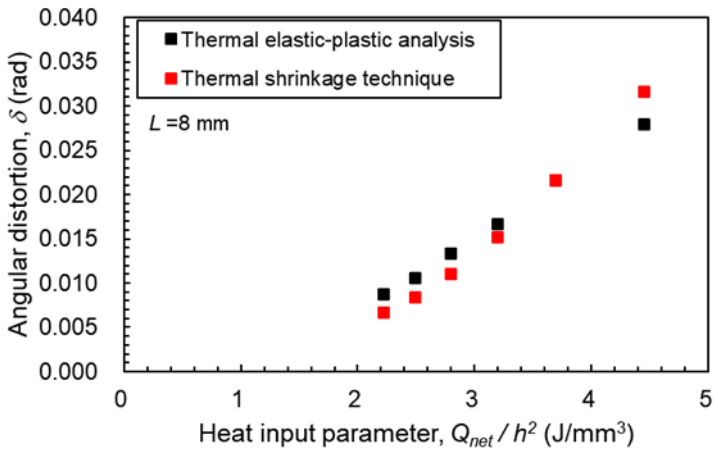



Fig. 5.9 Comparison of angular distortion under the condition that the welding position of the second pass is 8 mm away from that of the first pass between thermal shrinkage technique and thermal elastic-plastic analysis.

## 5.3 多層肉盛溶接に関する検討

前節の検討結果より，2 パス目の溶接位置が 1 パス目と同じ場合には，熱収縮法の角変形は熱弾塑性解析結果と若干の差異が見られたものの，溶接パス位置が離れるにつれて，両手法により得られた角変形の差異が小さくなる傾向を示した．ハーフラップや多層肉盛溶接を始めとする実施工では，溶接パス位置が同じになる可能性は低いと考えられることから，溶接パス位置が離れるにつれて角変形を精度良く再現できた前節の結果は，実施工おいても適用できる可能性が示唆された．

本節では，実施工における多層肉盛溶接での熱収縮法の適用性を検証するため，6 パスを有する突合せ継手を対象に検討した．本節で併せて溶接実験も実施し，より実際に近い状態での比較・評価を行った．

### 5.3.1 実験条件

本節では多層肉盛溶接に対する熱収縮法の適用性の検討を目的として，多層突合せ溶接実験を実施した[5.5, 5.6]．試験体寸法は Fig. 5.10 に示す通り，板長 300 mm，板幅 300 mm，板厚 25 mm とした．開先角度 50° の V 開先とし，ルートギャップは 0 mm，ルートフェイスは 3 mm とした．試験体の始終端にはタブ板(板長 100 mm，板幅 100 mm，板厚 25 mm)をシール溶接により取り付けた．なお，シール溶接で発生した残留応力を緩和するため，シール溶接後に 600℃×1h の PWHT(Post Weld Heat Treatment; 溶接後熱処理)を実施した．試験体の材質は溶接構造用圧延鋼材 SM490 を使用した．この試験体に対してロボットによる自動 MAG 溶接を施工した．溶接材料は YGW11 を使用した．溶接中に変形を拘束しないように，また，板裏面が空気に触れるようにするために，Fig. 5.11 に示すようにアングル材を用いて試験体を支持した．溶接条件は Table 5.4 に示す通り 6 パスの施工となった．パス間温度は 50℃以下で施工した．また，Fig. 5.10 に併せて示した通り，板長方向の中央部および板幅方向中央部から 30 mm 離れた位置に K 熱電対を取り付け，データロガーを用いて溶接開始から室温に冷却されるまでの温度履歴を計測した．溶接後には，三次元計測装置 FARO GAGE(測定精度 6μm)を用いて角変形および横収縮を算出した．また，試験体を溶接部中央で切断し，断面マクロ観察により溶け込み形状および熱影響部を評価した．

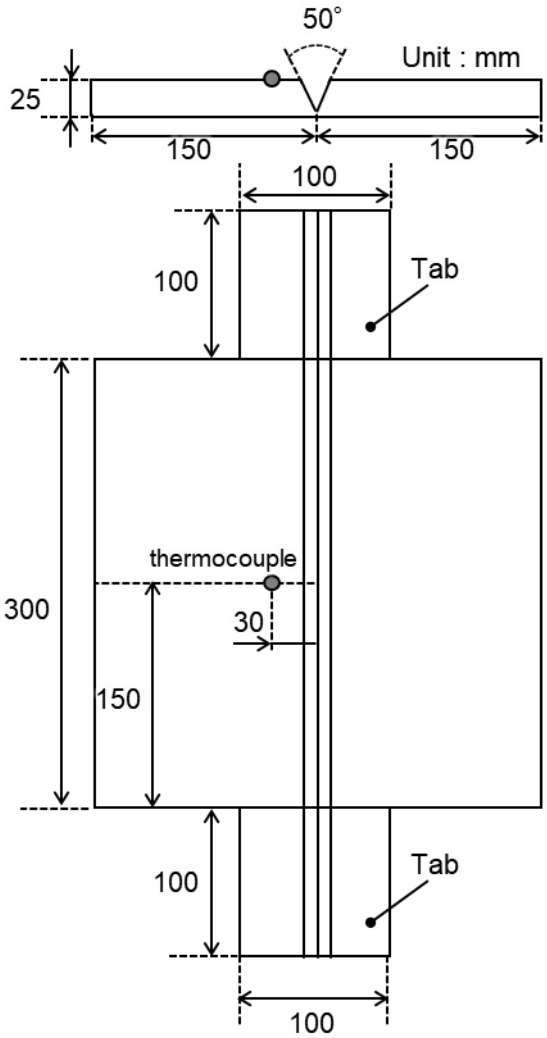



Fig. 5.10 Configuration of weld specimen.

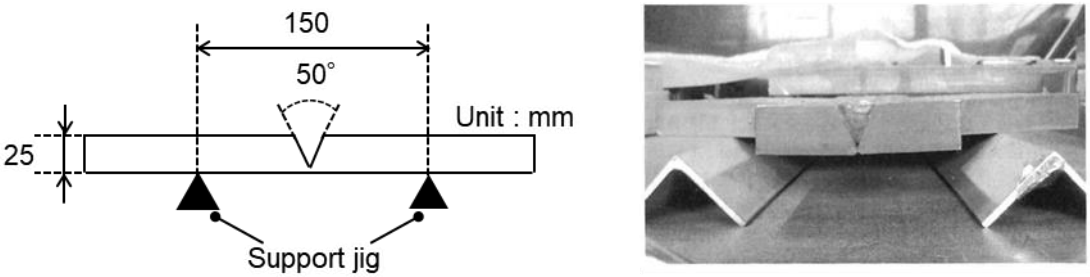



Fig. 5.11 Specimen support method using angle material during welding.

Table 5.4 Welding conditions.

| Pass | Welding current, *I* (A) | Arc voltage, *V* (V) | Welding speed, *v* (mm/min) |
|---|---|---|---|
| 1 | 220 | 26 | 200 |
| 2 | 270 | 29 | 150 |
| 3 | 220 | 27 | 250 |
| 4 | 210 | 27 | 250 |
| 5 | 240 | 27 | 150 |
| 6 | 220 | 27 | 200 |

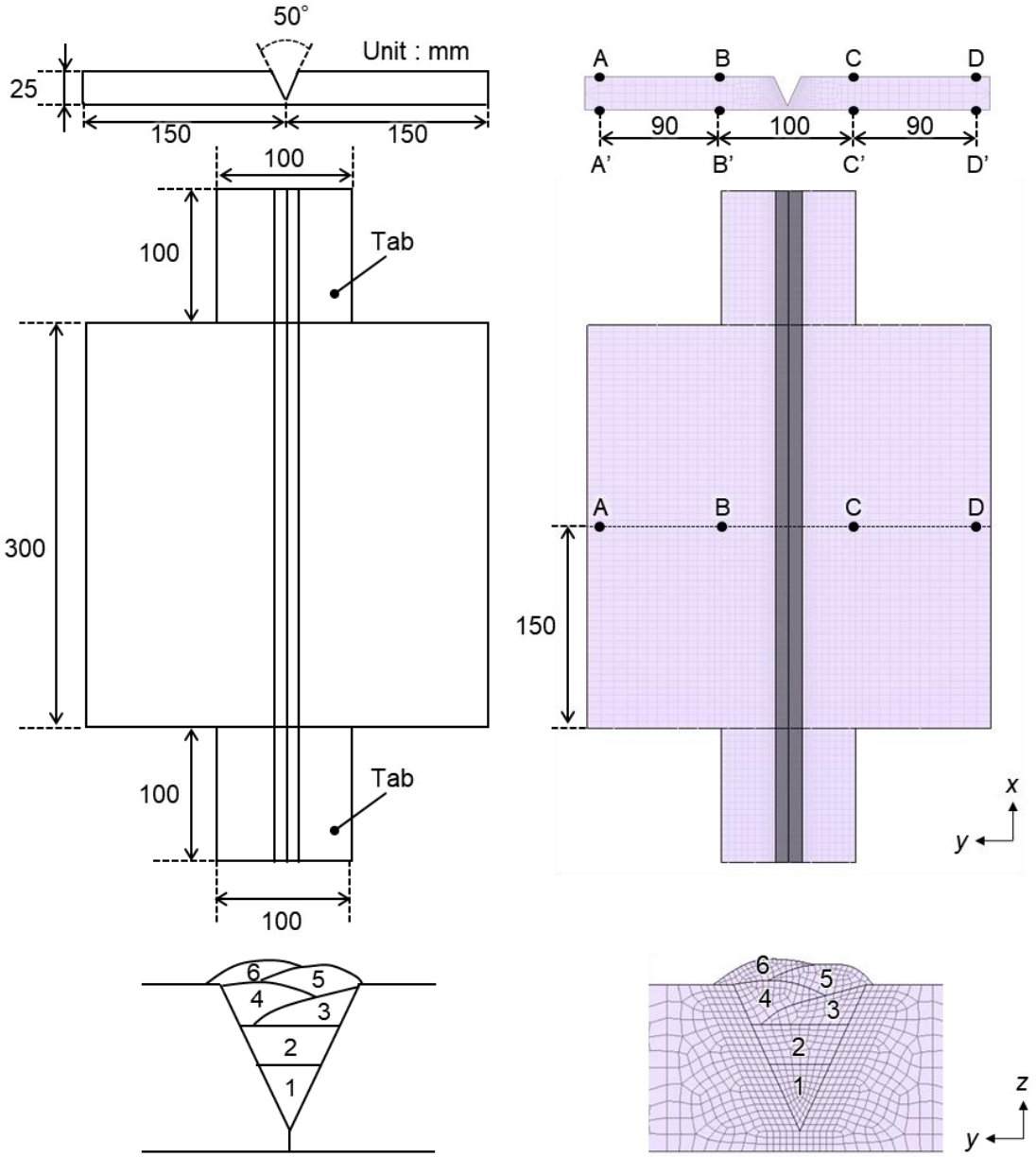
### 5.3.2 数値解析条件

**(a) 試験片形状および溶接条件**

数値シミュレーションによる検討に用いた試験体は Fig. 5.10 に示したものと同じ形状・寸法である．解析モデルを実試験体と併せて Fig. 5.12 に示す．なお，余盛形状は，溶接後の形状を再現するように解析モデルを作成した．解析モデルは六面体一次要素で要素分割し，要素数は 91,840，節点数は 101,360 である．この試験体に対して MAG 溶接による多層肉盛溶接を想定したシミュレーションを実施した．拘束条件として，剛体移動と回転のみを拘束した．また，横収縮 $S$ および角変形 $\theta$は以下の式により算出した．

$$S = (\Delta y_B - \Delta y_C + \Delta y_{B'} - \Delta y_{C'})/2 \tag{5.3}$$

$$\theta = \left( \frac{\overrightarrow{AB} \cdot \overrightarrow{CD}}{|\overrightarrow{AB}||\overrightarrow{CD}|} + \frac{\overrightarrow{A'B'} \cdot \overrightarrow{C'D'}}{|\overrightarrow{A'B'}||\overrightarrow{C'D'}|} \right)/2 \tag{5.4}$$

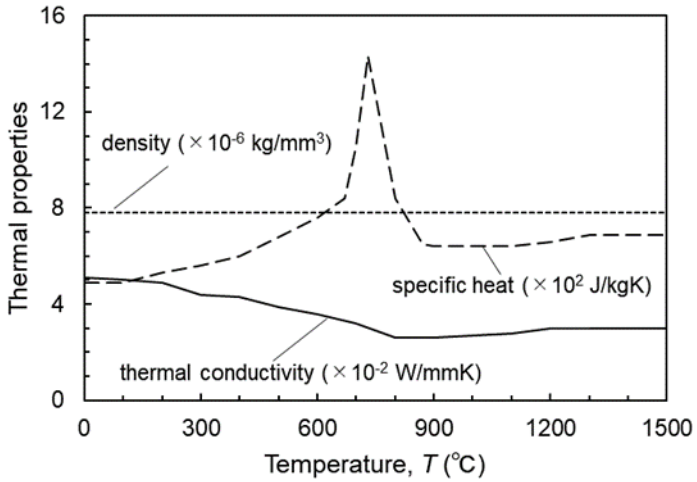



(a) Test specimen (b) FEM model

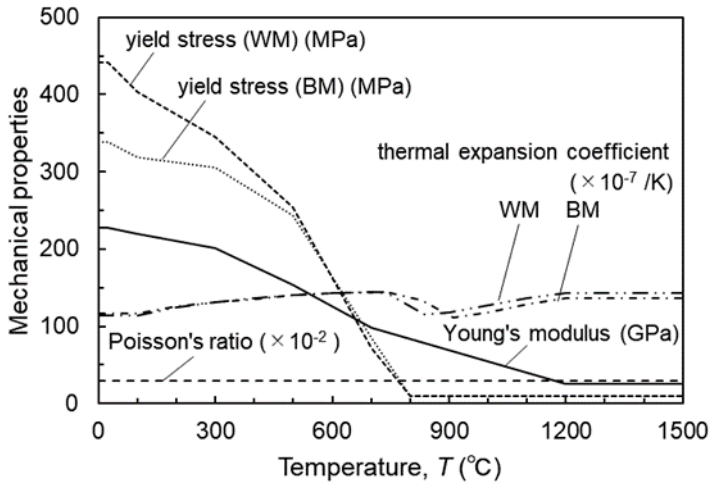
Fig. 5.12 Analytical model.

**(b) 熱弾塑性解析の実施方法**

移動熱源を考慮した熱伝導解析および熱弾塑性解析を実施した. 数値解析には, 一般的な 490MPa 級構造用鋼を想定した材料特性 [5,6]を用いており, 温度依存性を考慮した. 熱伝導解析に用いた材料特性を Fig. 5.13 (a)に, 熱弾塑性解析に用いた材料特性を Fig. 5.13 (b)に示す. 力学的溶融温度は 800℃としており, 800℃を超えた降伏応力とヤング率を極めて小さい値とすることで力学的溶融状態を模擬した. MAG 溶接を想定した数値解析上の溶接熱源は前節の Fig. 5.3 に示した二重半楕円ガウス熱源モデルを用いて模擬した. 式(5.1), 式(5.2)で表される熱源のパラメータは Table 5.5 に示すように設定した. 前節と同様に, 熱源モデルの入熱を設定するパラメータである $q$ (J/s)を単位時間当たりの溶接入熱とするために, $f_f + f_r = 2$ としている. また, 本検討ではガウス分布パラメータ $a_f$ と $a_r$ の比率同様に $f_f : f_r = 1 : 2$ としている. 続いて, 熱伝導解析結果を入力データとして熱弾塑性解析を実施した.




(a) Thermal properties used in thermal conduction analysis




(b) Mechanical properties used in thermal elastic-plastic analysis

Fig. 5.13 Material properties used in thermal elastic-plastic analysis.

Table 5.5 Heat source parameter settings used in thermal conduction analysis.

| | | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Gaussian distribution parameter | $a_f$ (mm) | 2.667 | 2.667 | 2.667 | 2.667 | 2.667 | 2.667 |
| | $a_r$ (mm) | 5.333 | 5.333 | 5.333 | 5.333 | 5.333 | 5.333 |
| | $b$ (mm) | 4.0 | 7.3 | 6.0 | 6.8 | 9.2 | 7.0 |
| | $c$ (mm) | 7.0 | 7.3 | 4.0 | 4.0 | 4.1 | 4.8 |
| Welding speed, $v$ (mm/min) | | 4576 | 6655 | 5049 | 5386 | 5184 | 5049 |
| Heat input, $q$ (J./s) | | 3.333 | 2.500 | 4.167 | 4.167 | 2.500 | 3.333 |

**(c)　熱収縮法の実施方法**

熱収縮法の解析では，Table 5.6 に示すように SM490 を想定した室温の材料特性を用いた．熱弾塑性解析で使用した物性値（Fig. 5.13）の室温の値と同じである．熱収縮法の設定値は全 6 パスともに収縮ひずみが−0.012，最高到達温度 500℃以上の領域を収縮領域とした．なお，収縮ひずみは熱伝導解析により得られた最高到達温度分布に基づいて，自動で収縮領域を判定して収縮ひずみを与える設定とした(Fig. 3.13)．2 パス目以降においても 1 パス目と同様に，当該パスにおける最高到達温度を算出して，それに基づいて収縮ひずみを与える設定とした．1 パスごとに順次解析ステップを設けて収縮ひずみを付与した．

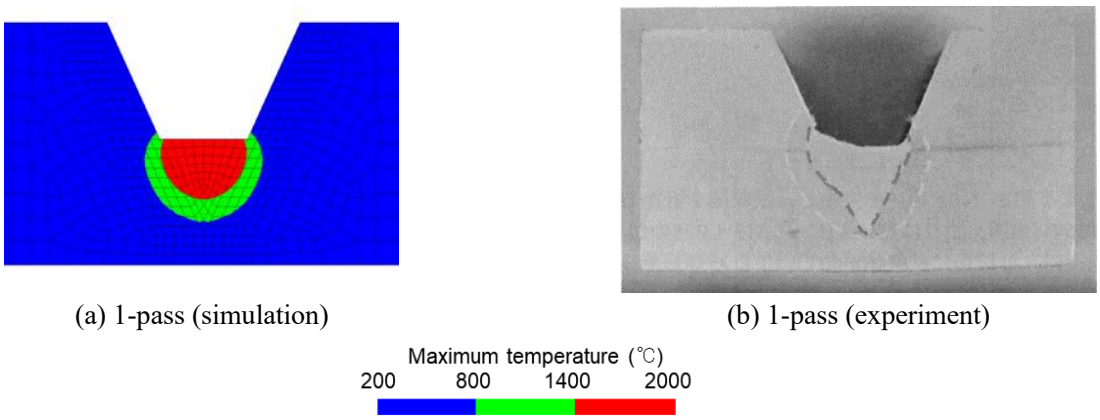
Table 5.6 Material properties of SM490 used in thermal shrinkage technique.

| | |
|---|---|
| Young's modulus, $E$ (GPa) | 228 |
| Poisson's ratio, $\nu$ | 0.3 |
| Yield stress (base metal), $\sigma_Y$ (MPa) | 338 |
| Strain hardening coefficient (base metal), $H$ (MPa) | 228 |
| Yield stress (weld metal), $\sigma_Y$ (MPa) | 442 |
| Strain hardening coefficient (weld metal), $H$ (MPa) | 228 |

### 5.3.3　数値解析結果

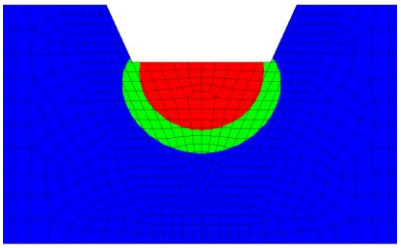
**(a)　熱伝導解析により得られた溶込み形状の数値解析結果**

熱伝導解析で得られた溶込み形状と熱影響部形状と断面マクロ観察結果を Fig. 5.14 に示す．最高到達温度が 1400℃以上の領域を溶込み，800℃以上の領域を熱影響部として評価した．本解析では溶融池内で生じる対流現象を考慮していないため，溶込みの厳密な形状は再現できていないところはあるものの，大まかな形状は断面マクロ観察結果から得られた形状と良く一致しているといえる．加えて，最高到達温度が 800℃以上の領域である熱影響部の領域は全体的に良く一致した．また，溶接部中央から 30 mm 離れた箇所における温度履歴を Fig. 5.15 に示す通り比較した．冷却後($t$=1000)における数値解析と実測の温度が約 10℃ずれている．これは，熱伝達係数を適正化することで，より高い精度での温度履歴が得られることが想定される．しかし，計測点における溶接中の温度履歴が良好な一致を示したことから，Table 5.5 で設定した熱源モデルの設定値を用いた熱伝導解析は，溶接変形を評価するのに十分な精度を有していると判断できる．

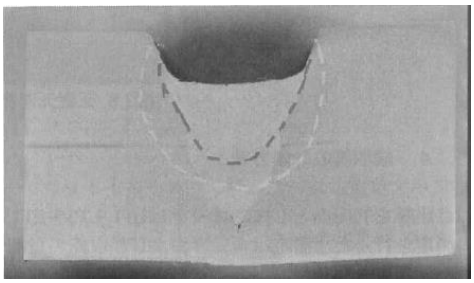



(a) 1-pass (simulation)　　(b) 1-pass (experiment)

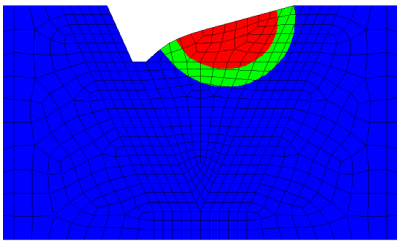
Fig. 5.14　Comparison of melt pool and heat affected zone between simulation and experiment.



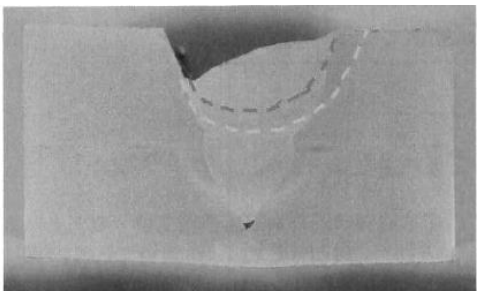
(c) 2-pass (simulation)



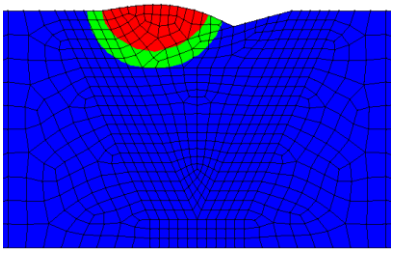
(d) 2-pass (experiment)



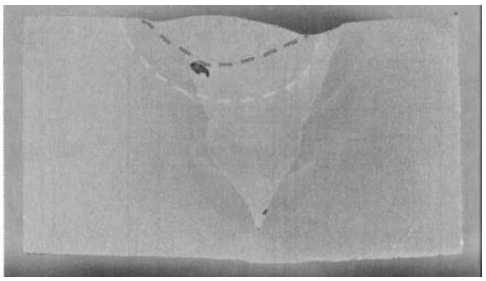
(e) 3-pass (simulation)



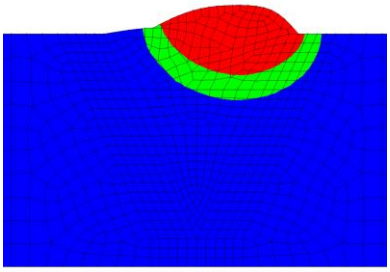
(f) 3-pass (experiment)



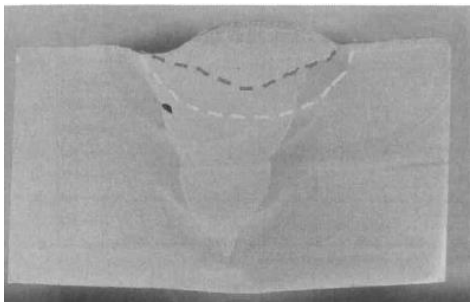
(g) 4-pass (simulation)



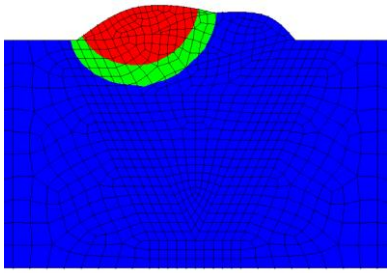
(h) 4-pass (experiment)



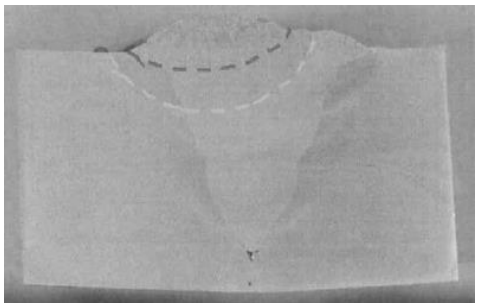
(i) 5-pass (simulation)



(j) 5-pass (experiment)



(k) 6-pass (simulation)



(l) 6-pass (experiment)

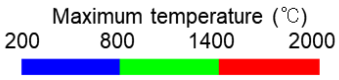
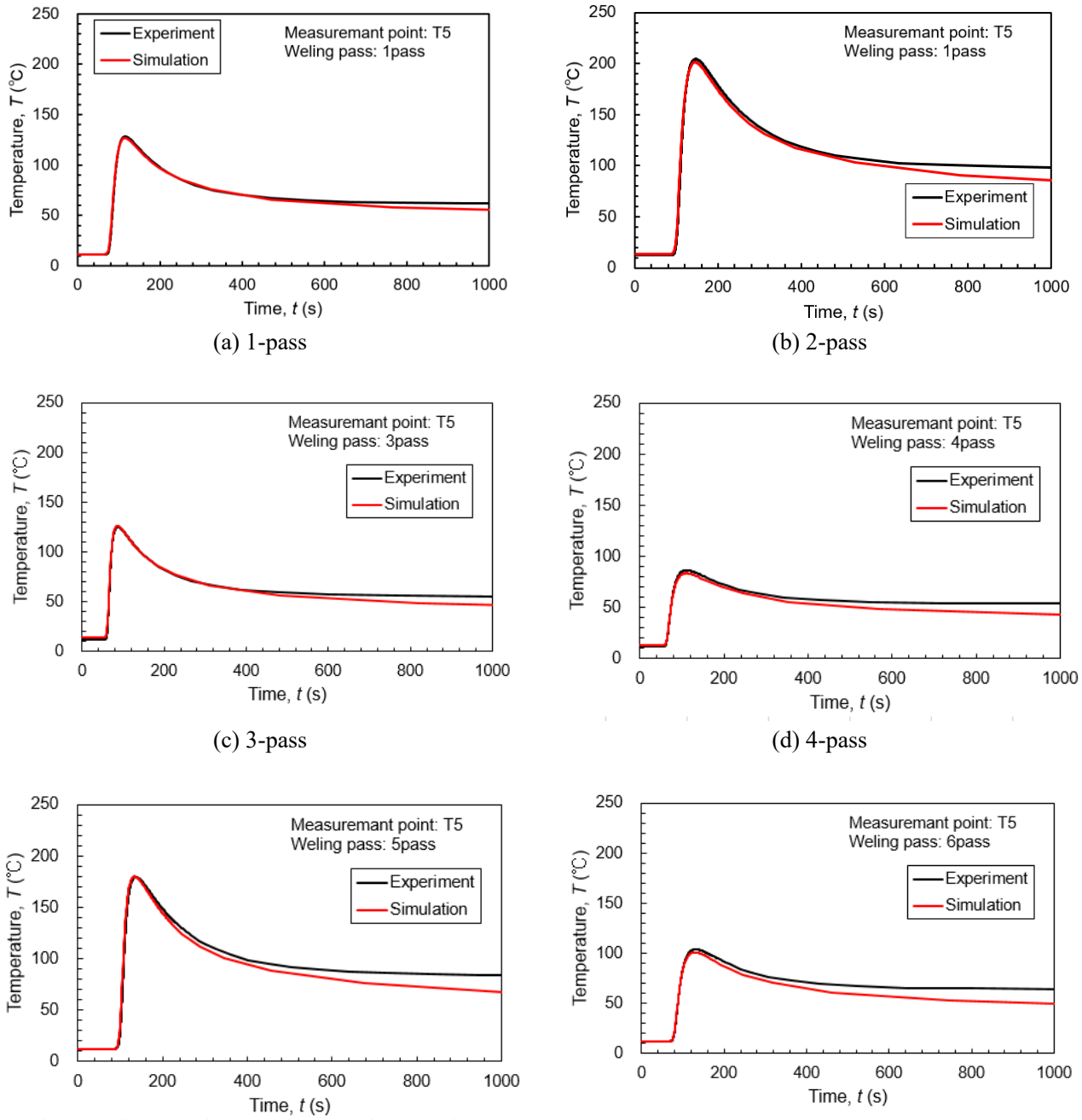



Fig. 5.14 Continued.




(a) 1-pass (b) 2-pass

(c) 3-pass (d) 4-pass

(e) 5-pass (f) 6-pass

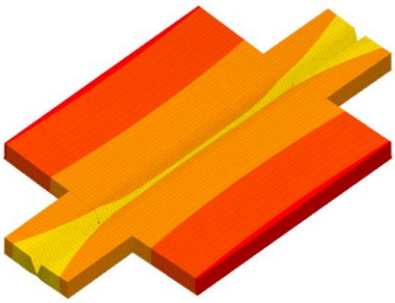
Fig. 5.15 Comparison of temperature history between simulation and experiment.

**(b) 熱収縮法および熱弾塑性解析で得られた溶接変形の数値解析結果**

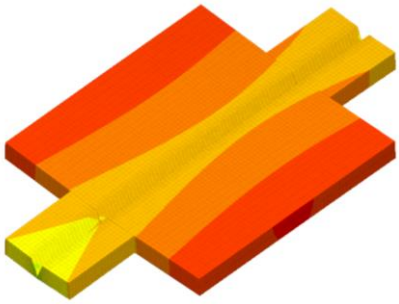
続いて，熱弾塑性解析および熱収縮法で得られた各パス溶接後の z 方向変位分布を Fig. 5.16 に示す．なお，変形倍率を 5 倍にして表示した．熱収縮法の変位分布は，全 6 パスともに全体的な変位の傾向が熱弾塑性解析の変位分布と良く一致した．より詳細に評価するために，溶接実験，熱弾塑性解析および熱収縮法から得られた角変形の定量値を Fig. 5.17 に，横収縮の定量値を Fig. 5.18 に示す．なお，角変形および横収縮は溶接線方向の中央において評価した．角変形に関しては，実測値，熱弾塑性解析結果および熱収縮法の解析結果ともに各パス溶接後の値が良好に一致した．横収縮についても同様に，3 手法における各パス溶接後の値が良好に一致した．4.6 節で議論した通り，熱収縮法は厳密な固有ひずみ分布を再現するのではなく，角変形の駆動力となるモーメント(モーメントを構成する収縮量)を一致するようひずみの値および領域を設定している．Fig. 5.18 に示した横収

縮の値が各パスともに良好に熱弾塑性解析手法と実測値の結果を再現できていたことから，熱収縮法は多層肉盛溶接においても適用可能であると考えられる．加えて，熱収縮法において横収縮が良好に再現できていたことにより角変形も同様に再現できたといえる．

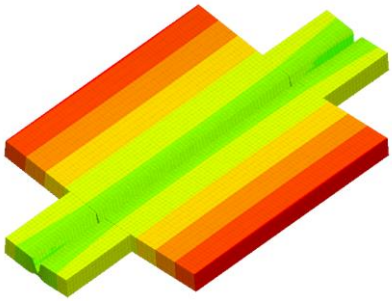
また，前節で懸念であった，溶接パス位置が近い場合に，2 パス目における熱収縮法の角変形が小さいことに関しては，Fig. 5.17 に示した各パスの角変形が熱弾塑性解析および実測値と良く一致していることから，実施工においてはあまり影響がないものと考えられる．これらの結果から，多層肉盛溶接においても熱収縮法が適用可能であることが示された．



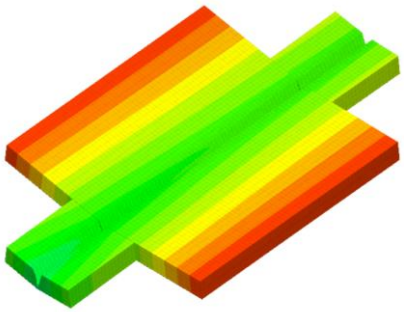
(a) 1-pass (thermal shrinkage technique)



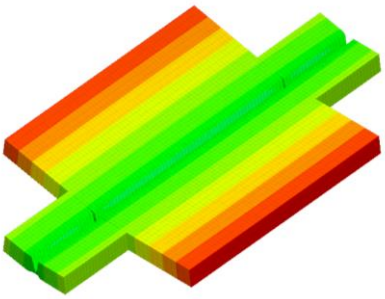
(b) 1-pass (thermal elastic-plastic analysis)



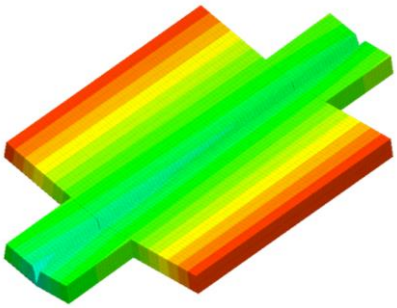
(c) 2-pass (thermal shrinkage technique)



(d) 2-pass (thermal elastic-plastic analysis)



(e) 3-pass (thermal shrinkage technique)



(f) 3-pass (thermal elastic-plastic analysis)

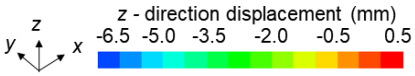
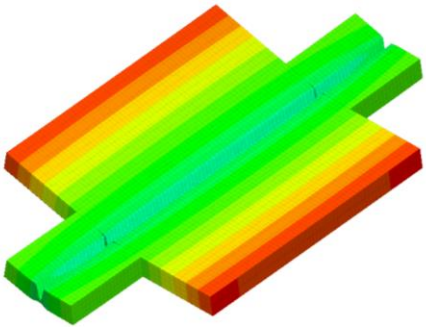
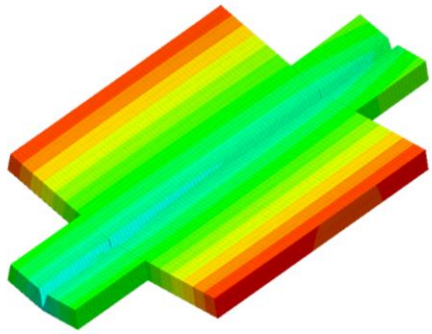


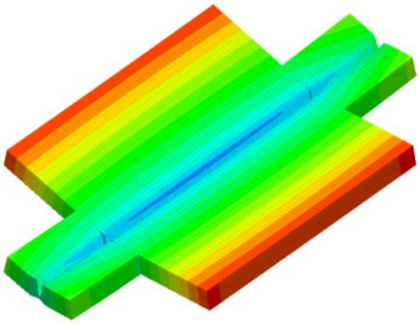

Fig. 5.16 Comparison of displacement distribution between thermal shrinkage technique and thermal elastic-plastic analysis.



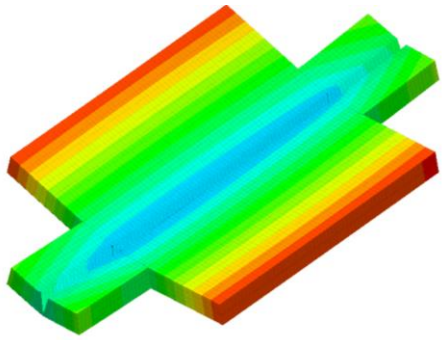
(g) 4-pass (thermal shrinkage technique)



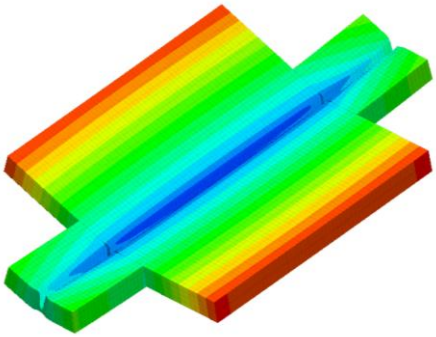
(h) 4-pass (thermal elastic-plastic analysis)



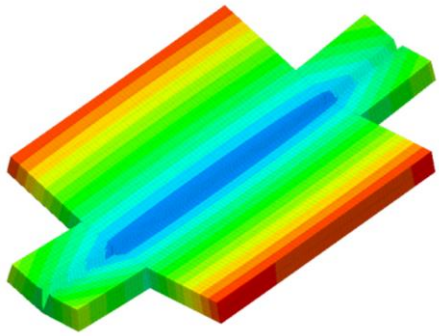
(c) 5-pass (thermal shrinkage technique)



(d) 5-pass (thermal elastic-plastic analysis)



(e) 6-pass (thermal shrinkage technique)



(f) 6-pass (thermal elastic-plastic analysis)

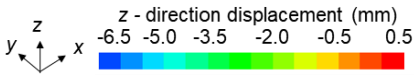



Fig. 5.16 Continued.

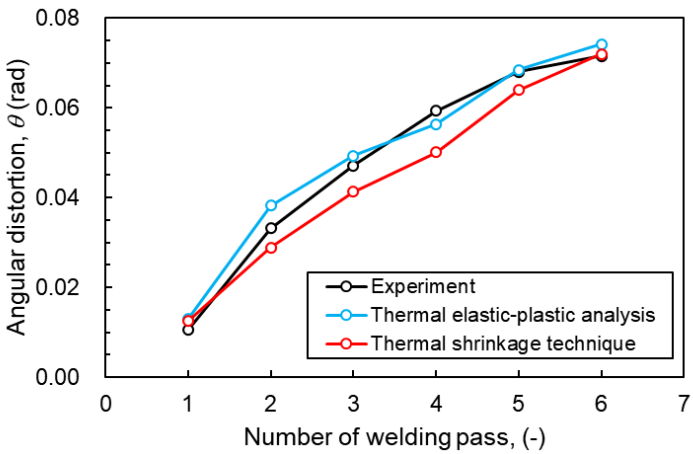



Fig. 5.17 Comparison of angular distortion among experiment, thermal shrinkage technique and thermal elastic-plastic analysis.

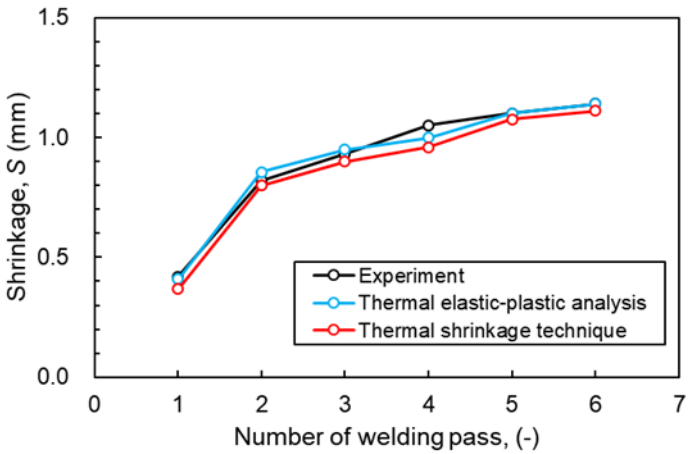
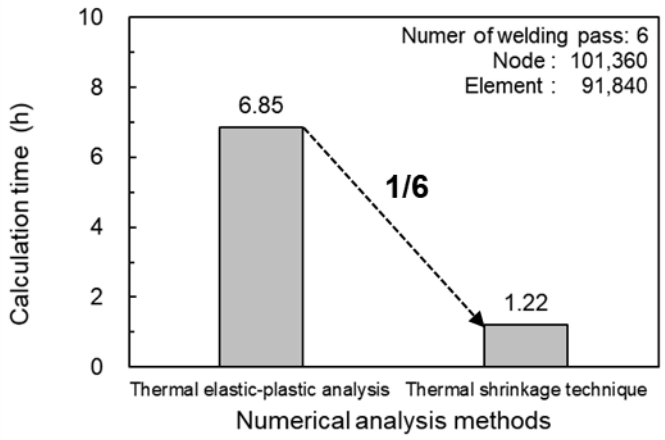



Fig. 5.18　Comparison of shrinkage among experiment, thermal shrinkage technique and thermal elastic-plastic analysis.

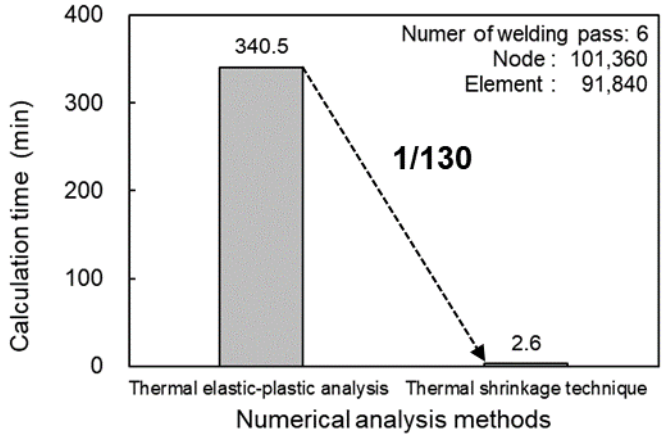
**(c)　熱収縮法および熱弾塑性解析の計算時間の比較**

最後に，熱収縮法と熱弾塑性解析の計算時間を比較した．熱収縮法は，Fig. 3.13 の流れに沿って計算した．すなわち，収縮領域を把握するための熱伝導解析と収縮ひずみを与えるための弾塑性解析を順次実施した．両手法の計算時間を Fig. 5.19 に示す．熱収縮法において熱伝導解析と弾塑性解析を合わせた計算時間の比較を Fig. 5.19 (a)に，熱伝導解析を除いた弾塑性解析の計算時間の比較を Fig. 5.19 (b)に示す．Fig. 5.19 (a)より，従来の熱弾塑性解析の計算時間が 6.85 時間であるのに対して熱収縮法は 1.22 時間であり，熱収縮法で解析することで 1/6 に短縮可能である．また，Fig. 5.19 (b)より，熱伝導解析を除いた熱収縮法による弾塑性解析の計算時間は 2.6 分であり，従来手法と比較して 1/130 に短縮可能である．一連の熱収縮法の解析では，収縮ひずみを与えて計算する弾塑性解析では 2.6 分(0.04 時間)要するのに対して，収縮領域を把握するための熱伝導解析では 1.18 時間を要していることから，熱伝導解析に要する計算時間が支配的といえる．

一連の熱収縮法の解析(熱伝導解析＋弾塑性解析)で従来手法と比較して 1/6 に短縮できたことから，効率的な検討が可能という点で有用であるといえる．今後，熱伝導解析の計算手法を工夫することで更なる計算時間の短縮が可能であると考えられる．今回使用した Goldak の二重半楕円ガウス熱源モデルは移動熱源であるが，収縮領域を把握するためには，最高到達温度が 500℃以上の領域が把握できれば良いことから，移動熱源ではなく瞬間熱源を用いる方法もあると考えられる．瞬間熱源では移動熱源のように溶接トーチの移動に要する時間を計算する必要がなく，解析上で”瞬間的”な熱の投与を行うことで計算することから，計算時間の短縮が見込まれる．瞬間熱源では溶融部近傍の温度域を正確に再現できないという課題はあるものの，比較的低温域においては精度良く再現できることから，収縮領域を把握するための熱伝導解析手法の一つとして瞬間熱源も有用であると示唆される．




(a) Including thermal conduction analysis




(b) Excluding thermal conduction analysis

Fig. 5.19 Comparison of calculation time between thermal shrinkage technique and thermal elastic-plastic analysis.

## 5.4 結言

本章では，第 4 章で提案した適正な熱収縮法パラメータを複数パス溶接に適用し，主に 2 パス目以降の角変形を再現できるかといった観点で，その有用性について評価した．まず，2 パスのビードオンプレート溶接を対象に熱収縮法による溶接変形解析を実施し，熱弾塑性解析との比較を通して複数パス溶接で生じる角変形挙動に関して考察した．次に，突合せ 6 パス溶接継手を製作し，解析に必要となる温度履歴や角変形といったデータを取得した後，突合せ 6 パス溶接継手を対象に熱収縮法による溶接変形解析を実施し，実験結果との比較を通じてその適用性に関して評価した．本章で得られた主な結果を以下に示す．

(1) 提案した熱収縮法パラメータを用いて 2 パスのビードオンプレート溶接を対象に熱収縮法を適用した場合，2 パス目の溶接パス位置が 1 パス目と近い場合，熱収縮法における 2 パス目の角変形が熱弾塑性解析結果より小さくなる傾向が見られた．これは 1 パス目の収縮ひずみ付与で生じた収縮領域周囲の引張塑性ひずみが，収縮領域に与えた収縮ひずみによる収縮を拘束する役割を果たしているためであると考えられる．一方で，2 パス目の溶接位置が 1 パス目よりも離れている場合には，1 パス目で生じる引張塑性ひずみの影響をあまり受けず，2 パス溶接後

の角変形を精度良く再現できた．

(2) 実施工における熱収縮法の適用性に関する検討のため，突合せ 6 パス溶接継手を製作し，溶接中の温度履歴および溶接後の角変形を計測した．これを対象とした熱収縮法の解析結果では，6 パス溶接後の角変形は実測と精度良く一致した．また，併せて実施した熱弾塑性解析との比較により，各パス終了後の試験体の変位分布も良好に一致していることを確認した．

(3) 突合せ 6 パス溶接継手による検討で各パスともに精度良く一致していたことを踏まえると，2 パスのビードオンプレート溶接で懸念事項であった溶接パス位置が近い場合における角変形の差異に関してはあまり影響がないといえる．これらの結果より，前章で確立した設定値を用いた熱収縮法の解析で，多層肉盛溶接においても精度良く角変形を再現できると考えられる．

(4) 熱伝導解析を含めた熱収縮法の計算時間は従来の熱弾塑性解析と比較して 1/6 であり，熱伝導解析を除いた場合で 1/130 であった．熱収縮法を活用することで，従来手法と比較して効率的な検討が可能になるといえる．

## 第 5 章の参考文献


5.1) 岡野成威，松下和憲，望月正人，豊田政男：移動熱源の影響に注目した入熱パラメータと角変形の関係に関する一考察，溶接学会論文集，第 28 巻，第 3 号 (2010)，pp.272–280.

5.2) 安藤弘平，三木勇：溶接アークの熱効率について(第 1 報)，溶接学会誌，第 20 巻，第 11, 12 号 (1951)，pp.339–348.

5.3) 安藤弘平，三木勇：溶接アークの熱効率について(第 2 報)，溶接学会誌，第 21 巻，第 11 号 (1952)，pp.313–321.

5.4) 岡野成威，望月正人：厚板多層溶接における固有ひずみデータベース化と溶接変形の簡易解析，日本機械学会論文集，第 82 巻，第 837 号 (2016)，15–00005.

5.5) 柴原正和，河原充，中谷光良，山﨑洋輔，小田和生，只野智史，中谷裕二郎，高倉大典，深澤大志，功刀厚志，成田忍，柳田信義，村上寛企，小野里尚，野戸大河，大谷直之，上田秀樹，永木勇人，芹澤久，前田新太郎，麻寧緒，村川英一：溶接力学シミュレーション研究会の設立趣旨とその活動内容，溶接構造シンポジウム 2019 講演論文集 (2019)，pp.469–472.

5.6) 高倉大典，深澤大志，柳田信義，村上寛企，野戸大河，大谷直之：初パス溶接時における溶接変形に及ぼす諸因子の影響に関する検討，溶接構造シンポジウム 2019 講演論文集 (2019)，pp.473–479.

# 第6章 本研究で提案した熱収縮法の建設機械構造物への適用

## 6.1 緒言

第 4 章では，複数の溶接条件に対して熱収縮法の設定値に関するパラメータスタディを実施し，実測および熱弾塑性解析との比較を通じて，適正な設定値に関する検討を実施した．その結果，検討した全ての溶接条件に対して，1 つの設定値で角変形を精度良く再現することが可能であった．この結果について，角変形の駆動力となるモーメント(収縮量)の観点から考察し，厳密な固有ひずみを再現せずとも，モーメントが一致するように収縮ひずみを与えれば良いことを明らかにした．第 5 章では，これを多層溶接に応用可能であるかどうかについて評価するために，2 パスのビードオンプレート溶接と 6 パスの突合せ溶接を対象に熱収縮法による溶接変形解析を実施した．その結果，第 4 章で明らかにした設定値を 1 パスずつ与えることによって多層溶接の溶接変形においても精度良く予測可能であることを示した．

そこで本章では，熱収縮法が製品規模での大型構造物に適用可能であるかについて評価することを目的として，建設機械構造物を対象に熱収縮法による溶接変形解析を実施した．主に，複雑な構造物を対象とした場合においても，熱収縮法によるモーメントに基づいた角変形挙動の再現が可能であるかどうかについて評価した．

## 6.2 数値解析モデルおよび数値解析条件

建設機械台座部の形状および寸法を Fig. 6.1 に示す．一般溶接構造用圧延鋼材 SS400 で製作される建設機械台座部の全体の寸法は長さ 3.9 m，幅 2.7 m，高さ 0.9 m である．台座部の中央に位置するセンターフレームとその両側に位置するサイドフレームから構成され，センターフレームとサイドフレームは全 40 パスのすみ肉溶接によって接合される．図中に溶接線を併せて示している．各溶接部は入熱量 12 kJ/cm のガスメタルアーク溶接で施工される．解析モデルは六面体一次要素で要素分割し，要素数は 1,363,412，節点数は 1,736,345 である．拘束条件として，Fig. 6.2 に示すように，実施工を踏まえてセンターフレーム底面の一部を完全拘束した．Fig. 6.1 に示した構造物を対象に熱収縮法による溶接変形解析を実施し，熱収縮法の結果の比較および検証のために移動熱源を考慮した熱弾塑性解析も併せて実施した．

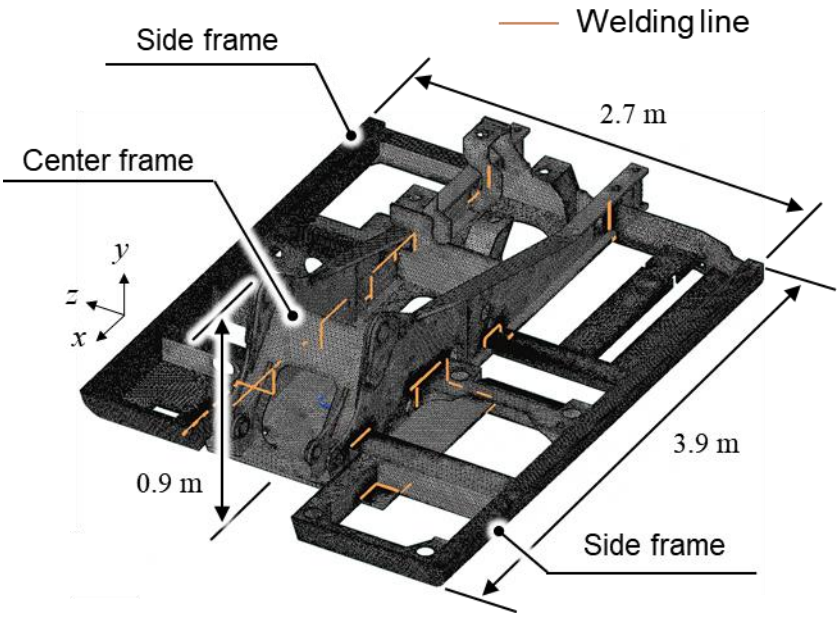



Fig. 6.1　Analytical model of the base of construction machinery.

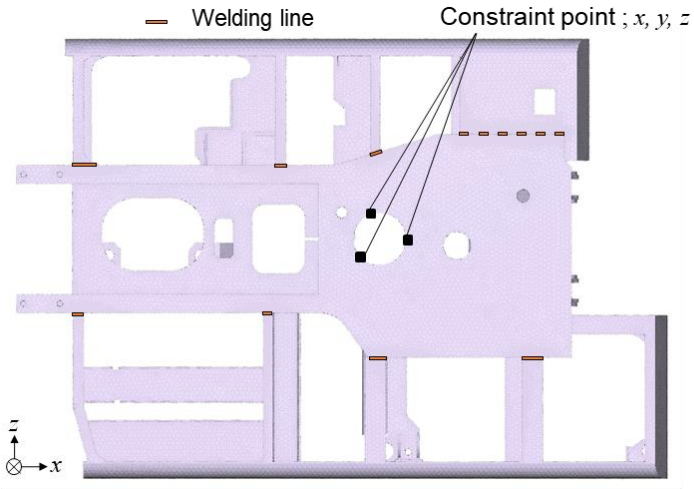
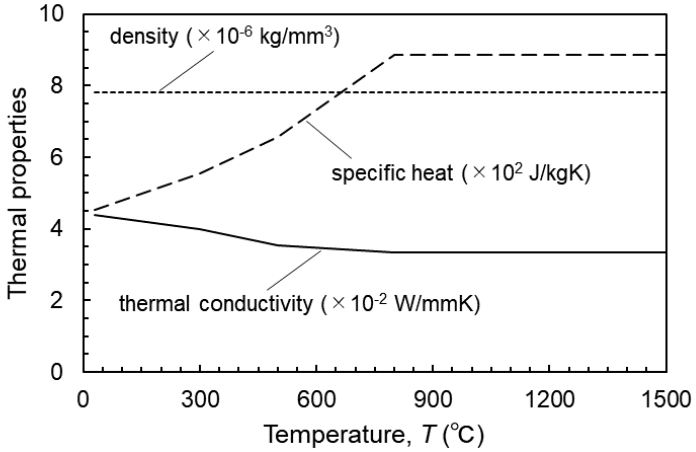


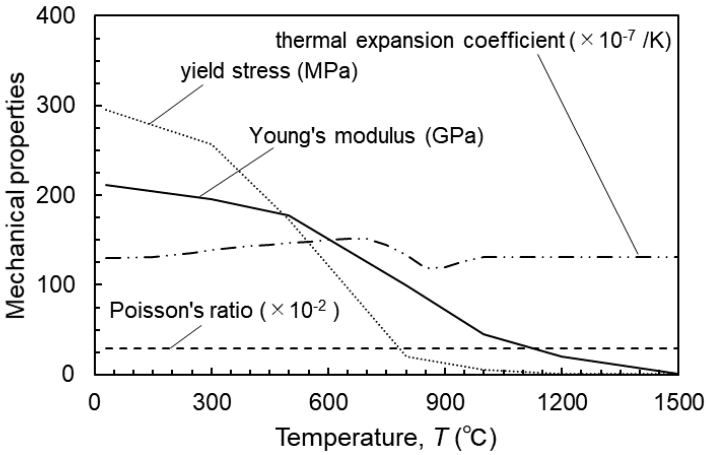

Fig. 6.2　Constraint condition to the construction machinery.

### 6.2.1　熱弾塑性解析の実施方法

熱収縮法による溶接変形解析結果の比較および検証のため，Fig. 6.1 に示した構造を対象に，熱弾塑性解析を併せて実施した [6.1)]．解析で用いた材料特性を Fig. 6.3 に示す．材料特性は SS400 を想定した温度依存性を有する値を使用しており，熱伝導解析に用いた材料特性を Fig. 6.3(a)に，熱弾塑性解析に用いた材料特性を Fig. 6.3(b)に示した．溶接熱源は 3 次元移動熱源とし，矩形領域内に存在する要素を一様に体積発熱する方法を採用した．実施工の溶込み形状を再現するように発熱領域を設定した．なお，熱効率は 0.8 とした．溶接金属に相当する要素は溶接開始時には無効化されており，溶接中にトーチが溶接金属に到達した時点でその要素が有効化されるエレメントバース法を用いた [6.2)]．




(a) Thermal properties used in thermal conduction analysis




(b) Mechanical properties used in thermal elastic-plastic analysis

Fig. 6.3　Material properties of SS400 used in thermal elastic-plastic analysis.

### 6.2.2　熱収縮法の実施方法

熱収縮法の解析では，Table 6.1 に示すように SS400 を想定した室温の材料特性を用いた．熱収縮法の設定値は，収縮ひずみが−0.012(温度変化$\Delta T$=1000)，最高到達温度 500℃以上の領域を収縮領域とした．なお，収縮領域は後述の熱伝導解析により得られた最高到達温度分布に基づいて決定した．40 パス溶接を模擬するために，実際の溶接パス順序に従って 1 パスごとに収縮ひずみを付与する設定とした．その際，溶接金属に相当する要素は該当パスの解析ステップの最初に出現させる設定とした．

Table 6.1　Material properties of SS400 used in thermal shrinkage technique.

| | |
|---|---|
| Young's modulus, $E$ (GPa) | 212 |
| Poisson's ratio, $\nu$ | 0.29 |
| Yield stress, $\sigma_Y$ (MPa) | 295 |
| Strain hardening coefficient, $H$ (MPa) | 212 |

## 6.3 溶接変形の比較に基づく建設機械構造物への適用性評価

### 6.3.1 熱収縮法および熱弾塑性解析で得られた溶接変形の数値解析結果

まず，移動熱源を考慮した熱伝導解析によって熱収縮法の入力データである収縮領域を求めた．入熱量は各々のパスで 12 kJ/cm で等しいため，熱伝導解析により得られた代表的な溶接パスにおける最高到達温度を Fig. 6.4 に示す．最高到達温度分布のコンター図は収縮領域となる 500℃以上の領域を灰色で示した．他の溶接パスについても同様に収縮領域となる最高到達温度が 500℃以上の領域を求めて熱収縮法の入力データとした．

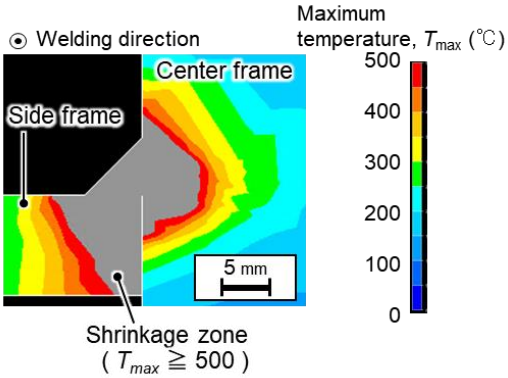
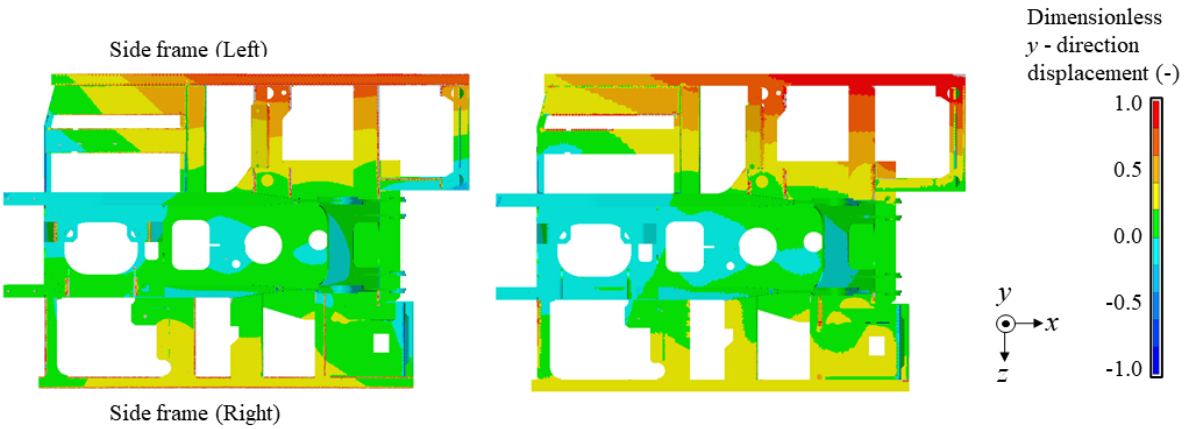



Fig. 6.4　Maximum temperature distribution in cross-sectional view after welding.

続いて，上述の熱伝導解析で求めた収縮領域の範囲内に，収縮ひずみを付与して弾塑性解析することで熱収縮法による溶接変形解析を実施した．溶接変形解析結果として，全 40 パス溶接後におけるメインフレームの $y$ 方向変位分布を Fig. 6.5 に示す．熱弾塑性解析結果を Fig. 6.5 (a)に，熱収縮法による溶接変形解析結果を Fig. 6.5 (b)に示している．なお，コンター図はある代表値で無次元化している．Fig. 6.5 (a)に示した熱弾塑性解析の変位分布は，左右両側のサイドフレームの変位が大きくなっており，サイドフレームが $y$ 軸正方向に反る傾向が見られた．一方で，センターフレームの変位はサイドフレームと比較して小さい．センターフレームに関しては，高さ方向($y$ 方向) に剛性があり，かつ底面を拘束しているため，変位が小さくなったと考えられる．一方でサイドフレームは，溶接後に残存した圧縮塑性ひずみに起因してモーメントが働き，$x$ 軸回りに回転するように変形したため，結果として $y$ 軸正方向もしくは負方向に変位が生じたと理解できる．Fig. 6.5 (b)に示した熱収縮法の変位分布を見ると，サイドフレームでの変位が大きく，センターフレームの変位が小さくなっており，熱弾塑性解析の変位分布の傾向と全体的に良く一致した．

変位に関してより詳細に評価するために，溶接後の変位が大きいサイドフレーム左側の端部における 1 パスごとの変位を Fig. 6.6 に示す．なお，各パスの変位を，最大変位である熱収縮法の 22 パス目の変位で除して無次元化している．すなわち，熱収縮法の 22 パス目の変位が $u = 1.00$ となる．熱収縮法の解析結果は変位の正負を含む定量的な値が熱弾塑性解析の変位と各パスで概ね一致した．全体の変位分布(Fig. 6.5)や各パスの変位(Fig. 6.6)を精度良く再現可能であったことから，熱収縮法による溶接変形解析は良好な精度を有しているといえる．




(a) Thermal elastic-plastic analysis　　(b) Thermal shrinkage technique

Fig. 6.5　Comparison of displacement distribution between thermal shrinkage technique and thermal elastic-plastic analysis.

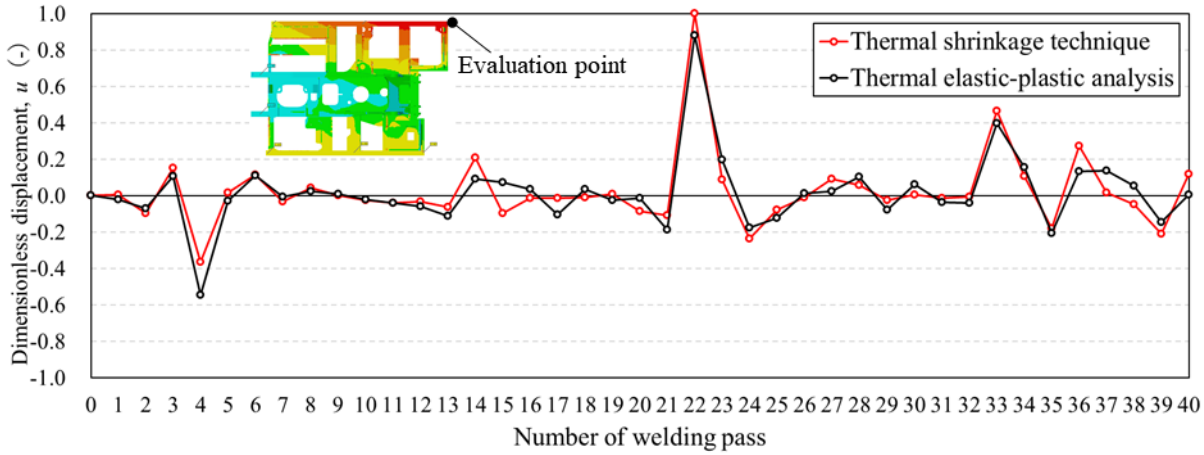
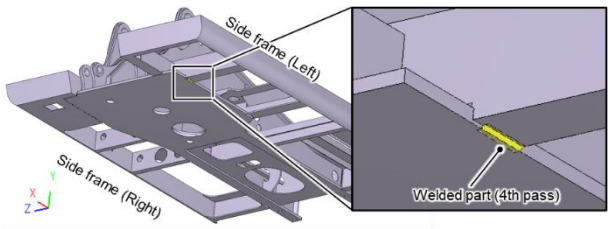



Fig. 6.6　Comparison of displacement in each welding pass between thermal shrinkage technique and thermal elastic-plastic analysis.

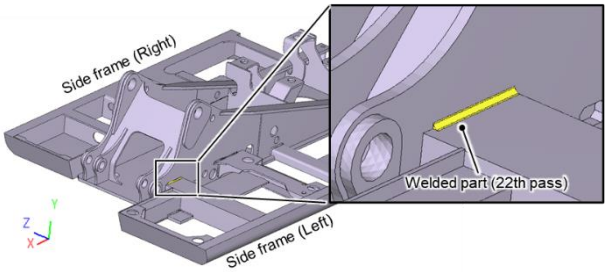
この結果を踏まえて，熱収縮法におけるモーメントの考え方に基づく角変形の再現性について検証した．40 パスの中で熱弾塑性解析の変位が大きい 4 パス目($u$ = -0.54)，22 パス目($u$ = 0.88)，33 パス目($u$ = 0.40)に着目すると，4 パス目では $y$ 軸負方向に変位が生じており，22 パス目および 33 パス目では $y$ 軸正方向に変位が生じた．これは，溶接線の位置が影響していると考えられる．4 パス目，22 パス目，33 パス目における溶接箇所を Fig. 6.7 に示す．4 パス目はセンターフレーム底面とサイドフレーム左側を溶接しており，22 パス目はセンターフレームとサイドフレームの左側を，33 パス目はセンターフレームとサイドフレーム右側を溶接している．溶接線が構造物の中立軸より下側に位置する 4 パス目は，溶接部の熱収縮に伴いサイドフレームが $x$ 軸反時計回りに回転し(変位は $y$ 軸負方向)，中立軸より上側に位置する 22 パス目はサイドフレームが $x$ 軸時計回りに回転する(変位は $y$ 軸正方向)．中立軸より上側に位置する 33 パス目はサイドフレーム右を溶接しているので $x$ 軸反時計回りに回転し，変位は $y$ 軸正方向となる．これらのパスにおける熱収縮法の変位は 4 パス目($u$ = -0.37)，22 パス目($u$ = 1.00)，33 パス目($u$ = 0.46)，であり変位の方向および変位の値は熱弾塑性解析の結果と良い対応を示していることから，モーメントの考え方に基づく角変形の再現が複雑な構造物である製品規模の大型構造物においても適用可能であると考えられる．ただし，厳密に

は 15 パス目や 38 パス目は，熱弾塑性解析の変位は正であるのに対して熱収縮法の変位は負であり，一部再現できていない溶接パスがある．これらの溶接パスの変形挙動の考察については後述する．

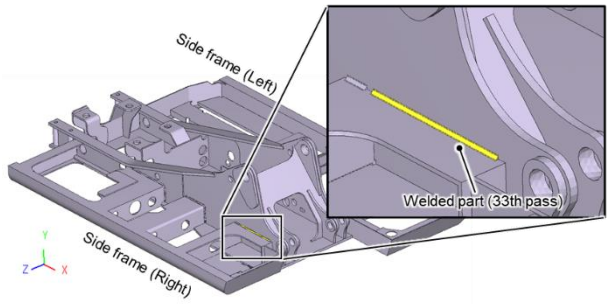
また，熱収縮法による溶接変形解析に要した計算時間を熱弾塑性解析の計算時間と比較した結果を Fig. 6.8 に示す．40 パス溶接を有する約 170 万節点規模の構造物に対する熱収縮法の計算時間は 13.7 時間であり，熱弾塑性解析と比較して約 1/10 の計算時間で解析可能である．熱弾塑性解析と同等の精度を有しつつ，短時間で計算可能な熱収縮法は計算負荷の高い大型溶接構造物の溶接変形を評価する際に有用であると考えられる．




(a) 4th welding pass (view from bottom)




(b) 22th welding pass




(c) 33th welding pass

Fig. 6.7　Welding positions and lines in 4th, 22th, and 33th welding pass.

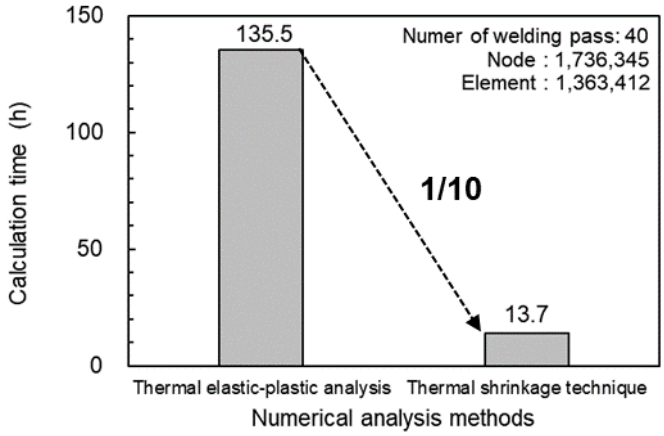


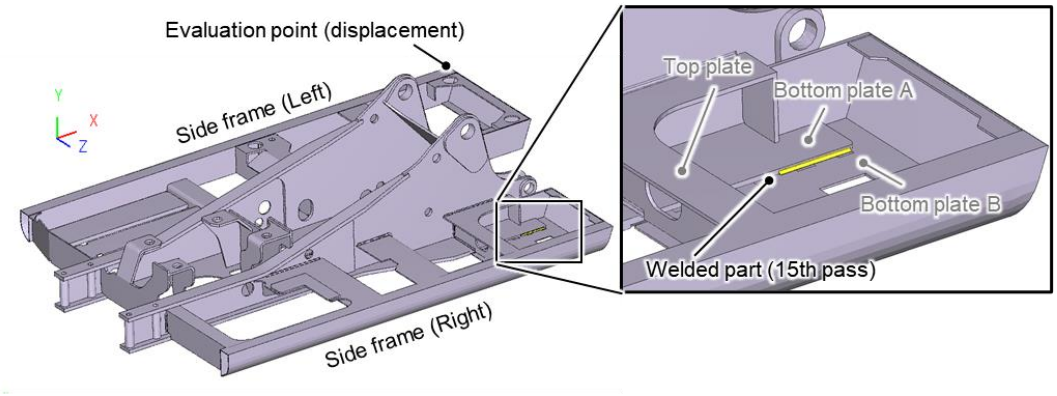

Fig. 6.8　Comparison of calculation time between thermal shrinkage technique and thermal elastic-plastic analysis.

### 6.3.2 熱収縮法と熱弾塑性解析で変形傾向が異なる溶接パスにおける変形挙動の考察

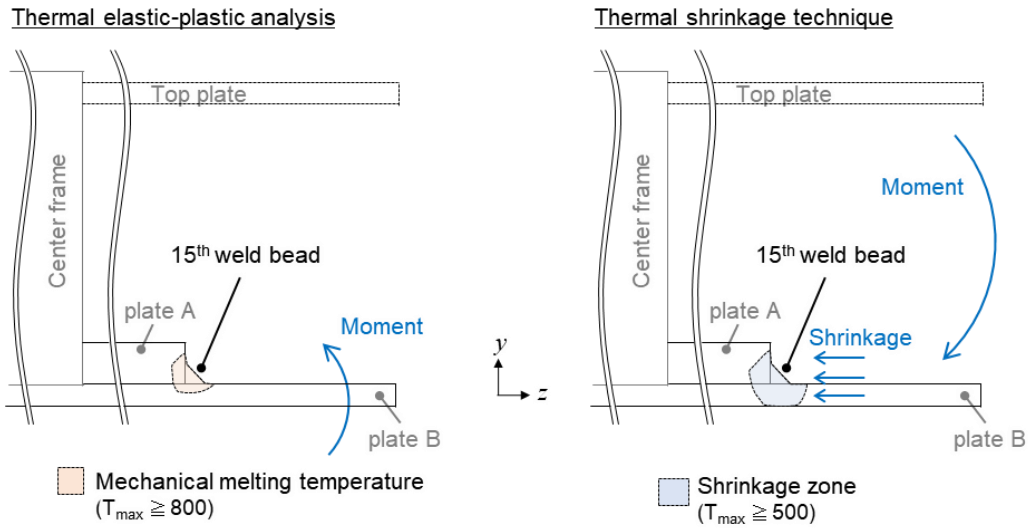
先に述べたように，熱弾塑性解析と熱収縮法で変位の傾向が異なる 15 パス目と 38 パス目の変形挙動について考察した．15 パス目の溶接箇所は Fig. 6.9 (a)に示す通り，サイドフレーム右側の 2 枚の底板を溶接している．便宜上，それぞれの底面を板 A，板 B と呼ぶこととする．また，Fig. 6.9 (b)には，溶接部の断面図($x$ 軸負からの視点)を議論に必要な部分のみを模式的に示した．ここで，溶接後の固有ひずみ分布は一般に，最高到達温度が 800℃以上(力学的溶融温度)で固有ひずみの値が大きいことから, 力学的溶融温度域が角変形に支配的な温度域とされている[6.3]. また, 800℃から 500℃の範囲では最高到達温度の低下に伴って固有ひずみの値が減少する分布を呈する．熱収縮法では実際の角変形挙動とモーメントを一致させながら固有ひずみの総量を確保するため，最高到達温度が 500℃以上となる領域(収縮領域)に一定値のひずみ(収縮ひずみ)を与えている．そのため，図中には 15 パス目の力学的溶融温度域(最高到達温度が 800℃以上の領域)と収縮領域(最高到達温度が 500℃以上の領域)をそれぞれ示した．なお，領域の大きさは解析結果と対応させている．

Fig. 6.9 (b)から分かるように，15 パス目は部分的には板 A と板 B の重ね継手となっている．図中左側に示した熱弾塑性解析では, 角変形に支配的とされる力学的溶融温度域の深さは板 B の中立軸より小さい．この状態では，一般的な角変形のメカニズムで知られるように，板 B の板表裏面（溶接側と反対側）の収縮量の差に起因して $x$ 軸反時計回りのモーメントによる $y$ 軸正方向の変位が生じる．構造全体で見た場合，板 A と板 B に $x$ 軸反時計回りのモーメントが働いているため，サイドフレーム全体としても $y$ 軸正方向に変位が生じたと考えられる．一方で，図中右側に示した熱収縮法では，収縮領域は板 B の表面から裏面まで板厚全体に及んでいる．収縮領域に負荷される収縮ひずみの大きさが一定であることを踏まえると，板 B は板厚全体に $z$ 軸負方向に変形すると考えられ，この場合はモーメントではなく，横収縮が支配的になると考えられる．構造全体で見た場合，板 B が $z$ 軸方向に収縮したため，$x$ 軸時計回りのモーメントによる $y$ 軸負方向の変位が生じ，その結果，サイドフレーム全体としても $y$ 軸負方向に変位が生じたと考えられる．このように溶接後の固有ひずみ分布が中立軸を超える場合は, 溶接部近傍の構造(15 パス目では板 A と板 B)との兼ね合いによってモーメントが一致しない場合があるといえる．

また，両手法の変位の傾向が異なった 38 パス目については，溶接方向が $y$ 方向である．今回評価対象とした面外変形($y$ 方向変位)に対しては，角変形のメカニズムを踏まえると溶接線方向が面内($x$ 方向，$z$ 方向)の溶接パスの影響が大きいと考えられ，第 4 章で考察したモーメントの考え方も面内に溶接線があると想定した場合の面外変形の発生挙動を基本としている．ただし，29 パス目，30 パス目，31 パス目および 32 パス目なども溶接方向が $y$ 方向であるが，38 パス目を除くこれらのパスでは変位の正負および定量値は再現できている．面外方向に溶接線がある場合の面外変形挙動に関しても溶接部近傍の構造との兼ね合いによってモーメントが一致しない場合があることが推察される．このように，モーメントが一致しないことによって変位の正負が反対になるケースも一部見られたものの，今回対象としたような複雑な構造物における面外変形については，溶接後の全体的な変位分布や各々の溶接パスの変位も比較的精度良く再現できたことから，熱収縮法による溶接変形解析が溶接変形の評価手法として有用となることが期待される．




(a) Overview




(b) Cross-sectional view

Fig. 6.9　Welding positions in and cross-sectional view of 15th pass.

## 6.4 結　言

本章では，第 4 章にて確立したビードオンプレート溶接継手を対象とした熱収縮法の設定値が，大型溶接構造物に対しても適用可能であるかについて検証した．40 パスすみ肉溶接を有する建設機械構造物を対象に熱収縮法による溶接変形解析を実施した．併せて実施した熱弾塑性解析や溶接実験で得られた結果と比較することにより，熱収縮法の有用性を評価した．本章で得られた主な結論を以下に示す．

(1) 40 パスすみ肉溶接を有する建設機械構造物を対象に熱収縮法による溶接変形解析(設定値；$T_a$ = 500, $\Delta T$ = 1000)を実施した結果，溶接後の構造物の変位分布が熱弾塑性解析の結果と全体的に良く一致した．加えて，サイドフレーム左側端部の各パスの変位を比較した結果，ほとんどの溶接パスにおいて熱弾塑性解析の変位と定量的に良く一致した．

(2) 解析規模が約 170 万節点，約 130 万要素で，全 40 パス溶接の建設機械構造物を対象とした熱収縮法の解析時間は熱弾塑性解析と比較して約 1/10 であり，熱収縮法を活用することで計算時間を大幅に短縮可能である．

(3) 熱収縮法による溶接変形の簡易シミュレーション手法は，大型溶接構造物に対する溶接変形を

熱弾塑性解析とほぼ同等の精度で計算可能であり，かつ，熱弾塑性解析よりも短時間で計算可能であることから，大型溶接構造物の溶接変形を評価する際の有用なツールとなることが示唆された.

## 第 6 章の参考文献


6.1) 生島一樹，前田新太郎，家下輝也，河原充，阿部雄太，木内大貴，柴原正和 : 大規模複雑構造物の溶接変形解析に向けた理想化陽解法 FEM の拡張と実大構造物への適用，溶接学会論文集，Vol.37, No.4 (2019), pp.141–151.

6.2) T. Harada, K. Ikushima, M. Shibahara, F. Kimura, and T. Morimoto: Study on Solidification Cracking Under High-speed Narrow Gap Welding with Tandem Torches, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, Vol. 33, No. 2 (2015), pp. 190s–194s.

6.3) 望月正人，岡野成威：固有ひずみ論に基づいた溶接角変形の支配パラメータに関する研究，日本機械学会論文集，第 82 巻，第 835 号 (2016)，p.15–00567.

# 第7章 総括

溶接構造物を合理的に製作するためには，溶接工程で発生する溶接変形を設計段階で把握し，製造段階で適切に制御する必要がある．溶接変形の事前評価および制御のための有用な手法の一つに有限要素法を活用した溶接変形シミュレーションの活用が挙げられる．溶接変形シミュレーションには，詳細な計算が可能な反面，計算負荷の高い熱弾塑性解析と簡易的なモデリングによって短時間で計算可能な固有ひずみ法・熱収縮法が開発されており，これらを設計段階で活用可能なシミュレーション手法として構築することが重要である．

本研究では，製品規模の大型構造物に対する溶接変形の簡易的な予測・評価手法の構築を目的として，溶接プロセスの冷却過程の収縮を模擬して収縮ひずみを構造物に与えて簡易的に溶接変形を計算する熱収縮法に着目した検討を行った．溶接変形の発生メカニズムに関連付けて熱収縮法における入力データの設定値を決定し，ビードオンプレート溶接や多層肉盛溶接などのへの適用を通して設定パラメータの妥当性を示した．適正化したパラメータを用いて製品規模の大型構造物に対して熱収縮法を適用し，製品規模の大型構造物に対する溶接変形の簡易的な予測・評価手法としての熱収縮法の有用性について評価した．以下に，本研究により得られた結論を総括する．

第 1 章および第 2 章では，1970 年代以降に開発された有限要素法を活用した溶接変形シミュレーション技術について，詳細な溶接現象をシミュレートする熱弾塑性解析の高精度化および高速化に関する研究について整理するとともに，構造物に固有ひずみや熱ひずみを与えることによって溶接変形を求める固有ひずみ法や熱収縮法といった簡易手法に関する研究についても整理した．そこから，製品規模の大型構造物に対する溶接変形の予測・評価といった観点から簡易手法が有効であること，また，簡易手法の入力データとなるひずみの設定指針は必ずしも明確になっていないことに注目することにより，本研究の目的および検討項目を明確にした．

第 3 章では，本研究で提案する溶接変形シミュレーション手法である熱収縮法の概要について述べるとともに，解析上必要となる入力データおよび計算の流れについて整理した．また，熱収縮法の入力データの設定方法が確立されていない現段階において，実験計画法と予備実験を併用してその設定値を決めた上で，製品規模の大型構造物の例としてインフラ構造物を対象に熱収縮法を適用し，その有用性と課題について明確にした．その結果，以下の結論が得られた．

(1) 熱収縮法の解析上必要となる入力データは収縮ひずみと収縮領域の 2 つであることを示し，収縮ひずみを決める温度変化と収縮領域を決める最高到達温度のパラメータの設定指針が必ずしも明確になっていないことを示した．
(2) 熱収縮法の利便性の向上・作業工数低減のため，熱伝導解析で得られる最高到達温度から収縮領域を判定し，収縮領域内に収縮ひずみを与えるプログラムを作成した．これにより，作業工数の低減が期待できる．
(3) 熱収縮法のインフラ構造物への適用に向けて，実験計画法による感度解析結果に基づいて入力データである収縮ひずみおよび収縮領域の値を決定した．その値を用いてインフラ構造物に対

する溶接変形解析を実施した結果，実際の変形挙動を精度良く再現できた．

(4) インフラ構造物に対する検討を通じて，溶接変形の予測・評価手法としての熱収縮法の有用性が示唆されたものの，入力データである収縮ひずみおよび収縮領域の汎用的な設定指針が確立されていないことが課題であるといえる．溶接条件に対応した形で固有ひずみの発生特性に基づいて入力データの設定値が求まれば，実用性の観点からも有意義であると考えられる．

第 4 章では，熱収縮法の適用に向けて，その入力データのうち，設定指針が任意となっている温度変化および最高到達温度に関して，その適正値を明確にするためにパラメータスタディを実施した．熱収縮法の結果の比較・検証のため，MAG 溶接実験および熱弾塑性解析も併せて実施した．これらの結果から，角変形の発生メカニズムの観点や両端固定棒による固有ひずみの発生特性に基づいて適正パラメータに関して考察した．その結果，以下の結論が得られた．

(5) 溶接電流と溶接速度を種々に変化させた 5 条件において，MAG 溶接によるビードオンプレート溶接を対象とした熱収縮法のパラメータスタディを実施した結果，入力データの設定値が，収縮ひずみを決める温度変化$\Delta T=1000$，収縮領域を決める最高到達温度 $T_a=500$ の場合に，全ての条件において MAG 溶接実験により得られた角変形を再現可能であることを示した．

(6) 実測の角変形を再現可能な適正パラメータについて，固有ひずみ分布の観点から考察を加えた結果，比較対象とした熱弾塑性解析と熱収縮法の固有ひずみ分布は異なっており，固有ひずみ分布のみでは上述のパラメータで角変形を再現できた理由について説明できない．一方で，角変形の駆動力となるモーメントに着目し，モーメントを構成する要素である収縮量を比較した結果，両手法ともに良い一致を示した．これら 2 つの考察から，熱収縮法では，熱弾塑性解析から求まる固有ひずみ分布を厳密に再現せずとも，角変形の駆動力となるモーメントが再現できれば，結果として得られる角変形を精度良く再現できることを示した．

(7) 熱収縮法の適正パラメータについて，両端固定棒による固有ひずみの発生特性を参考に理論的な検証をした結果，理論的な検証の観点からも，適正パラメータの設定が妥当であることを明らかにした．

第 5 章では，熱収縮法の適用範囲拡大に向けて，第 4 章で確立した適正パラメータを複数パス溶接に応用し，その有用性について評価した．まず，2 パスのビードオンプレート溶接を対象に熱収縮法と熱弾塑性解析を実施し, 2 パス溶接解析後の角変形について基礎的な検討･評価を実施した．その後，より実試験体に近い状態を想定して，6 パスの突合せ溶接試験体を作製し，溶接実験および角変形の計測を実施した. これを対象に熱収縮法を適用した. その結果, 以下の結論が得られた．

(8) 2 パスのビードオンプレート溶接を対象とした検討の結果，2 パス目の溶接パス位置が 1 パス目と近い場合に，熱収縮法における 2 パス目の角変形が熱弾塑性解析結果より小さくなる傾向が見られた．これは，1 パス目の収縮ひずみ付与で生じた収縮領域周囲の引張塑性ひずみが，収縮領域に与えた収縮ひずみによる収縮を拘束する役割を果たしているためであると考えられる．一方で，2 パス目の溶接位置が 1 パス目よりも離れている場合には，2 パス溶接後の角変形を精度良く再現できており，ハーフラップや多層肉盛溶接などの実施工においては，溶接パス位置の影響は問題にならないことも示唆された．

(9) 実施工における複数パス溶接時の熱収縮法の適用性検討のため，突合せ 6 パス溶接継手を製作

し，溶接中の温度履歴および溶接後の角変形を計測した．これを対象とした熱収縮法の解析結果では，6 パス溶接後の角変形は実測と精度良く再現した．また，詳細の評価のため，併せて実施した熱弾塑性との比較により，試験片全体の変位分布に関しても良好に一致していることを確認した．

(10) 突合せ 6 パス溶接継手を対象とした検討で，熱収縮法で得られた構造物全体の変位分布が熱弾塑性解析の分布と良好に一致した他，パスごとの角変形量が実測値・熱弾塑性解析結果と良好に一致した．この結果より，2 パスのビードオンプレート溶接の検討で懸念事項であった溶接パス位置が近い場合における角変形の差異に関しては実施工上では問題ないといえる．以上より，第 4 章で確立した熱収縮法の適正パラメータは，複数パス溶接の溶接変形においても適用可能であることを示した．

(11) 約 10 万節点，約 9 万要素の解析規模で，全 6 パス溶接の突合せ試験体を対象とした熱収縮法の解析時間は熱弾塑性解析と比較して約 1/6 であり，熱収縮法を活用することで計算時間を大幅に短縮可能である．

第 6 章では，第 5 章までの検討によって試験片レベルにおける溶接変形の予測・評価において十分な精度を有していることを確認した熱収縮法を用いて，製品規模の大型構造物においても適用可能であるかについて評価することを目的に，40 パスのすみ肉溶接を有する建設機械構造物を対象に検討を行った．その結果，以下の結論が得られた．

(12) 40 パスのすみ肉溶接を有する建設機械構造物に対して熱収縮法を適用した結果，溶接後の変位分布が熱弾塑性解析の結果と全体的に良く一致した．加えてサイドフレーム左側端部の各パス変位を比較した結果，ほとんどの溶接パスにおいて熱弾塑性解析結果と定量的に良く一致した．

(13) 約 170 万節点，約 130 万要素の解析規模で，全 40 パス溶接の建設機械構造物を対象とした熱収縮法の解析時間は熱弾塑性解析と比較して約 1/10 であり，熱収縮法を活用することで計算時間を大幅に短縮可能である．

以上，本研究により，収縮ひずみを与えて簡易的に溶接変形を計算する熱収縮法の解析手法が確立されたとともに，その手法を用いることによって，製品規模の大型構造物においても実用的な時間かつ十分な精度で溶接変形の予測および評価が可能であることを示した．したがって，設計段階における構造物の溶接変形事前評価ツールとして熱収縮法が有用な手法となることが期待される．

# 付録 A 熱収縮法による溶接残留応力の評価

## A.1 緒言

溶接構造物においては溶接変形以外にも溶接残留応力を評価指標とする場合もある．例えば，原子力発電プラントを始めとする特定の構造物で発生が懸念されている応力腐食割れ(Stress Corrosion Cracking；SCC)は，材料的要因，環境的要因，力学的要因の 3 因子の重畳により発生することが研究により明らかになっており，力学的要因である残留応力を事前評価しておくことは SCC 対策の観点からも重要であるといえる．本研究では，これまで述べてきたように，実構造物の溶接変形評価手法の一つとして簡易手法である熱収縮法が計算時間および計算精度の面から有用であることを示した．製品規模の大型構造物に対する残留応力の評価という観点からは，簡易的な手法である熱収縮法の需要が高まることが想定されることから，溶接変形の予測・評価のために確立した熱収縮法パラメータにおける残留応力の結果をまとめておくことは，熱収縮法の残留応力予測への応用という観点からも有意義であると考えられる．そこで，付録とした本章では，熱弾塑性解析結果との比較を通じて，本論で構築した熱収縮法パラメータを用いて解析した場合に得られる溶接残留応力の評価を実施した．

## A.2 数値解析モデルおよび数値解析条件

数値シミュレーションによる残留応力の検討として，5.2 節で示した試験片および溶接条件，解析の実施要領を用いた．試験片形状および寸法は Fig. A.1 に示す通りである．試験片の材質は SM490A を想定した．検討した溶接条件は 180 A，100 mm/min である(Table 5.1, No. 2)．5.2 節では 2 パス溶接における検討を実施したが，本節における評価は 1 パス溶接後の溶接残留応力を評価した．熱弾塑性解析および熱収縮法におけるその他の解析条件は 5.2 節に記載している通りである．

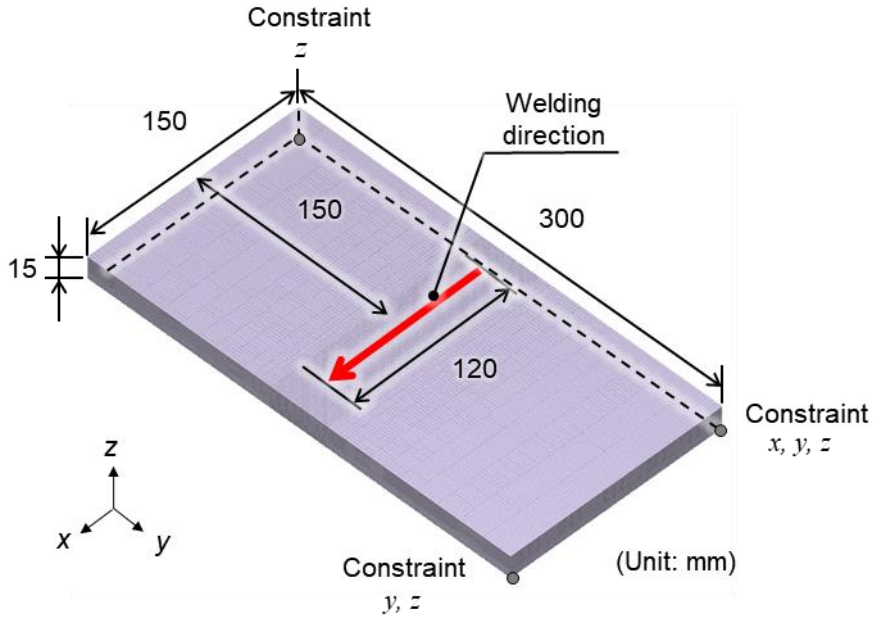


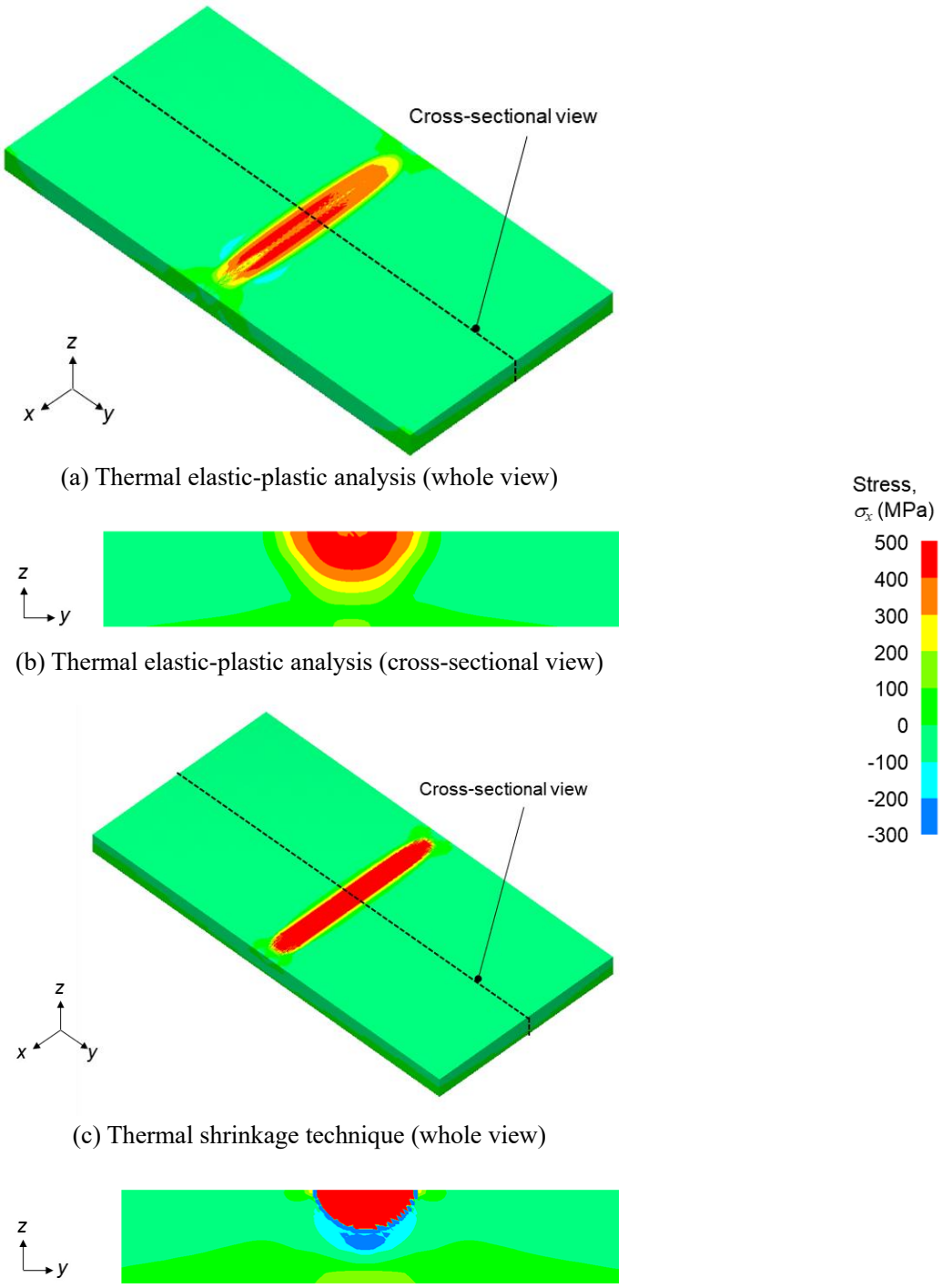

Fig. A.1　Configuration of bead-on-plate welded joint (same as shown in Fig. 5.1).

## A.3 熱収縮法および熱弾塑性解析で得られた溶接残留応力の数値解析結果

熱収縮法および熱弾塑性解析で得られた溶接残留応力の結果として，溶接線方向残留応力のコンター図を Fig. A.2 に示す． Fig. A.2 (a), (b)に示した熱弾塑性解析で得られた残留応力のコンター図より，溶接線を中心として高い引張応力が発生しており，溶接線から離れるにしたがって応力が低下しており，従来知見と同様の傾向が得られた．一方で，Fig. A.2 (c)に示した熱収縮法で得られた残留応力のコンター図より，熱弾塑性解析の結果と同様に，溶接線を中心として高い引張応力の発生と溶接線から離れるにつれて応力低下の傾向が見られる．Fig. A.2 (d)に示した断面図より，幅方向($y$ 方向)の分布感がやや異なるように見受けられる．すなわち，高い引張応力から応力の低下度合いが熱弾塑性解析結果と比較して急峻となっている．また，板厚方向($z$ 方向)では板中央部付近にて–300MPa 程度の圧縮応力が発生しており，熱弾塑性解析結果と明確に異なる．

残留応力分布の傾向を詳細に把握するために，板表面における残留応力分布を Fig. A.3 に，板裏面における残留応力分布を Fig. A.4 に，板内部における残留応力分布を Fig. A.5 にそれぞれ示す．Fig. A.3 に示した板表面における残留応力分布は，両手法とも $w = 0$ mm において高い引張応力が発生しているが，厳密には熱収縮法で得られた応力が大きい．これは，熱収縮法で与える収縮ひずみの値が材料の降伏ひずみよりも充分大きいため，加工硬化が促進されたためと考えられる．本ケースにおける収縮ひずみの大きさは–0.012 ($\alpha$=1.2×10$^{-5}$, $\Delta T$=1000)であるのに対して，降伏ひずみ$\varepsilon_Y$ は $\varepsilon_Y = \sigma_Y / E$=0.002 (Table 5.3 より，$\sigma_Y$ =412, $E$=203000)であるため，付与した収縮ひずみが降伏ひずみよりも充分大きいことが分かる．また，$w$ =±10 mm 程度で引張応力が低下し始めるが，熱収縮法の結果ではその低下度合いが急峻である．熱弾塑性解析(実際の溶接現象)では最高到達温度に応じた塑性ひずみが発生するのに対して，熱収縮法では収縮領域のみにひずみを与える手法であるため，このような差異が発生したと考えられる．

Fig. A.4 に示した板裏面における残留応力分布は，両手法とも $w$ = 0 mm において 200 MPa 程度の引張応力が発生しており，その分布感も概ね一致している．最後に，Fig. A.5 に示した板内部における残留応力分布は，$d$ < 6 では両手法とも 400 MPa 程度の引張応力が発生しており，その値も良く一致した．6 < $d$ < 12 の範囲では，熱弾塑性解析の引張応力が緩やかに低下するのに対して，熱収縮法の引張応力は急劇に低下して圧縮応力に転じた．この要因も上述と同様に収縮領域のみにひずみを与えているため，収縮領域内($d$ < 6)で生じた引張応力のバランスをとるために板内部で圧縮応力が発生したと考えられる．その後，応力値が増加(引張方向)し，$d$ = 12 付近で引張応力が発生している．$d$ > 12 では両手法とも引張応力が発生しており，その値も良く一致した．



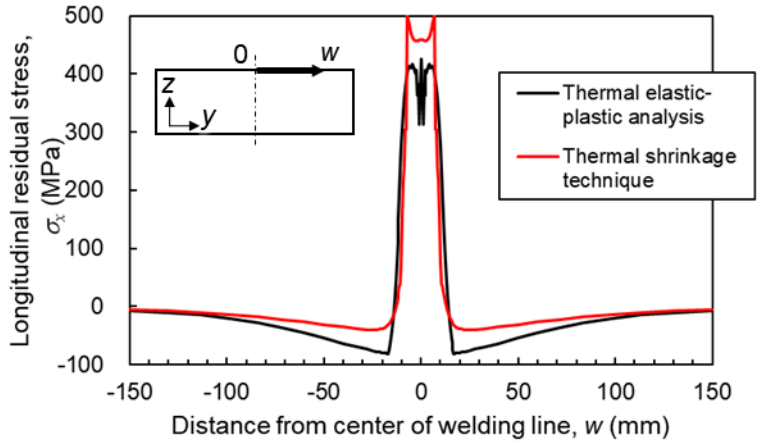

(a) Thermal elastic-plastic analysis (whole view)

(b) Thermal elastic-plastic analysis (cross-sectional view)

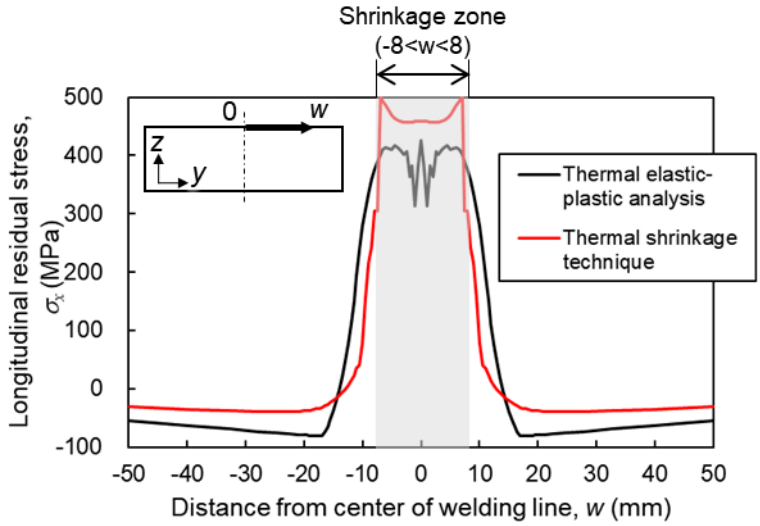
(c) Thermal shrinkage technique (whole view)

(d) Thermal shrinkage technique (cross-sectional view)

Fig. A.2 Comparison of longitudinal residual stress distribution between thermal elastic plastic analysis and thermal shrinkage technique for bead-on-plate welding.

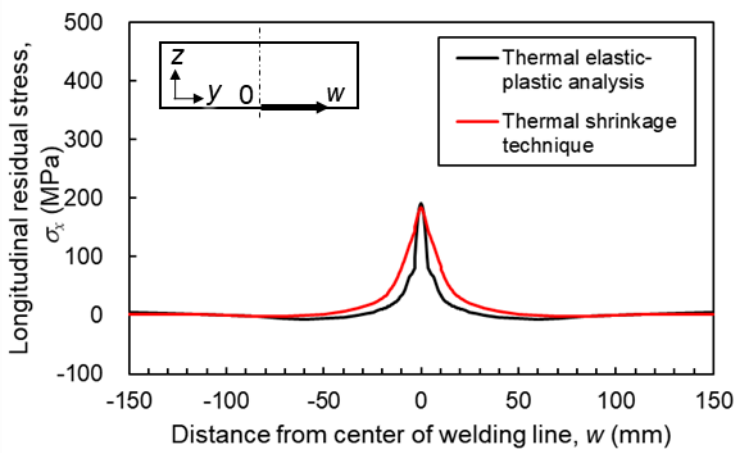



(a) Whole view (–150≦$w$≦150)

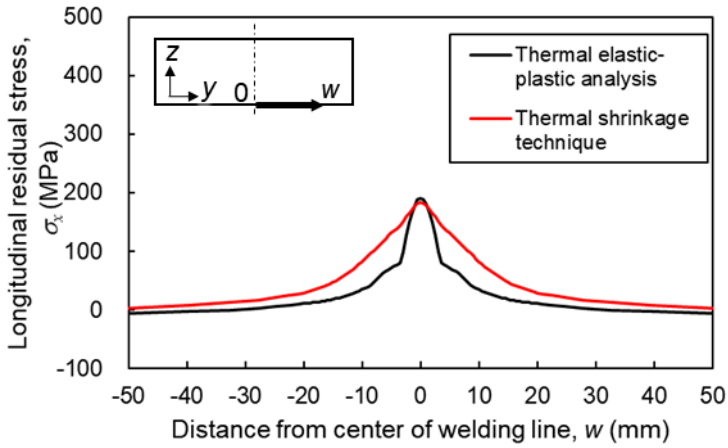



(b) Zoomed view (–50≦$w$≦50)

Fig. A.3 Comparison of residual stress on the plate surface between thermal elastic plastic analysis and thermal shrinkage technique for bead-on-plate welding.




(a) Whole view (–150≦$w$≦150)




(b) Zoomed view (–150≦$w$≦150)

Fig. A.4 Comparison of residual stress on the back surface between thermal elastic plastic analysis and thermal shrinkage technique for bead-on-plate welding.

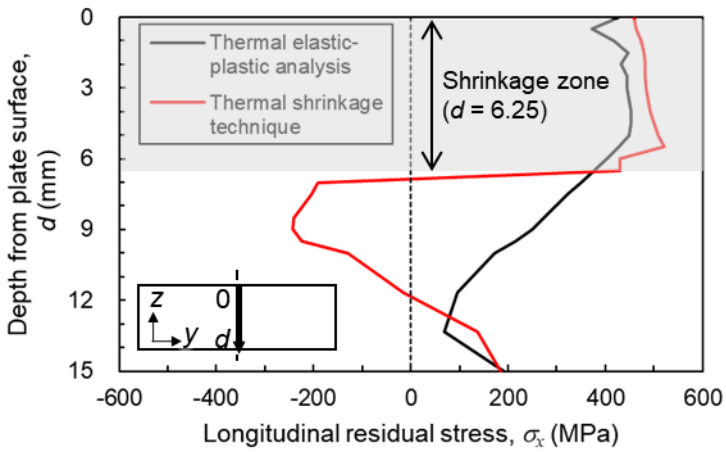
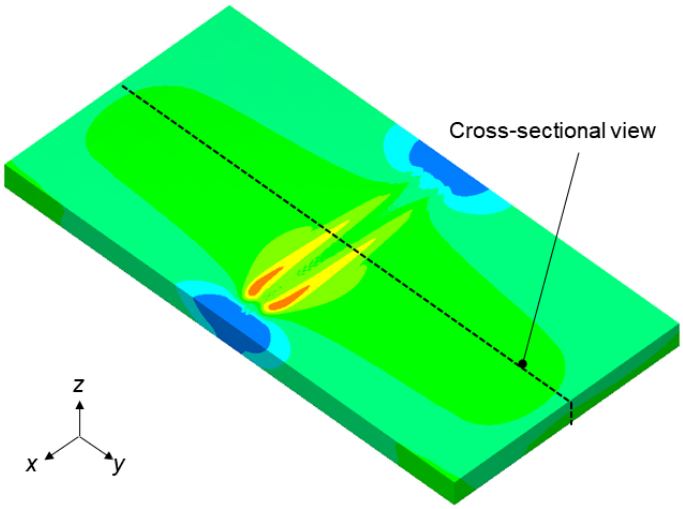



Fig. A.5 Comparison of residual stress inside the plate between thermal elastic plastic analysis and thermal shrinkage technique for bead-on-plate welding.

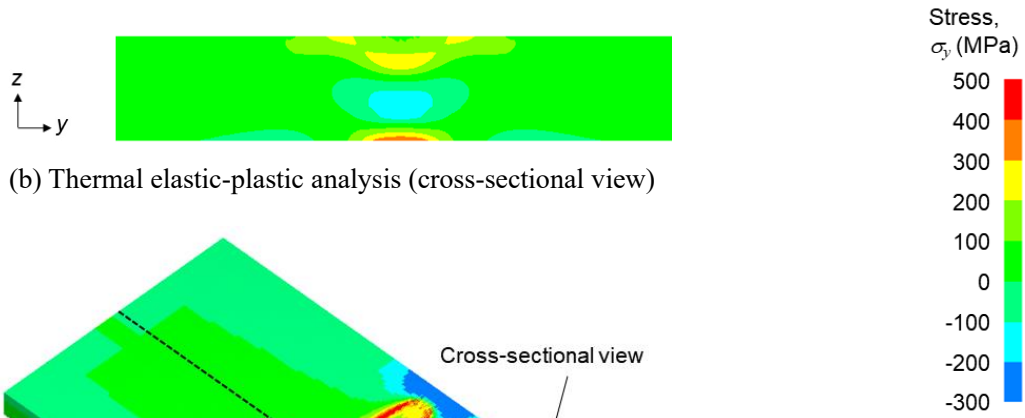
続いて，溶接線直交方向残留応力のコンター図を Fig. A.6 に示す． Fig. A.6 (a)に示した熱弾塑性解析で得られた残留応力のコンター図より，板中央では未溶接部で圧縮の残留応力が発生した．溶接部では，溶接線中心から幅方向($y$ 方向)にやや離れた箇所で 200 MPa ~ 400 MPa 程度の引張応力が発生した．また，Fig. A.6 (b)に示した断面図より，表面直下において 200 MPa 程度の引張応力が発生しており，板中央部では圧縮応力が発生した．また，板裏面では 400 MPa 程度の高い引張応力が発生した．一方で，Fig. A.6 (c)に示した熱収縮法で得られた残留応力のコンター図より，板中央では未溶接部で圧縮の残留応力が発生した．溶接部では，溶接線中心から幅方向($y$ 方向)にやや離れた箇所で 200 MPa ~ 400 MPa 程度の引張応力が発生しているが，熱弾塑性解析よりも応力が高いように見受けられる．また，Fig. A.6 (d)に示した断面図より，引張応力や圧縮応力の大まかな部位と傾向は一致しているものの，熱収縮法で得られた応力のほうが引張応力および圧縮応力の値が大きい．

残留応力分布の傾向を詳細に把握するために，板表面における残留応力分布を Fig. A.7 に，板裏面における残留応力分布を Fig. A.8 に，板内部における残留応力分布を Fig. A.9 にそれぞれ示す．Fig. A.7 に示した板表面における残留応力分布は，全体的な分布は両手法で一致しているが，$w = 10$ mm における応力値が熱弾塑性解析では 200 MPa 程度であるのに対して，熱収縮法では 500 MPa 程度となっており，熱収縮法で得られた応力が大きい．図中に併せて示しているように収縮領域の境界($w$=±8)で高い応力が発生している．収縮領域の外側では，収縮領域内の収縮を拘束する形で引張応力が発生すると考えられる．続いて，Fig. A.8 に示した板裏面における残留応力分布は，両手法とも $w$ = 0 mm 近傍で高い引張応力となり，溶接線から離れるについれて応力が低下する傾向を示した．厳密には，$w = 0$ mm では熱収縮法の方が応力値は大きい．最後に，Fig. A.9 に示した板内部における残留応力分布は，$d < 6$ では両手法とも 400 MPa 程度の引張応力が発生しており，その値も良く一致した．$6 < d < 12$ の範囲では，熱弾塑性解析の引張応力が緩やかに低下するのに対して，熱収縮法の引張応力は急劇に低下した．これは溶接線方向応力と同様の現象と考えられる．$d > 12$ では両手法とも引張応力が発生しており，その値も良く一致した．

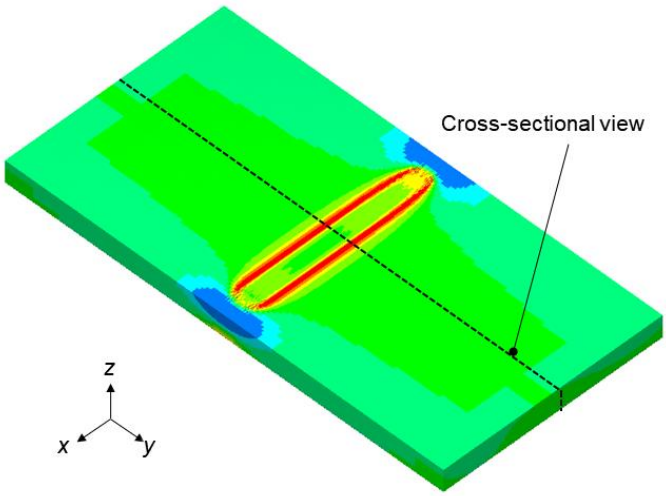
以上より，溶接変形を精度良く再現可能な適正パラメータを用いた熱収縮法による残留応力は，熱弾塑性解析結果と大まかに一致している部分もあったものの，引張応力のピーク値や板内部における応力状態が異なることが分かった．熱収縮法を用いた残留応力の正確な予測という観点からは，本論で構築した適正パラメータとは異なる設定値を確立する必要があるといえる．



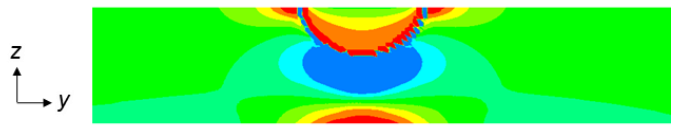

(a) Thermal elastic-plastic analysis (whole view)




(b) Thermal elastic-plastic analysis (cross-sectional view)

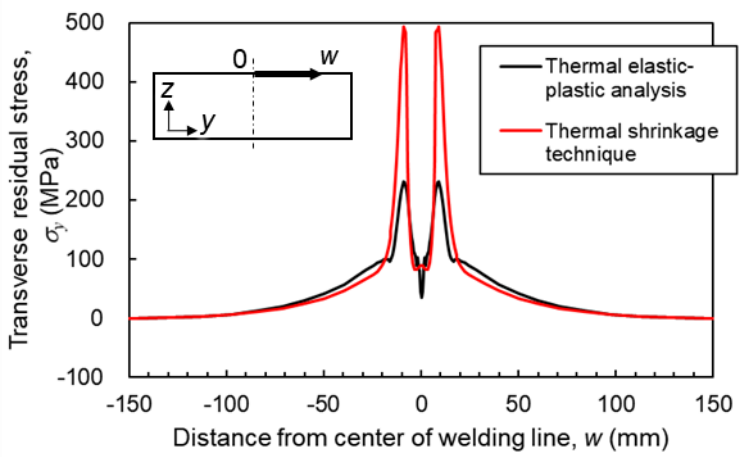



(c) Thermal shrinkage technique (whole view)

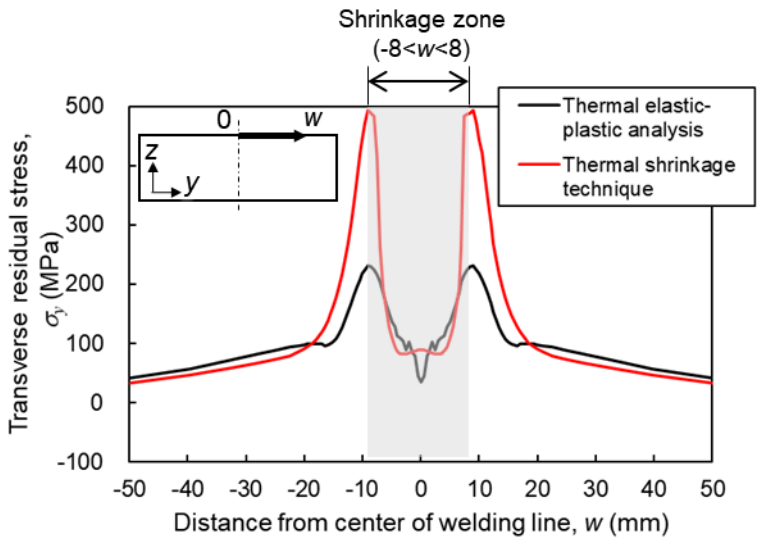



(d) Thermal shrinkage technique (cross-sectional view)

Fig. A.6 Comparison of transverse residual stress distribution between thermal elastic plastic analysis and thermal shrinkage technique for bead-on-plate welding.

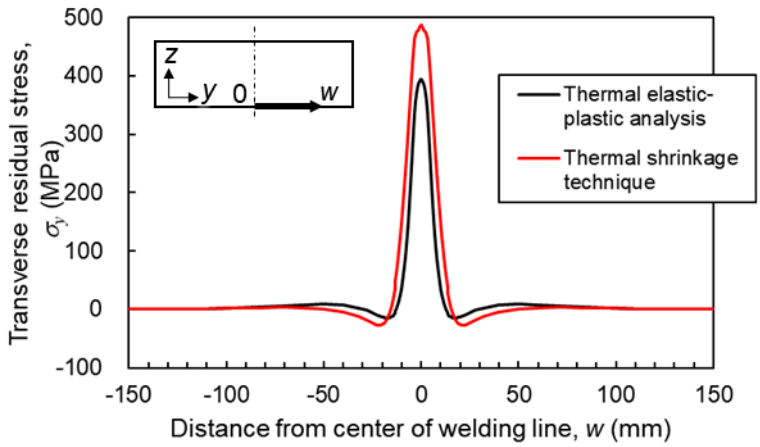



(a) Whole view (–150≦$w$≦150)

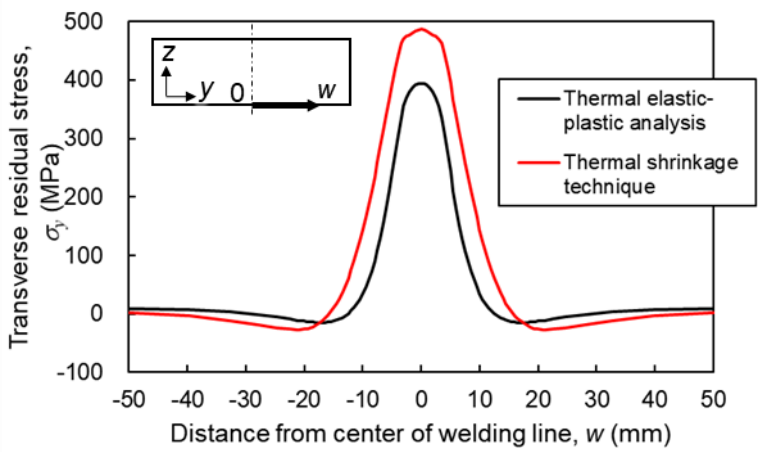



(b) Zoomed view (–150≦$w$≦150)

Fig. A.7 Comparison of residual stress on the plate surface between thermal elastic plastic analysis and thermal shrinkage technique for bead-on-plate welding.




(a) Whole view (–150≦$w$≦150)




(b) Zoomed view (–150≦$w$≦150)

Fig. A.8 Comparison of residual stress on the back surface between thermal elastic plastic analysis and thermal shrinkage technique for bead-on-plate welding.

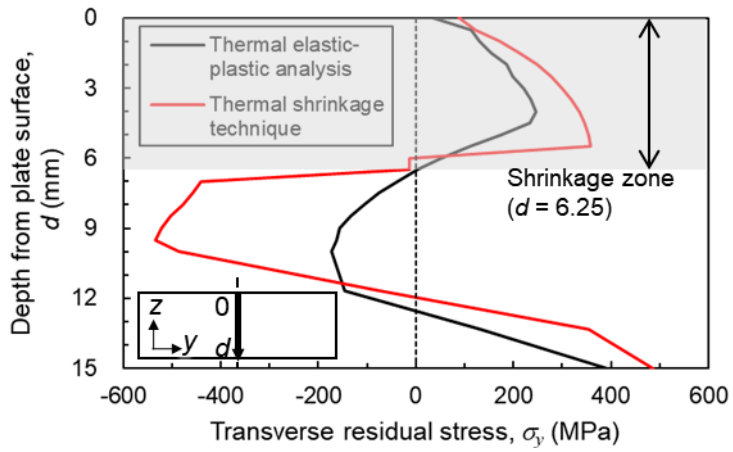



Fig. A.9 Comparison of residual stress inside the plate between thermal elastic plastic analysis and thermal shrinkage technique for bead-on-plate welding.

## A.4 結言

熱収縮法で得られた溶接残留応力を熱弾塑性解析結果と比較し，主に相違点について考察を加えた．熱収縮法を用いた残留応力の正確な予測という観点からは，本論で構築した適正パラメータとは異なる設定値を確立する必要があるといえる．今後，残留応力評価のための熱収縮法パラメータの確立が期待される．

# 本研究に関する業績一覧

## ■学術論文

(1) H. Murakami, S. Okano, M. Kameyama, T. Sera, and M. Mochizuki, “Numerical Model of Multi-pass Repair Process by Temper Bead Welding”, Quarterly Journal of the Japan Welding Society， Vol. 31， No. 4, (2013) pp. 143s−147s.

(2) 村上寛企，寺崎健，宮﨑克雅，前田義尚，岡野成威，望月正人，“円筒構造物のバタリング溶接に対する熱収縮法による溶接変形解析技術の適用”，圧力技術，Vol. 58，No. 2，(2020) pp. 93−100.

(3) H. Murakami, K. Miyazaki, K. Honnami, S. Okano, and M. Mochizuki, “Parameter Optimization of Thermal Shrinkage Technique for Simple Numerical Simulation of Welding Angular Distortion”, ISIJ International, Vol. 61, No. 7, (2021) pp. 2143−2149.

(4) 村上寛企，山本光，宮﨑克雅，岡野成威，望月正人，“熱収縮法による溶接変形解析の建設機械構造物への適用性評価”， 日本機械学会論文集, Vol.88, No.906 (2022) DOI: 10.1299/transjsme.21-00301.

## ■講演発表歴(国内会議)

(1) 村上寛企，岡野成威，望月正人，亀山雅司，瀬良健彦，“テンパービード溶接による肉盛補修プロセスの数値シミュレーション”，溶接学会秋季全国大会，奈良，2012 年 9 月.

(2) 村上寛企，岡野成威，望月正人，亀山雅司，瀬良健彦，“テンパービード溶接におけるビード形状・温度分布の予測シミュレーションモデル”，日本保全学会 第 10 回学術講演会，大阪，2013 年 7 月.

(3) 村上寛企，寺崎健，前田義尚，“熱収縮法による複数パスの溶接変形解析”，溶接学会秋季全国大会，愛媛，2018 年 9 月.

(4) 村上寛企，宮﨑克雅，本並賢治，岡野成威，望月正人，“熱収縮法による溶接変形の簡易シミュレーションに関する固有ひずみ論的考察”，溶接構造シンポジウム，大阪，2019 年 12 月.

(5) 村上寛企，山本光，宮﨑克雅，岡野成威，望月正人，“熱収縮法による溶接変形の簡易シミュレーションの建設機械構造物への適用”，第 237 回溶接構造研究委員会，オンライン，2021 年 7 月.

(6) 村上寛企，山本光，宮﨑克雅，岡野成威，望月正人，“熱収縮法による溶接変形の簡易シミュレーションの建設機械構造物への適用”，日本機械学会 M&M2021 材料力学カンファレンス，2021 年 9 月.

## ■講演発表歴(国際会議)

(1) H. Murakami, S. Okano, M. Kameyama, T. Sera, and M. Mochizuki, “Numerical Model of Multi-pass Repair Process by Temper Bead Welding”, Visual-JW2012, Osaka, November (2012).

(2) H. Murakami, T. Terasaki, K. Miyazaki, Y. Maeda, S. Okano, and M. Mochizuki, “Application of a Simple Simulation Model of Welding Deformation to the Large Welded Structure”, Visual-JW2019, Osaka, November (2019).

■講演論文集(査読無し)

(1) 村上寛企，岡野成威，亀山雅司，瀬良健彦，望月正人，“テンパービード溶接による肉盛補修プロセスの数値シミュレーション”, 溶接学会全国大会講演概要 平成 24 年秋季全国大会, Vol. 91, (2012)，pp. 364–365.

(2) H. Murakami, S. Okano, M. Kameyama, T. Sera, and M. Mochizuki, “Numerical Model of Multi-pass Repair Process by Temper Bead Welding”, Proceedings of the Visual-JW2012, (2012), pp. 266–267.

(3) 村上寛企、岡野成威、亀山雅司、瀬良健彦、望月正人，“テンパービード溶接におけるビード形状・温度分布の予測シミュレーションモデル”，日本保全学会　第 10 回学術講演会 要旨集, (2013), pp. 659–664.

(4) 村上寛企，寺崎健，前田義尚，“熱収縮法による複数パスの溶接変形解析”，溶接学会全国大会講演概要 平成 30 年秋季全国大会，Vol. 103，(2018)，pp. 334–335.

(5) H. Murakami, T. Terasaki, K. Miyazaki, Y. Maeda, S. Okano, and M. Mochizuki, “Application of a Simple Simulation Model of Welding Deformation to the Large Welded Structure”, Proceedings of the Visual-JW2019, (2019), pp. 101–102.

(6) 村上寛企，宮﨑克雅，本並賢治，岡野成威，望月正人，“熱収縮法による溶接変形の簡易シミュレーションに関する固有ひずみ論的考察”，溶接構造シンポジウム 2019 講演論文集，(2019)，pp. 414–419.

(7) 柴原正和，河原充，中谷光良，山﨑洋輔，小田和生，只野智史，中谷裕二郎，高倉大典，深澤大志，功刀厚志，成田忍，柳田信義，村上寛企，小野里尚，野戸大河，大谷直之，上田秀樹，永木勇人，芹澤久，前田新太郎，麻寧緒，村川英一，“溶接力学シミュレーション研究会の設立趣旨とその活動内容”，溶接構造シンポジウム 2019 講演論文集 (2019)，pp.469–472.

(8) 高倉大典，深澤大志，柳田信義，村上寛企，野戸大河，大谷直之，“初パス溶接時における溶接変形に及ぼす諸因子の影響に関する検討”, 溶接構造シンポジウム 2019 講演論文集 (2019), pp.473–479.

(9) 村上寛企，山本光，宮﨑克雅，岡野成威，望月正人，“熱収縮法による溶接変形の簡易シミュレーションの建設機械構造物への適用”，日本機械学会 M&M2021 材料力学カンファレンス 講演概要 (2021)，OS1604.

■受賞歴

(1) 一般社団法人 日本高圧力技術協会 科学技術奨励賞，「円筒構造物のバタリング溶接に対する熱収縮法による溶接変形解析技術の適用」，(2021).

# 謝 辞

本論文に関する研究は，大阪大学 大学院工学研究科 マテリアル生産科学専攻 望月正人 教授の下で行ったものです．望月正人教授には 2019 年からの 3 年間の研究生活においてご指導，ご鞭撻を賜りました．謹んで感謝の意を表します．

大阪大学 大学院工学研究科 マテリアル生産科学専攻 大畑充 教授，大阪大学 接合科学研究所 三上欣希 教授，大阪大学 大学院工学研究科 マテリアル生産科学専攻 岡野成威 准教授には副査をお引き受け頂き，本論文を完成させるにあたり貴重なご意見ならびに有益なご討論を頂きました．また，大阪大学 大学院工学研究科 マテリアル生産科学専攻 岡野成威 准教授には研究の計画から研究方法，さらには研究結果や考察に関して綿密なご指導して頂き，また，本論文を執筆するにあたって貴重なご助言を頂きました．厚く御礼申し上げます．

本研究は，著者が株式会社 日立製作所 インフラシステム社 機械システム事業本部(現在；株式会社 日立インダストリアルプロダクツ)に入社後，研究開発グループ 材料イノベーションセンタ 先端材料プロセス研究部(現在；生産・モノづくりイノベーションセンタ 材料プロセス研究部)，そして日立建機株式会社に出向中に実施した研究開発の一部をまとめたものです．博士後期課程への道を与えて頂いた，機械システム事業本部 前田義尚 課長(現在；株式会社 日立プラントメカニクス 副統括部長)，材料イノベーションセンタ 材料応用研究部 塚本武志 部長(現在；日立 Astemo 株式会社 部長)，材料応用研究部 宮﨑克雅 主管研究員(現在；生産・モノづくりイノベーションセンタ 主管研究長)，先端材料プロセス研究部 根岸伸幸 部長(現在；計測イノベーションセンタ センタ長)には種々のご便宜ならびにご支援を頂き，深く感謝申し上げます．

材料イノベーションセンタ プロセスエンジニアリング研究部 寺崎健 主任研究員(現在；株式会社 日立ハイテク 主任技師)には，本論文に繋がるテーマを与えて頂いた上，研究者としての仕事の進め方ついて懇切丁寧にご指導頂き，解析の基礎から応用まで幅広くご教授頂き，社外発表の機会も与えて頂きました．心からお礼申し上げます．宮﨑克雅主管研究長には，論文投稿や発表の際に踏み込んだ議論やご指導を頂くとともに，常に前向きなコメントで励ましのお言葉を頂き，深甚なる謝意を表します．生産・モノづくりイノベーションセンタ 材料プロセス研究部 岩松史則 ユニットリーダー主任研究員，根布景 主任研究員，八代醍健志 研究員には著者が研究を進める上で多大なるご支援を頂きました．心よりお礼申し上げます．また，日立製作所 全社溶接部会の皆様には溶接プロセスや溶接力学に関する種々のご討論を頂き，深く感謝申し上げます．日立建機株式会社 生産・調達本部 生産技術統括部 先行開発部 山本光 部長，高橋毅 グループリーダ主任技師，藤永晃 技師，峰松伸行 技師には，種々のご討論を頂き，厚くお礼申し上げます．

また，本研究は上記の他にも多数の方にご協力頂いたおかげで遂行できたものであり，ご協力頂いた皆様にこの場を借りてお礼申し上げます．特に，第 3 章 第 3 節の実験では，機械システム事業本部 兵藤大輔 技師にご協力頂いたこと，第 4 章については，大阪大学 大学院工学研究科 マテリアル生産科学専攻 本並賢治氏に研究遂行の上でご協力頂いたこと，第 5 章 第 3 節の実験では，著者が参加していた 一般社団法人 溶接学会 溶接構造研究委員会ワーキンググループ 溶接力学シミュレーション研究会のデータを活用させて頂いたこと，第 6 章 第 2 節の解析では峰松伸行 技師に大きく貢献頂いたことを記し，御礼申し上げます．

最後に，本論文の遂行にあたり，生活面でのサポートをしてくれた家族に感謝申し上げて結びとさせていただきます．