



理想化陽解法FEMを用いた溶接構造物の変形・残留
応力の予測手法の開発に関する研究

メタデータ	言語: jpn 出版者: 公開日: 2014-10-29 キーワード (Ja): キーワード (En): 作成者: 生島, 一樹 メールアドレス: 所属:
URL	https://doi.org/10.24729/00000101

大阪府立大学博士論文

理想化陽解法 FEM を用いた溶接構造物の
変形・残留応力の予測手法の開発に関する研究

2014年2月

生 島 一 樹

目次

第一章 緒論	1
1.1 本研究の背景と目的	1
1.2 既存の研究および現状	2
1.2.1 大規模構造解析に関する研究	3
1.2.2 数値溶接力学に関する研究	5
1.3 本論文の構成	7
第二章 理想化陽解法 FEM	11
2.1 緒言	11
2.2 理想化陽解法 FEM の開発	12
2.2.1 動的陽解法 FEM	12
2.2.2 理想化陽解法 FEM の提案	13
2.2.3 仮想質量マトリックス・仮想減衰マトリックスの決定	15
2.3 理想化陽解法 FEM の性能評価	18
2.3.1 過渡応力の精度検証	20
2.3.2 残留応力・残留変形の精度検証	21
2.3.3 計算時間とメモリ消費量	25
2.4 結言	29

第三章 理想化陽解法 FEM を用いた溶接熱伝導解析	31
3.1 緒言	31
3.2 理想化陽解法 FEM による熱伝導解析	32
3.2.1 非定常熱伝導解析	32
3.2.2 非定常熱伝導解析への理想化陽解法 FEM の導入	32
3.2.3 仮想熱容量マトリックスの導出	35
3.3 理想化陽解法 FEM による熱伝導解析の性能評価	36
3.3.1 解析モデルおよび溶接条件	36
3.3.2 解析精度の検証	38
3.3.3 計算時間およびメモリ消費量に関する比較	41
3.4 結言	43
第四章 GPU 並列化による理想化陽解法 FEM の高速化	45
4.1 緒言	45
4.2 GPU を用いた理想化陽解法 FEM の並列化	46
4.3 GPU 並列化理想化陽解法 FEM の性能評価	48
4.3.1 解析モデルおよび解析条件	48
4.3.2 計算時間とメモリ消費量	50
4.4 GPU 並列化理想化陽解法 FEM による大規模解析	52
4.4.1 解析モデルおよび解析条件	52
4.4.2 解析結果	53
4.5 結言	57
第五章 理想化陽解法 FEM による円筒多層溶接継手に生じる残留応力に関する検討 59	59
5.1 緒言	59
5.2 片側 V 開先円筒多層溶接継手の 3 次元残留応力解析	61
5.2.1 解析モデルおよび解析条件	61
5.2.2 解析結果	63
5.3 X 開先円筒多層溶接継手の 3 次元残留応力解析	66
5.3.1 解析モデルおよび解析条件	66
5.3.2 残留応力分布に及ぼすグルーピングの影響	71
5.3.3 残留応力分布に及ぼす積層方向の影響	75
5.3.4 残留応力分布に及ぼす振り分け積層順の影響	76
5.4 結言	78

第六章 理想化陽解法 FEM によるスポット溶接の解析	79
6.1 緒言	79
6.2 スポット溶接シミュレーションの定式化	80
6.2.1 静電ポテンシャル解析	82
6.2.2 静電ポテンシャル解析への理想化陽解法 FEM の導入	84
6.2.3 接触面のモデル化	85
6.3 単点スポット溶接における開発手法の検証	86
6.3.1 解析モデルおよび条件	86
6.3.2 ナゲットサイズに及ぼす諸因子の影響	88
6.4 多点スポット溶接時の分流に関する検討	89
6.4.1 解析モデルおよび条件	89
6.4.2 解析結果	90
6.5 自動車構造部材のスポット溶接における溶接順序に関する検討	93
6.5.1 解析モデルおよび解析条件	93
6.5.2 溶接順序がナゲットサイズに及ぼす影響	94
6.5.3 溶接順序が溶接変形に及ぼす影響	96
6.6 結言	98
第七章 反復サブストラクチャー法の導入による理想化陽解法 FEM の高速化	101
7.1 緒言	101
7.2 理想化陽解法 FEM に対する反復サブストラクチャー法の導入	102
7.2.1 理想化陽解法 FEM における計算時間に関する検討	102
7.2.2 理想化陽解法 FEM への反復サブストラクチャー法の導入	104
7.3 パイプの周溶接問題への適用による提案手法の性能評価	108
7.3.1 解析精度の検証	108
7.3.2 収束過程における計算時間に関する検討	111
7.3.3 提案手法の性能評価	112
7.4 提案手法による人工バリアオーバーパック蓋部モデルの多層溶接の解析	115
7.4.1 解析モデルおよび条件	115
7.4.2 人工バリアオーバーパック蓋部モデルの大規模多層溶接解析	118
7.5 結言	122
第八章 マルチグリッド法の導入による大規模薄板構造物の溶接変形解析	125
8.1 緒言	125
8.2 薄板構造問題における理想化陽解法 FEM	126

8.2.1	解析モデルおよび条件	126
8.2.2	計算時間に対する板厚の影響	128
8.3	マルチグリッド法を導入した理想化陽解法 FEM	129
8.3.1	マルチグリッド法	129
8.3.2	理想化陽解法 FEM への AMG の導入	132
8.4	提案手法の基礎的性能の検証	136
8.4.1	解析モデルおよび条件	136
8.4.2	解析精度の検証	137
8.4.3	提案手法の性能	141
8.5	大規模薄板構造物の溶接変形解析への適用	142
8.5.1	解析モデルおよび溶接条件	142
8.5.2	解析結果	143
8.6	結言	147
第九章 結論		149
謝辞		157
参考文献		159
本研究に関連した発表論文		171

第一章

緒論

1.1 本研究の背景と目的

現在、日本の科学技術は世界でも最高水準にあり、これを反映して、日本の産業は高い競争力を有している。しかしながら、近年は、諸外国、特にアジア圏をはじめとする新興国の台頭が著しく、このような環境で、今後も我が国が引き続き競争力を維持していくためには、産業の生産性を高め、製品の高度化・高品質化を行うことが必須である。

生産性の向上や製品の高品質化に資する技術として、シミュレーションを高度に活用した研究開発、すなわち CAE(Computer Aided Engineering)が注目されており、現在、産業界において積極的に導入が進められている。設計や生産の現場でシミュレーションを活用することで、試作回数を削減し、設計段階における検討を迅速化することで、設計から製作に至るまでの時間的コストを大幅に短縮することが可能である。シミュレーション技術の中でも特に普及しているのが、有限要素法(Finite Element Method: FEM)を用いた構造解析であり、設計や生産の現場においても汎用の FEM ソフトウェアを用いた解析が盛んにおこなわれている。

一方、溶接はその作業効率の良さ、および、気密性、水密性の観点から、小型の機械製品の製造から船舶や橋梁、また、原子力プラントや環境プラントといった大型の構造物の建造に至るまで幅広く用いられている接合技術であり、種々の製品の製造を支える基盤技術の一つであるといえる。しかしながら、溶接は、その施工に伴い、変形や残留応力が必然的に発生する。これは、溶接が局所に多量の熱量を投与することで、被溶接部材を溶融させ部材同士の接合を行うためであり、溶接部への熱の集中的な投与により溶接近傍部に局所的な熱膨張が発生するものの、周囲の非加熱部からの拘束により自由な変形を生じ得ないため、永久的な変形、すなわち固有ひずみが生じた結果、残留変形が発生する。このように、溶接の施工に伴い発生する残留応力、残留変形は、製品の寸法精度の悪化や割れの発生につながることから、製品の品質低下や製造コストの増大を引き起こし問題となっている。これらの問題を改善し、製品の高品質化や生産性の向上を図るためには、溶接の施工に伴う力学現象の発生機構を理解し、適切な溶接施工条件を設定すること、あるいは製品に対して設計上の工夫を加えることが必須であり、そのためには溶接現象を力学的に解析することが重要であると言える。

現在、溶接変形・残留応力を解析するために一般的に用いられているのは、熱弾塑性理論を基にした非線形 FEM 解析である¹⁻⁵⁾。FEM 熱弾塑性解析では、加熱の開始時から完全冷却時までの時間の進展に伴う溶接現象の変化を逐次解析することで、溶接変形・残留応力を予測する。しかしながら、溶接は材料の局所的な溶融や塑性を伴う非線形性の強い問題であるため、通常の FEM 解析と比べて計算負荷が非常に大きく、溶接継手以上の規模の問題を解析するのは大変困難となっている。そのため、実用的な構造物の溶接変形や残留応力の問題は、設計・生産における重要な課題と認識されているにもかかわらず、熱弾塑性解析を用いた検討はあまり実施されていないのが現状である。

そこで、本研究では溶接変形・残留応力の問題に注目し、製品全体、もしくは部品全体の溶接に伴う変形や残留応力を予測可能な解析手法の開発を目的とする。また、開発手法を種々の溶接変形や残留応力の問題に対して適用することで、開発手法が持つ基本的な性能を明らかにする。

1.2 既存の研究および現状

本研究では、実構造物レベルの大規模溶接変形・残留応力問題を解析可能な解析手法の構築を目的としている。本節では、大規模構造解析と溶接力学問題を対象とする FEM

熱弾塑性解析に関して、それぞれの研究の歴史と現状について述べる。

1.2.1 大規模構造解析に関する研究

構造解析を行うための手法として、現在、最も普及しているのは FEM である。通常、FEM による構造解析においては、動的な影響を考慮せず、構造物の静的な挙動に関する解析を行うことが一般的である。一方、自動車の衝突に代表される短時間の過渡的な現象の解析を行う場合は、動的な効果を考慮した解析が行われている⁶⁻⁹⁾。一般的に、静的な解析を行う場合、荷重と変位の関係は剛性方程式により陰的な形で記述されるため、与えられた荷重に対する変位を計算するためには、解析領域全体にわたる連立方程式を解く必要がある。そのため、解析規模が大きくなるに従い計算時間並びにメモリ消費量が増大する。特に、構造解析においては、連立方程式を解くために Skyline 法¹⁰⁾や Multi-Frontal 法¹¹⁾などの直接法を用いることが多く、この場合、計算時間およびメモリ消費量は解析自由度数の 2~3 乗に比例するため、大規模な問題ほど解析が困難となる。また、連立方程式を解くために、共役勾配法に代表される反復法を用いることで、連立方程式を疎行列の形式で保存することができることからメモリ消費量を削減することが可能ではあるが、構造問題においては解析モデルの形状によって解の収束に要する計算回数が増大することが報告¹²⁾されており、問題によっては線形弾性問題であっても解が得られない場合があることから、解析対象に応じて適切な解法を選択する必要がある。

このように、構造解析においては、大規模な問題ほど連立方程式の求解において膨大な計算資源が要求されるため、解析が難しいといった現状がある。そのため、大規模な解析を実現するために様々な解析手法が研究されている。中でも、解析領域を複数の小領域に分割し、それぞれの小領域を PC クラスタ等の超並列計算機を用いて解く方法(Domain Decomposition Method: DDM)に注目した研究として、BDDM (Balancing Domain Decomposition Method)を用いた研究¹³⁻¹⁷⁾、HDDM (Hierarchical Domain Decomposition Method)などがある¹⁸⁻²²⁾。この手法を用いた研究の成果として代表的なものとして、吉村らによる ADVENTURE²³⁾と呼ばれる大規模解析システムが挙げられる。ADVENTURE システムを用いた解析事例として、1024 の CPU を用いて 1000 万自由度の弾塑性解析を行った例²⁴⁾、地球シミュレータ上で 2048 個の CPU を用いた約 2 億の自由度を持つ原子炉圧力容器の解析例などが報告されている²⁵⁾。しかしながら、これらの解析はいずれも 1000 を超える CPU を用いる大規模な計算設備を使用して実施されており、設計や施工の現場での検討に用いるのは難しいと考えられる。また、中島らは GeoFEM プロジェクトにおいて、地球シミュレータを用いて約 2 億自由度の解析を実施している^{26,27)}。

大規模な連立方程式の求解を高速化する手法として、マルチグリッド法²⁸⁾と呼ばれる手法の研究が進められている。マルチグリッド法では解析を行うに当たり、分割数の異なる解析格子を用意し、反復法を適用することで、それぞれの格子における誤差の高周波成分を減衰させた解を求める。そして、それぞれの格子における解の和をとることで解を求めるといった手法を採る。また、分割数の異なる解析格子を準備する代わりに、係数行列の代数的性質のみからそれに相当する格子を生成する代数マルチグリッド法(AMG: Algebraic Multi Grid)も提案されている²⁹⁻³¹⁾。AMGを用いることで、FEMにおいて問題となる分割数の異なる解析用のメッシュを準備する必要がなくなることから、非構造メッシュを使用するFEMに対しても適用可能であり、FEMに対してAMGを導入した事例が報告されている³²⁻³⁴⁾。

また、ハードウェアの面から数値解析を高速化するための手法として、近年、並列数値計算用プロセッサとして注目されつつある画像処理用プロセッサ(GPU: Graphics Processing Unit)に注目した手法(GPGPU: General Purpose computation on GPU)が存在する。構造解析からは離れるものの、数値流体力学³⁵⁻³⁹⁾や分子動力学⁴⁰⁾などの分野で盛んに導入が進められている。また、構造解析分野においても、動的陽解法FEMに対してGPUを用いた並列化を導入した事例⁴¹⁻⁴³⁾が報告されている。特に、近年はプロセッサの生産方法や消費電力等の問題から単一のプロセッサの性能向上が限界に達してきており、複数のプロセッサによる並列処理の導入が進んできている。GPUはその用途上、超並列プロセッサとなっており、その面からも今後の発展が期待されている手法である。

一方、計算時間を短縮する以外の構造解析を効率化するため方法として、複雑構造物のモデル化を容易にすることが考えられる。このような手法の一つとして、重合メッシュ法⁴⁴⁻⁴⁸⁾が挙げられる。重合メッシュ法は、解析領域全体を表すグローバルメッシュに対して、詳細に解析したい領域に関して微細なメッシュ分割を行ったローカルメッシュを張り付けることで、注目したい領域に関してより詳細な解析を行う。この時、グローバルメッシュとローカルメッシュの要素分割を一致させる必要はない。このような手法を採ることで、効率的な解析対象の効率的なモデル化が可能になることから解析全体の効率化に貢献すると考えられる。重合メッシュ法を用いた解析の例としては、重合メッシュ法をき裂進展解析に適用した事例⁴⁹⁻⁵¹⁾、熱応力及び熱伝導問題に適用した事例⁵²⁻⁵⁴⁾、シェルソリッド混合解析に適用した事例⁵⁵⁾、弾塑性解析に適用した事例^{56,57)}等が挙げられる。しかしながら、重合メッシュ法は解析の高精度化とモデル化の効率化に主眼を置いた解析手法であり、大規模解析に適用された事例は少ない。また、重合メッシュ法は、その定式化上、静的陰解法FEMにおいては、通常の解析手法と比べて計算時間とメモリ消費量が増大するため、

大規模解析に適用する際には何らかの工夫が必要になると考えられる。

以上のように、FEM を用いた大規模な構造物の解析は、実構造物規模の問題を解析した事例が存在するものの、いずれの事例においても PC クラスタやスーパーコンピュータなどの大規模な計算設備を使用しているため、容易に利用できないのが現状である。また、構造物のモデル化に要するコストに注目し、モデル化に関して工夫を施すことで、モデル化から解析までの全体に要する時間を短縮する手法が提案されているが、解析手法が複雑なため利用が難しく、また、計算時間が通常の解析手法と比較し増大するといった問題があるため、現状では大規模な解析での使用は難しい。

1.2.2 数値溶接力学に関する研究

FEM を用いた溶接熱弾塑性解析は、上田ら⁵⁸⁻⁶⁰、藤田ら⁶¹、Hibbitt ら⁶²によって導入された。これにより溶接変形や残留応力を数値的に検討する数値溶接力学(Computational Welding Mechanics)の分野が拓かれることとなった。また、初期の解析は単純なものであったが、既に熱源の移動を考慮した2次元のビードオンプレート溶接問題が解析されていた。続いて、多層溶接問題への拡張がなされ、圧力容器の多層溶接問題に対して適用された⁶⁰。水冷溶接の有効性に関しても FEM を用いた考察がなされ、通常の溶接方法で施工された場合、溶接個所において引張りの残留応力が生じるが、水冷溶接を適用することで圧縮の残留応力が生じることが示された⁶³。また、スリットを有する拘束された板の溶接に対して、2次元の FEM による解析と解析的手法を適用することで、拘束度と残留応力の関係が示された⁶⁴。

以上の研究においては溶接現象を 2 次元の問題としてモデル化し解析しているが、溶接問題は本来3次元の過渡現象であることから数値解析においても3次元解析が導入されることが望ましい。溶接熱弾塑性解析の3次元化は、Goldak ら⁶⁵、Naestrom ら⁶⁶、Brown ら⁶⁷、上田ら⁶⁸によりそれぞれ行われた。三次元化されたことにより、種々の構造物の溶接変形・残留応力の解析が可能となった⁶⁹⁻⁷³。また、三次元解析の実現により、解析に要する計算量が飛躍的に増大した。そのため、3次元溶接熱弾塑性解析の高速化に関しても多くの研究が行われている。溶接熱弾塑性解析の高速化に関する研究としては、Boitout らによる全体のソリッドモデル中に溶接熱現近傍を表現するリファインメッシュというソリッド要素を埋め込み、そのリファインメッシュを動かすアダプティブメッシュ法を開発⁷⁴、Goldak らによる全体構造のメッシュに溶接熱源近傍のメッシュを埋め込むコンポジットメッシュ法⁷⁵、Brown らによる全体構造から溶接部を再区分して、溶接熱源の移動とともに再分割する動的サブストラクチャー法⁷⁶などが挙げられる。また、これら

の方法では構造全体と溶接熱源近傍部を分けて解析するが、村川らは、構造全体を弱非線形の領域と定義し、溶接部近傍の強非線形領域の解析と反復させ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⁷⁷⁻⁸⁰⁾を開発している。

また、現在は、ABAQUS や MARC, ANSYS といった汎用の FEM 解析ソフトウェアの非線形解析機能、及びユーザーサブルーチン機能を用いることで、溶接熱弾塑性 FEM 解析を実施することが可能となっており、こうした汎用 FEM 解析ソフトウェアの機能を利用した研究も多数行われている⁸¹⁻⁸⁵⁾。

以上、溶接問題の熱弾塑性解析に関して、その歴史と現状を概観したが、これを解析規模と計算機の進歩という観点で整理したのが Fig. 1 である。Fig. 1 中の△印は、各年代における代表的な溶接熱弾塑性解析事例の自由度数^{3), 5), 58), 86-94)}を表し、□印は各年代において最も高い演算能力を有したスーパーコンピュータの 1 秒当たりの浮動小数点処理能力 (Floating-point Operations Per Second: FLOPS)⁹⁵⁾を示したものである。スーパーコンピュータは一般の計算機と比べはるかに高い演算能力を持つため、単純に各年代を代表する計算機とは言い難いが、計算機の発展という意味では問題ないと考えたため各年代の計算機の演算能力を代表するものとして取り扱った。Fig. 1.2.1 に示すように、計算機の演算能力と溶接熱弾塑性解析の解析規模は共に指数的に増加していると言える。しかしながら、計算機の演算能力と比較して、溶接熱弾塑性解析の解析規模の増加率は小さくなっている。これ

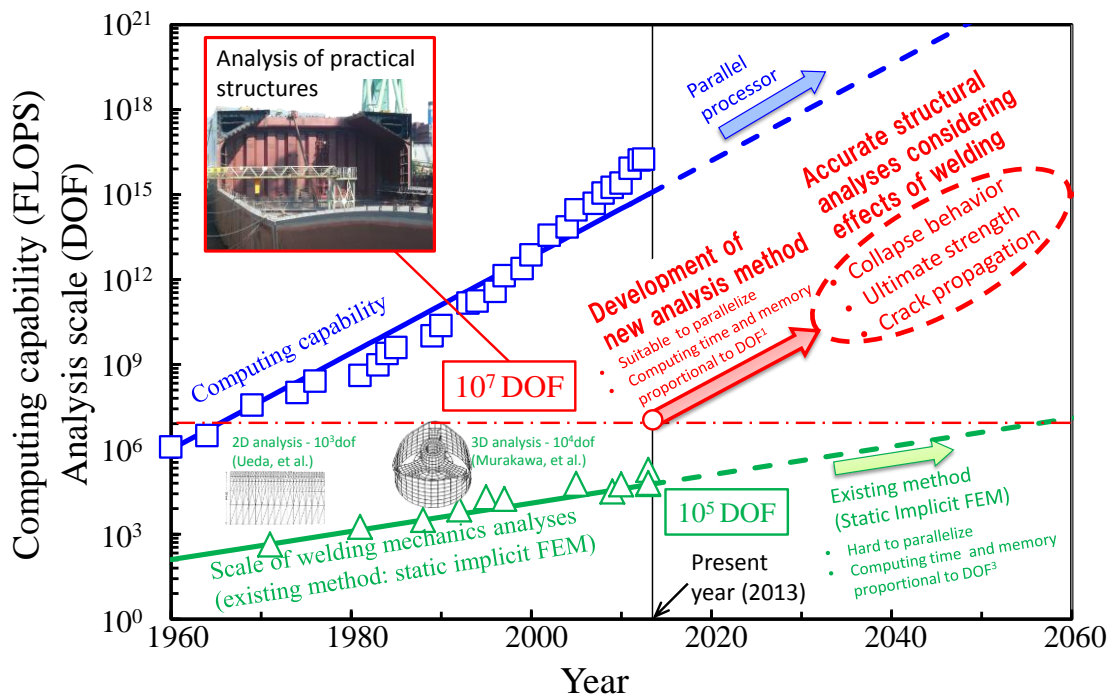


Fig. 1.2.1 Evolution of computing capability and analysis scale of welding thermal elastic plastic FE analysis.

は、溶接熱弾塑性解析が通常の構造解析と同様に静的陰解法 FEM を用いて定式化されることが多く、連立方程式を解く際に要する計算量が解析自由度の 3 乗程度に比例するためであると考えられる。また、溶接が過渡の現象であることも解析規模を制限している理由の一つであると考えられる。溶接熱弾塑性解析においては、比較的単純な問題においても溶接の過渡現象をシミュレートするために数千以上のステップ数が必要となり、解析対象が複雑になるほど必要なステップ数は増大することから、実構造物のように複雑なモデルの解析に要する時間は更に増加する。

このように、既往の溶接熱弾塑性解析の研究においては、計算時間およびメモリの制約から、解析規模が制限されており、製品全体、もしくは部品全体の解析を行った報告は少ないのが現状である。特に、大規模構造物の溶接熱弾塑性解析に関しては、解析手法に工夫を施すことで通常の解析手法に比べて大規模化を図った事例⁷⁴⁻⁸⁰⁾は存在するものの、構造全体を詳細にモデル化し解析を実施した事例は見当たらない。実構造物規模の溶接力学解析を実現するためには 10^7 オーダーの自由度を有するモデルを解く必要があるが、これが実現されると溶接組立の影響を考慮した非常に高精度な構造解析が可能になると考えられることから、その影響は大きいと言える。しかしながら、Fig. 1.2.1 に示すように、これまでと同じ解析規模の増加率を仮定した場合において、大規模な計算設備を使用せずに一般的な計算機を用いて 10^7 オーダーの自由度の解析を達成するのは約 50 年後になると予想される。また、現在、計算機に搭載されている単一の演算装置の処理速度は限界に達しつつあり、今後は演算装置を複数搭載することで演算能力を増加させていくことが予想されることから、解析手法においても並列処理を導入することが望まれる。しかしながら、従来の溶接力学解析手法は静的陰解法 FEM を基にしており、単純に並列処理を導入することで解析規模の増大を図ることは難しい。以上より、今後の計算機の発展に対応するためには、良好な並列性を有し、かつ、計算時間並びにメモリ消費量が解析自由度数に比例する解析手法の開発が望まれる。

1.3 本論文の構成

本研究は、Fig. 1.3.1 に示すように、実構造物の溶接変形・残留応力を現実的な計算時間で解析可能な解析技術の構築を目的にした解析手法の開発を柱とする。そして、開発された手法を、種々の溶接力学問題の解析に対して適用することで、開発された手法の有有用性について検討する。

本論文は全体で9章から構成されており、各章の内容はおよそ次の通りである。

緒論である本章に続き、第2章では、本研究において開発される解析手法の基盤技術となる理想化陽解法 FEM を動的陽解法 FEM を基に開発する。また、理想化陽解法 FEM を基礎的な溶接問題に対して適用し、従来手法の解析結果と比較することで、理想化陽解法 FEM の解析精度についてその妥当性を検証するとともに、理想化陽解法 FEM の計算速度およびメモリ消費量についても議論し、理想化陽解法 FEM の基本的な性能を明らかにする。

第3章では、熱弾塑性解析において必要となる溶接中の温度場を解析するための熱伝導解析に対して理想化陽解法 FEM を導入することで溶接変形・残留応力解析全体の高速化を図る。

第4章では、開発された理想化陽解法 FEM に対して GPU を用いた並列化技術を導入することで基盤解析技術のさらなる高度化を図る。開発手法の検証として、基礎的な T 字継手の両側同時溶接問題に対して開発手法を適用し、その基礎的な性能について議論する

Research topics

Development of analysis method of welding deformation and residual stress

- Idealized explicit FEM (IEFEM) : chapter 2
- Heat conduction analysis by IEFEM : chapter 3
- GPU parallelization of IEFEM : chapter 4
- Static electric potential analysis by IEFEM : chapter 6
- Introduction of ISM and Multi-Grid to IEFEM : chapter 7, 8

Investigation of large-scale and practical welding problems

Residual stress of multi-pass welding (chapter 5)



Shunt current and deformation of spot welding (chapter 6)



Deformation of ship block due to welding (chapter 8)



Objectives

- Establishment of the large scale structural analysis method for welding deformation and residual stress
- Demonstration of the usefulness of the established method by applying to large scale welding mechanics problems

Fig. 1.3.1 Framework of this research.

とともに、理想化陽解法 FEM における並列処理の有効性を示す。また、従来の解析技術では解析が困難であった厚板突合せ継手の移動熱源を考慮した 3次元多層溶接残留応力問題に対して開発手法を適用することで、開発手法の有用性を示す。

第 5 章では、応力腐食割れ(SCC: Stress Corrosion Cracking)において問題となる溶接時の残留応力分布について検討するために、円筒継手の X 開先及び V 開先の多層溶接の残留応力問題に対して GPU を用いた並列化を導入した理想化陽解法 FEM を適用する。解析結果と残留応力の計測結果を比較することで、溶接残留応力解析における開発手法の妥当性、および、大規模解析における有用性について示すとともに、多層溶接の残留応力分布におよぼす諸因子の影響について検討する。

第 6 章では、理想化陽解法 FEM の様々な溶接方法への適用性について検討するため、4 章までに開発した理想化陽解法 FEM による熱弾塑性解析手法、熱伝導解析手法、および、新たに開発する理想化陽解法 FEM を用いた静電ポテンシャル解析を連成させたシミュレーション手法を構築し、単一のスポット溶接箇所を有する基礎的な問題の解析に適用することで、スポット溶接により形成されるナゲットの形状について検討する。また、複数のスポット溶接箇所を有する問題に対して開発手法を適用し、施工の際に問題となる多点スポット溶接時の溶接電流の分流の影響について議論する。

第 7 章では、反復サブストラクチャー法と呼ばれる溶接現象の力学的特徴に注目した高速化手法を導入することで、理想化陽解法 FEM の一層の効率化を試みる。開発手法の解析精度および性能について検討するために、円筒継手の解析に対して開発手法を適用し、従来手法との比較を行う。また、高レベル放射性廃棄物の格納容器の一部として検討されている人工バリアオーバーパック蓋部を模擬した試験体の溶接施工時の残留応力および変形の解析に対して開発手法を適用し、残留応力分布と変形を従来手法による簡易モデルの解析結果および実験計測結果と比較することで大規模解析における開発手法の妥当性を示す。

第 8 章では、理想化陽解法 FEM の薄板構造物の解析への適用性を向上させるためにマルチグリッド法を導入した手法の開発を行う。開発手法を基礎的な薄板構造の溶接変形問題に適用することで開発手法の有用性を示すとともに、船体二重底ブロックの溶接建造工程を模擬した工程の解析に適用することで、大規模複雑薄板構造物の溶接変形解析における開発手法の適用性を示す。

以上の議論により得られた主要な結論を基に、第 9 章では本研究の成果についての総括を行う。

第二章

理想化陽解法 FEM

2.1 緒言

衝撃問題等の非線形性の強い動的な現象の解析に用いられる手法として動的陽解法 FEM⁹⁶⁾がある。動的陽解法 FEM は、非線形構造解析において一般的に用いられる静的陰解法 FEM と比較し、連立方程式を解く必要がないため、大規模な問題においても高速かつ省メモリに解析を実行できるという特徴がある。本章では、動的陽解法 FEM の持つ大規模解析における高速・省メモリ性に注目し、動的陽解法 FEM の溶接問題に対する適用性について議論する。また、動的陽解法 FEM を基に溶接問題に対する解析手法の効率化を図ることにより、大規模構造物の溶接変形・残留応力の解析が可能な手法である理想化陽解法 FEM を開発する。さらに、開発した理想化陽解法 FEM を基礎的な溶接問題の解析に適用し、解析精度や計算時間、メモリ消費量に関して、従来手法である静的陰解法 FEM との比較を行い、理想化陽解法 FEM が持つ基礎的な性質について議論する。

2.2 理想化陽解法 FEM の開発

2.2.1 動的陽解法 FEM

FEM による動的解析手法には大きく分けて、陰解法と陽解法の 2 つがある。これらの違いは時間微分項の離散化の方法によって解くべき平衡方程式の解法が異なる点である。陰解法では一般的に、Newmark の β 法や Wilson の θ 法を用いて基礎方程式を離散化することにより、最終的に導かれる節点変数と同程度の規模の多元連立一次方程式を解く必要がある。一方、陽解法 FEM では連立方程式を解く必要は無く、その基本原理は次の通りである。

まず、節点変位ベクトル $\{u\}$ を用いて、中心差分により節点速度ベクトル $\{\dot{u}\}$ および節点加速度ベクトル $\{\ddot{u}\}$ を離散化する。

$$\{\ddot{u}\}_t = (\{u\}_{t+\Delta t} - 2\{u\}_t + \{u\}_{t-\Delta t})/\Delta t^2 \quad (2-2-1)$$

$$\{\dot{u}\}_t = (\{u\}_{t+\Delta t} - \{u\}_{t-\Delta t})/(2\Delta t) \quad (2-2-2)$$

ここで、 t は時刻、 Δt は時間増分を示し、 $\{u\}_{t-\Delta t}$ 、 $\{u\}_t$ 、 $\{u\}_{t+\Delta t}$ はそれぞれ時刻 $t-\Delta t$ 、 t 、 $t+\Delta t$ における変位を示す。

式(2-2-1)、式(2-2-2)を次式(2-2-3)に示す平衡方程式に代入し、式(2-2-4)を得る。

$$[M]\{\ddot{u}\}_t + [C]\{\dot{u}\}_t + [K]\{u\}_t = \{F\}_t \quad (2-2-3)$$

$$\left(\frac{1}{\Delta t^2} [M] + \frac{1}{2\Delta t} [C] \right) \{u\}_{t+\Delta t} = \quad (2-2-4)$$

$$\{F\}_t - \left([K] - \frac{2}{\Delta t^2} [M] \right) \{u\}_t - \left(\frac{1}{\Delta t^2} [M] - \frac{1}{2\Delta t} [C] \right) \{u\}_{t-\Delta t}$$

ここで、質量マトリックス $[M]$ と減衰マトリックス $[C]$ が節点集中型、すなわち、対角成分のみ非零であると仮定すると、式(2-2-4)のマトリックス演算は、もはや連立方程式ではなくなり、過去の時間ステップにおける変位量 $\{u\}_{t-\Delta t}$ および $\{u\}_t$ を代入することで、変位ベクトル $\{u\}_{t+\Delta t}$ を求めることができる。このことにより、計算規模が大きくなればなるほど陰解法と比べて計算時間が小さくなり、また、全体剛性マトリックスを記憶する必要もなくなるので、使用メモリも大幅に小さくなるといえる。

2.2.2 理想化陽解法 FEM の提案

前節における説明の通り、動的陽解法 FEM では節点変数毎に定められる式(2-2-4)を計算することで時間ステップを進める。しかし、溶接変形問題のように、現象の持続時間が長い問題に対し、動的陽解法 FEM を適用する場合には、クーラン条件と呼ばれる解析における時間増分値の制限により、計算時間が非常に長くなるという問題が生じる⁹⁷⁾。これは、1ステップの解析において、(応力波の伝播速度)×(解析における時間増分)が最小有限要素サイズを超えないように時間増分を決定する必要があるためであり、本研究では、この点を克服することで、動的陽解法 FEM を現実的な計算時間で溶接問題に適用する方法を提案する。

既往の溶接力学解析⁹⁸⁻¹⁰⁰⁾では、慣性力や減衰力の影響は小さいと考え、静的陰解法 FEM を用いて問題を解く方法がほとんどである。すなわち、式(2-2-3)における第1項(慣性項)と第2項(減衰項)の影響は無視できる程度に小さい準静的な現象であるとし、増分型で記述された全体剛性方程式 $[K]\{\Delta U\} = \{\Delta F\}$ を解くものである。

本研究で提案する手法においても、通常の静的解析と同様に、熱伝導解析により得られた温度増分により発生する荷重を外力として用いる。そして、Fig. 2.2.1 に示すように、この温度増分による荷重を式(4)に与え、次節で示す収束性を高めるために調整を行った仮想的な質量マトリックスおよび減衰マトリックスを用いて同式を解くことで各時間ステップにおける変位を求め、各荷重ステップにおいて変位が収束するまで式(2-2-4)の計算を繰り返す。このとき、各時間ステップにおいては、静的陰解法 FEM における反復計算と同様に、変位や応力、塑性ひずみ等の物理量の更新は行わず、慣性項と減衰項の影響が無視できる程度に小さくなり、かつ、解析対象が静的平衡状態を満たす場合にのみ解が収束したものとみなし、変位や応力、塑性ひずみ等の物理量の更新を行う。このような手法をとることで、慣性項と減衰項を付加したことによる動的効果を抑えることができ、静的陰解法 FEM と同等の解を得ることが可能になると考えられる。本研究においては、この収束条件に関して、慣性力ベクトル、減衰力ベクトルのノルムと拘束節点反力ベクトルのノルムの比により動的効果の評価を行い、残差力ベクトルのノルムと拘束節点反力のノルムの比により静的平衡状態の評価を行うものとした。

また、Fig. 2.2.2 は動的陽解法 FEM と開発手法の溶接問題における時間増分と温度増分の概念を示している。同図(a)に示すように、動的陽解法 FEM を用いて、加熱開始時から完全冷却時までを解く場合、後述するクーラン条件によって時間増分は小さい値に制限されるため、溶接線近傍のもっとも小さい要素の寸法が 1mm であると仮定すると、一般的な軟鋼材の場合で、ヤング率 E が 210 (GPa)程度であるから、臨界時間増分 $\Delta t_{dynamic}$ が 1.9×10^{-7} (s)

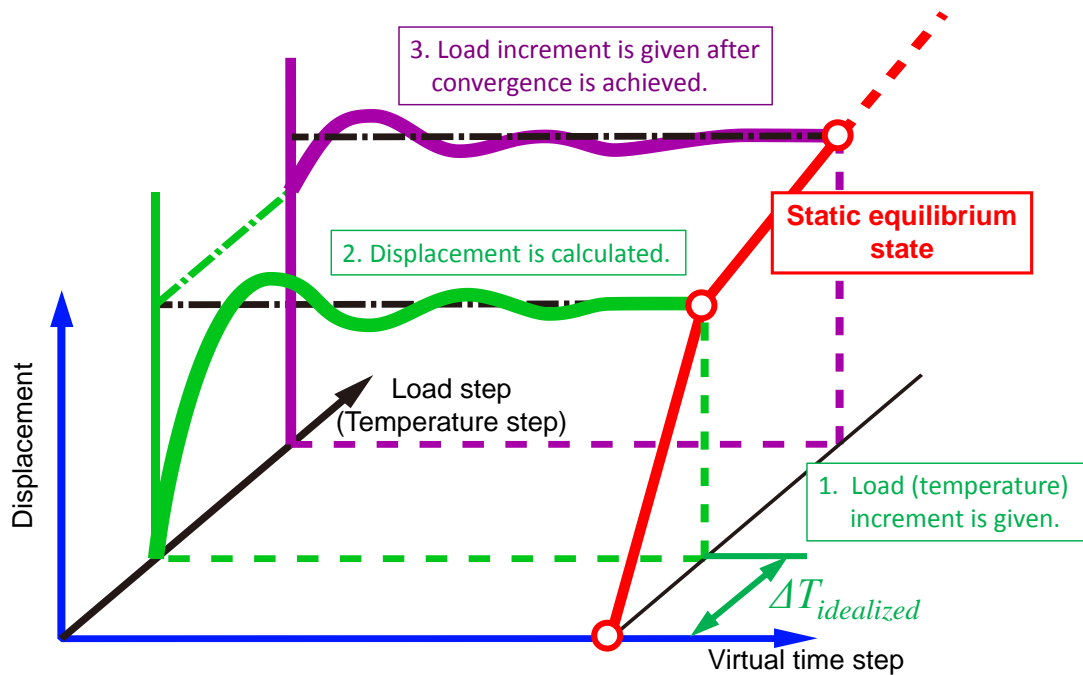


Fig. 2.2.1 Schematic illustration of the developed method.

程度となり，一般的に溶接現象における加熱開始時から完全冷却時までの経過時間を 1 時間程度であると仮定すると，質量スケーリングなどの解析上の技法を用いない限り，約 1.9×10^{10} もの膨大な時間ステップが必要となる．また，一般的な動的陽解法 FEM では，収束計算を行わないので，精度面での問題もある．一方，Fig. 2.2.2 (b)に示すように，提案手法では，静的陰解法 FEM と同様に，熱伝導解析により得られた温度増分 ΔT_{static} を用いて解析を行い，1 荷重ステップにおいて，およそ 10^2 程度の時間ステップで静的平衡状態へと収束させる．一般に，静的陰解法 FEM における溶接 1 パスあたりの解析に必要な荷重ステップ数は，現状では 10^3 程度であると考えられるので，解析全体に要する時間ステップ数はこれらの積より，多く見積もった場合でも 10^5 回程度であることがわかり，動的陽解法 FEM と比較して，十分に高速であるといえる．なお，提案手法においては，熱伝導解析により得られた温度増分ベクトルの絶対値の最大値が ΔT_{static} を超える場合には，その最大値が ΔT_{static} 以下となるよう節点の温度増分ベクトルの再分割を行い，冷却過程においては，最大温度増分の絶対値がほぼ一定となるよう時間増分を制御する．この方法により，荷重負荷速度を小さく抑えることができる．また，提案手法は大規模な連立方程式を構築・求解する必要がないため，提案手法と静的陰解法 FEM を比較すると，自由度数が数万を超えるような大規模な解析になるほど，計算時間，メモリ消費量に対する提案手法の効果が大きくなると考えられる．

本研究では以上に示す一連の解析手法を理想化陽解法 FEM と定義する．理想化陽解法 FEM は，溶接問題，特に数万以上の自由度を有する大規模溶接構造物の過渡変形・応力問

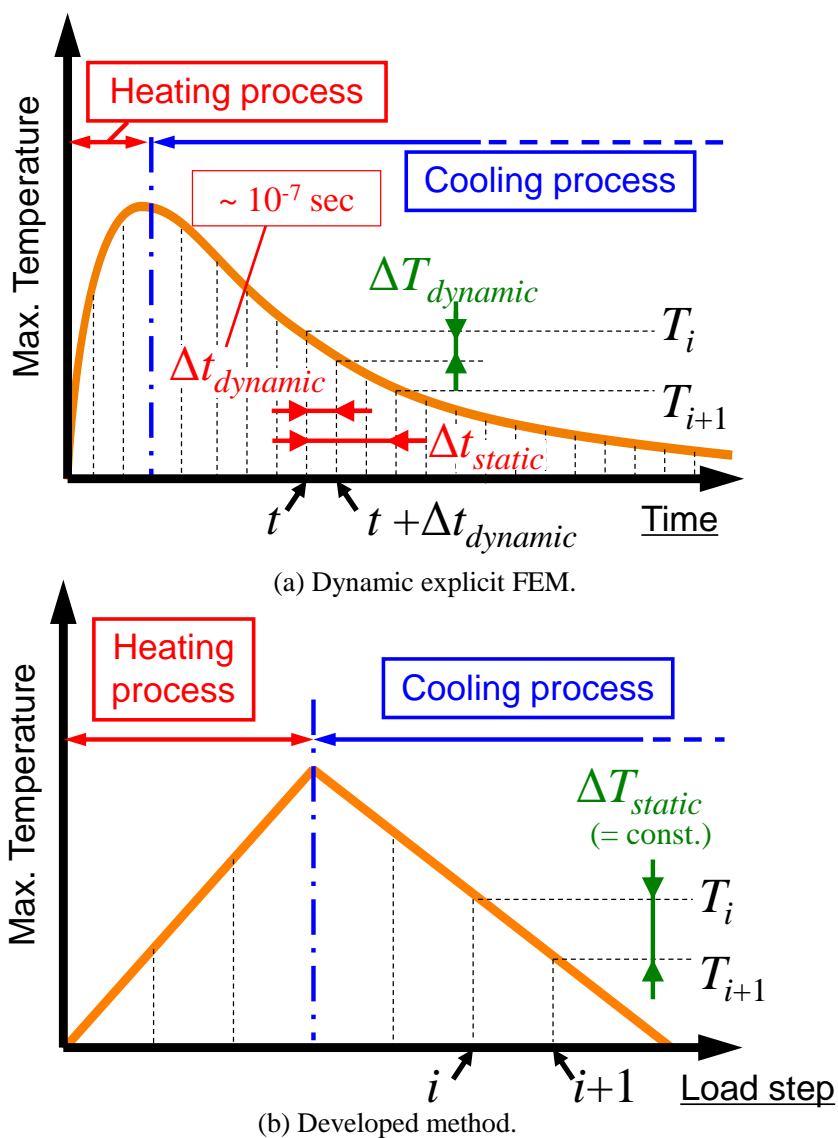


Fig. 2.2.2 Schematic illustration of time increment and temperature increment.

題に対して，従来の静的陰解法 FEM と同等の解析精度を実現し，計算時間の短縮，並びに省メモリ化を実現できるものと考えられる。

2.2.3 仮想質量マトリックス・仮想減衰マトリックスの決定

前節で提案した理想化陽解法 FEM では，各温度増分ステップにおいて静的平衡状態に達するまで繰り返して計算を行う。その際に必要な計算ステップ数をできるだけ少なくするために質量マトリックス $[M]$ および減衰マトリックス $[C]$ の調整を行う。本項では，その導出について説明する。

まず、通常の動的陽解法における質量マトリックスについて考える。通常の動的陽解法 FEM では、次式に示すクーラン条件により、1 ステップ当りの限界時間増分 Δt_{cr} が制約を受ける。

$$v = \sqrt{E/\rho}, \quad \Delta l_{\min}/v > \Delta t_{cr} \quad (2-2-5)$$

ただし、 v は応力波の伝播速度、 ρ は密度、 Δl_{\min} は要素における一辺の最小サイズである。式(2-2-5)では限界時間増分 Δt_{cr} が要素の応力波伝播速度 v と要素における一辺の最小サイズ Δl_{\min} の関係により制限されるため、通常、限界時間増分 Δt_{cr} は要素サイズに依存する。特に、溶接力学解析においては溶接線近傍の非線形現象を詳細に解析する必要があることから、溶接線近傍を非常に密な要素分割を配置するのが一般的である。そのため、前項で述べたとおり、溶接線近傍の要素サイズが小さくなるため、限界時間増分 Δt_{cr} が小さくなり、計算ステップ数が膨大となる。そこで、本節では、この問題に対処するため、比較的少ない計算ステップ数で変位を収束させることを可能とする質量マトリックスおよび減衰マトリックスの決定方法を提案する。

上述の通り、クーラン条件より、1 ステップの限界時間増分 Δt_{cr} は要素における一辺の最小サイズ Δl_{\min} および、ヤング率 E 、密度 ρ より式(2-2-5)の制限を受ける。ここで、式(2-2-5)は時間増分の制限値が $\Delta l_{\min}/v$ より大きくなければならないことを意味しているので、次式により時間増分 Δt_{cr} と要素における一辺の最小サイズ Δl_{\min} および応力波伝播速度 v の関係を与える。

$$\Delta l_{\min}/v = a \Delta t_{cr} \quad (2-2-6)$$

ただし、 a は応力波が要素を通過する間に必要な計算回数を意味し、 $a > 1$ とすることで、要素内の応力の伝播を安定に評価することができる。ここで、式(2-2-5)を用いて、式(2-2-6)を次式のように整理する。

$$a^2 \Delta t_{cr}^2 = \rho \Delta l_{\min}^2 / E \quad (2-2-7)$$

ここで、溶接の熱弾塑性解析においては、通常、準静的状態を仮定するため、密度は物理的な意味を持たない。そこで、クーラン条件を満たす式(2-2-7)において、 $\Delta t_{cr} = 1.0$ と仮定することで、全要素において限界時間増分が 1.0 となる仮想的な密度を次式より求める。

$$\rho = a^2 \frac{E}{\Delta l_{\min}^2} \quad (2-2-8)$$

式(2-2-8)より, 仮想的な密度 ρ はヤング率と要素における一辺の最小サイズを用いて表すことができる. ここで, 式(2-2-8)を3次元方向に拡張し, 要素における自由度毎の仮想的な密度を $\rho_i(i: x, y, z)$ と定義することで, 3次元空間の各方向に伝播する応力波成分に対応する, 要素の各自由度方向毎の最適な密度成分を次式のように求めることができる.

$$\rho_i = a^2 \frac{E}{\Delta l_{\min_i}^2} \quad (2-2-9)$$

ここで, $\Delta l_{\min_i}(i: x, y, z)$ は要素の各自由度方向の最小サイズである. 続いて, 式(2-2-9)により求めた要素の各自由度方向毎に定められた仮想的な密度を用い, 次式(2-2-10)に示す積分を実行することにより質量マトリックスを求める.

$$[M] = \int_{V_e} \{\rho_i\} dV \quad (2-2-10)$$

ただし, 式(2-2-10)の積分は, 行成分を対角項に集中させ, 節点集中型のマトリックスとする.

以上のように, クーラン条件を基に, 質量マトリックスを導出するが, この手法は, 要素ごとの質量に対して, ある種のスケールリングを施しているのと同等であると考えられる. したがって, a の値によっては, 静的平衡状態へ収束するまでの間の慣性項の影響が大きくなり, 一時的に大きく塑性が進展する場合があると考えられる. 特に, 温度増分 ΔT_{static} が大きい場合には, 荷重の負荷速度が大きくなるため慣性項による影響が無視できないと考えられる. そのため, 提案手法では, 全ての荷重ステップにおいて, 荷重の負荷速度の最大値を一定値以下にすることで, 時間ステップ内で生じる慣性力が小さくなるようにした. この方法により, 慣性力の影響に伴う新たな塑性の発生を小さく抑えることができると考えられる.

減衰マトリックス $[C]$ は, 静的解への収束の速さを重視し, 1次元振動理論を基に決定する. すなわち, 1次元振動理論において, 質量を m , 減衰係数を c , バネ定数を k とするとき, $c > 2\sqrt{mk}$ で過減衰, $c = 2\sqrt{mk}$ で臨界減衰, $c < 2\sqrt{mk}$ で減衰振動であり, 臨界減衰

において最も速く安定的に変位が静的解に収束することから、これを基に、減衰マトリックスの対角成分を次式のように決定する。

$$c_{ii} = 2\sqrt{m_{ii}k_{ii}} \quad (2-2-11)$$

ここで、 c_{ii} 、 m_{ii} 、 k_{ii} はそれぞれ減衰マトリックス、質量マトリックス、要素剛性マトリックスの対角成分であり、減衰マトリックス $[C]$ も、質量マトリックスと同様に対角マトリックスであると定義する。要素剛性マトリックスは静的陰解法 FEM と同様、熱弾塑性理論⁵⁸⁾に基づき式(2-2-12)より計算される。

$$[K] = \int [B]^T [D] [B] dV \quad (2-2-12)$$

ここで、 $[B]$ は変位-ひずみ関係、 $[D]$ は応力-ひずみ関係を規定するマトリックスであり、 $[K]$ マトリックスは、ステップ毎に、ヤング率、降伏応力の温度による変化を考慮した形で表されるため、それを基に作成される $[M]$ マトリックス、 $[C]$ マトリックスに関しても、温度により変化するものとして定義される。なお、 $[C]$ マトリックスは、1次元振動理論をもとに求めるため、3次元熱弾塑性解析に適用する場合、静的平衡状態への収束する過程において過減衰もしくは減衰振動となり、収束に要する時間ステップが増大することが予想される。そのような場合は、式(2-2-11)に対して解析対象に応じてスケーリングを施す。

以上の方法により、クーラン条件を基に、要素サイズや材料定数の温度依存性をも考慮に入れた質量マトリックス、減衰マトリックスを導出することで、収束に要する時間ステップを削減することが可能になると考えられる。

2.3 理想化陽解法 FEM の性能評価

本節では、前節で提案された手法の解析精度およびその他の特性について検討するために、基礎的なビードオンプレート溶接問題への適用を行った。

解析に使用した基本モデルの要素分割図を Fig. 2.3.1 に示す。問題の対称性を利用し、板幅方向に対して半分のみを解析対象とした。要素分割は、溶接線方向(x 方向)に40分割、板

幅方向(y方向)に30分割,板厚方向(z方向)に10分割であり,板幅方向にのみ溶接線近傍部を細かくした不等分割を採用した.要素数は12,000,節点数は13,981である.解析に用いた入熱量は, $Q = 180 \text{ J/mm}$ とし,溶接速度を 6.0 mm/s とした.解析対象材料は軟鋼材であり,材料定数の温度依存性はFig. 2.3.2に示す通りとした.また,残差力ベクトルのL2ノルムと反力ベクトルのL2ノルムの比が 10^{-3} 以下となった場合に,解が静的平衡状態に収束したものとして,次の荷重ステップの解析に移るものとした.

以上の条件を用いて,理想化陽解法 FEM の精度検証として,過渡応力,残留応力,および残留変形について検討する.

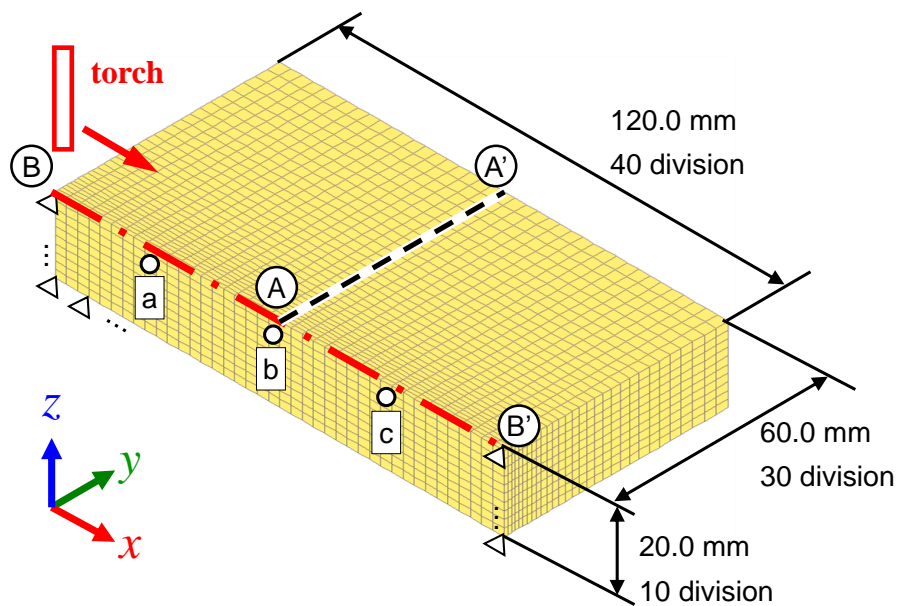


Fig. 2.3.1 Analysis model of bead on plate welding.

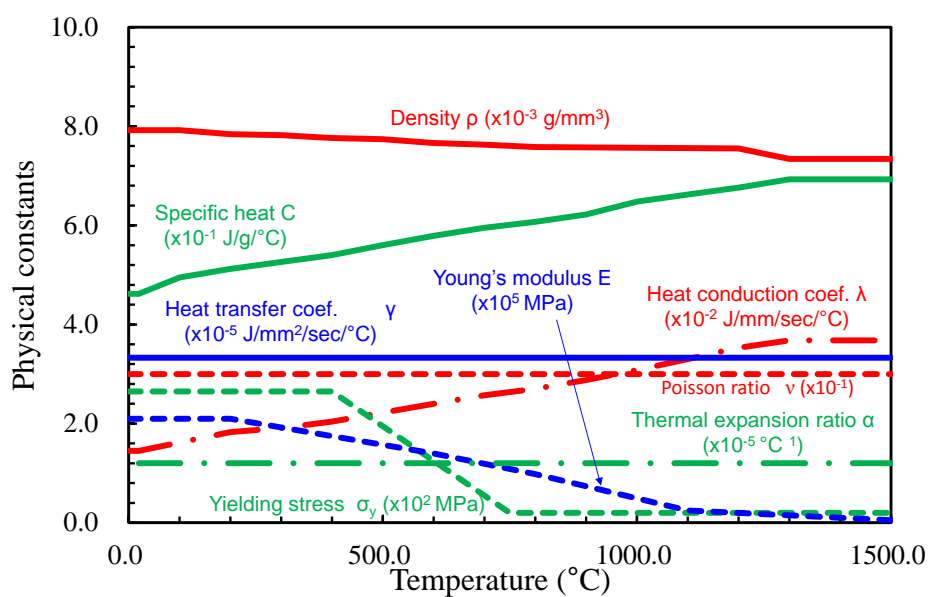


Fig. 2.3.2 Temperature dependent material properties of mild steel.

2.3.1 過渡応力の精度検証

Fig. 2.3.1 中 a, b, c における応力成分 σ_x の時間履歴を Fig. 2.3.3 に示す. 図中◇, △, □ はそれぞれ Fig. 2.3.1 中 a, b, c 点における提案手法を用いた解析結果を示し, 図中◆, ▲, ■ は静的陰解法 FEM における解析結果を示す. 同図より a, b, c 各点ともに, 溶接トーチ通過直前に圧縮応力が発生し, その後, 溶融に伴い応力がほぼゼロとなり, 最終的には引張りの残留応力が発生していることがわかる. また, 提案手法による解析解と静的陰解法 FEM による解が良好に一致していることも確認できる.

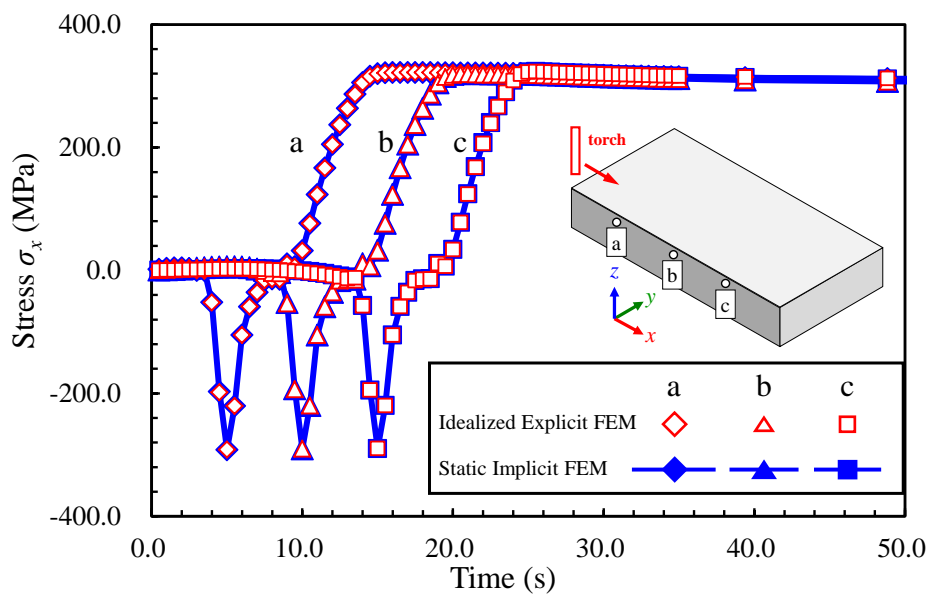


Fig. 2.3.3 Time history of stress σ_x .

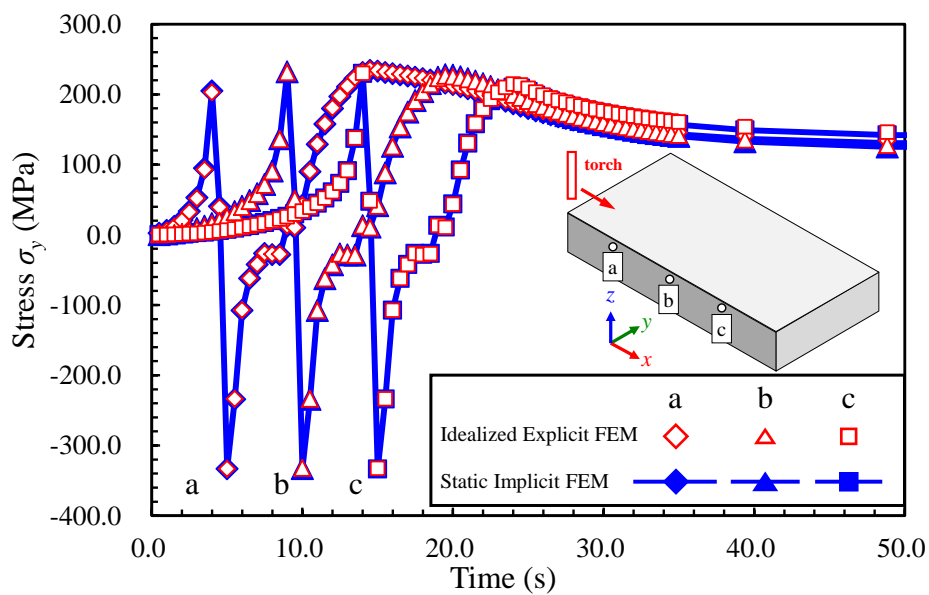


Fig. 2.3.4 Time history of stress σ_y .

次に、Fig. 2.3.3 と同様にして、応力成分 σ_y について比較した図が Fig. 2.3.4 である。同図からも、過渡応力の時間履歴において提案手法と静的陰解法 FEM による解析結果が良好に一致していることが確認できる。

2.3.2 残留応力・残留変形の精度検証

Fig. 2.3.5(a), (b)に、それぞれ、理想化陽解法 FEM と静的陰解法 FEM の残留応力の x 方向成分 σ_x の分布を示す。同図より、 σ_x は溶接線上で大きな引張りの残留応力が発生していることが確認できる。同様に、 y 方向の残留応力 σ_y の分布を Fig. 2.3.6 に示す。同図より、 σ_y に関しては、溶接線上表面部付近に注目すると、始末端部付近で大きな圧縮応力が発生しており、中央部で引張り応力が発生するという、ビードオンプレート溶接特有の応力分布が得られている。また、理想化陽解法 FEM による解析結果と静的陰解法 FEM による解

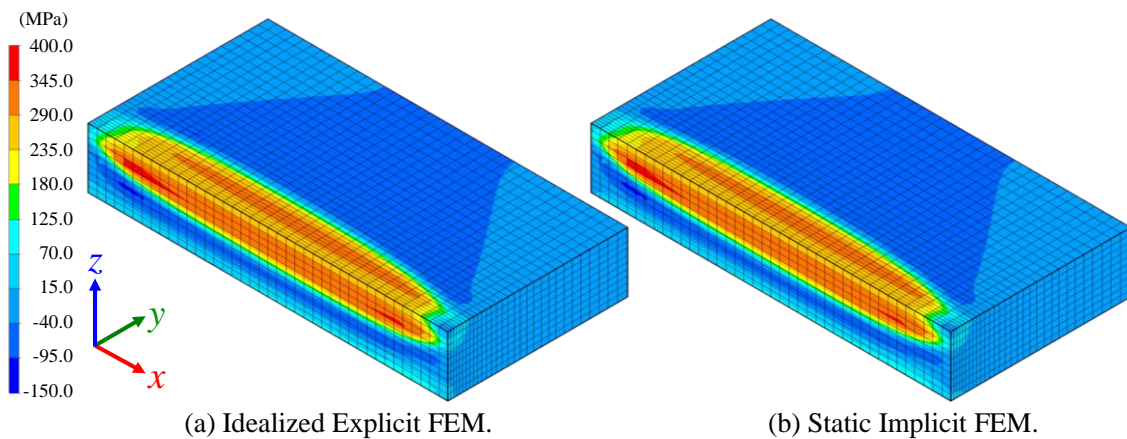


Fig. 2.3.5 Comparison between Idealized Explicit FEM and Static Implicit FEM on residual stress in x direction σ_x .

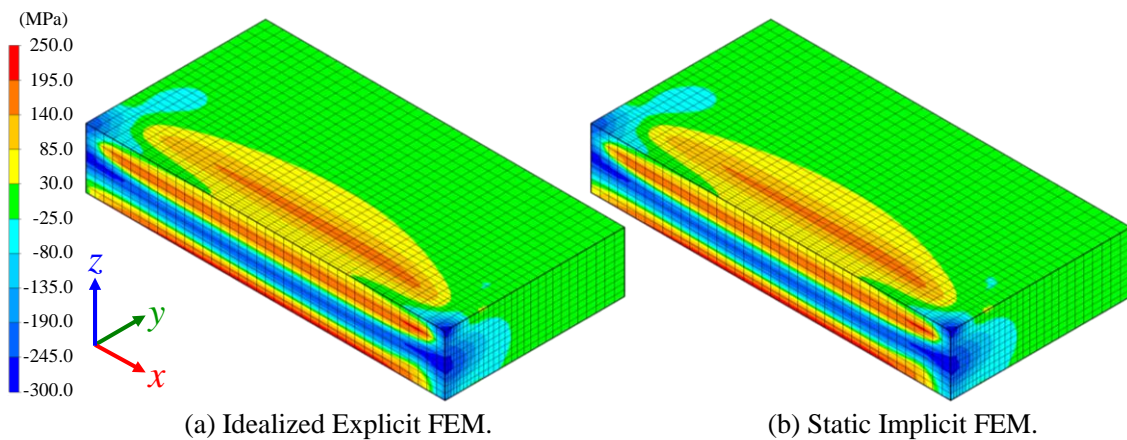


Fig. 2.3.6 Comparison between Idealized Explicit FEM and Static Implicit FEM on residual stress in y direction σ_y .

析結果を比較すると、両者はほとんど一致していることが確認できる。さらに Fig. 2.3.7 に、Fig. 2.3.1 中の A-A'線に沿った残留応力の x 方向成分 σ_x および残留応力の y 方向成分 σ_y の分布を示す。また、同様にして、Fig. 2.3.8 には B-B'線に沿った残留応力分布 σ_x 、 σ_y を示す。これらの図より、A-A'線、B-B'線に沿った σ_x 、 σ_y 共に定量的にも良好に一致していることから、理想化陽解法 FEM の応力解析結果が妥当なものであることがわかる。

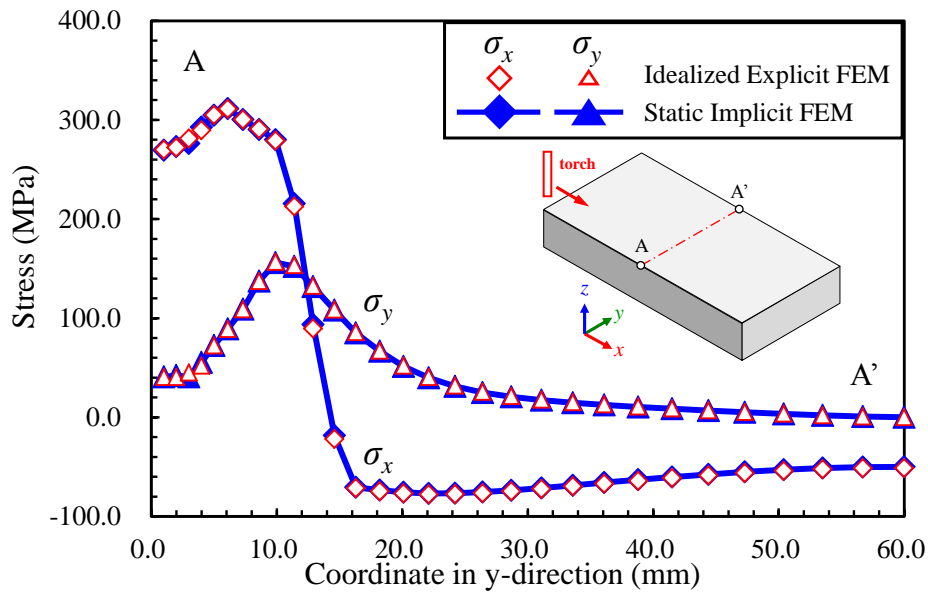


Fig. 2.3.7 Comparison of residual stress between Idealized Explicit FEM and Static Implicit FEM along line A-A'.

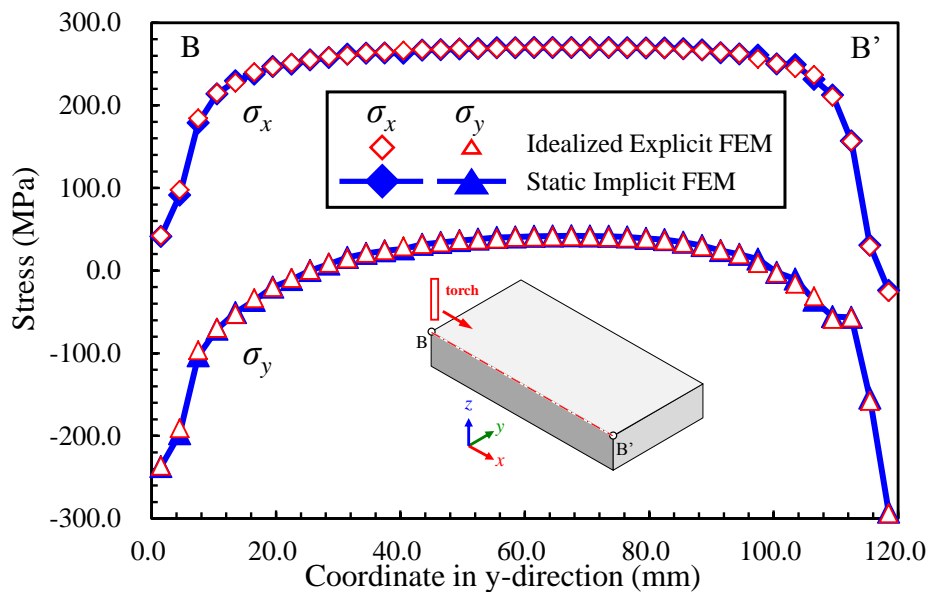


Fig. 2.3.8 Comparison of residual stress between Idealized Explicit FEM and Static Implicit FEM along line B-B'.

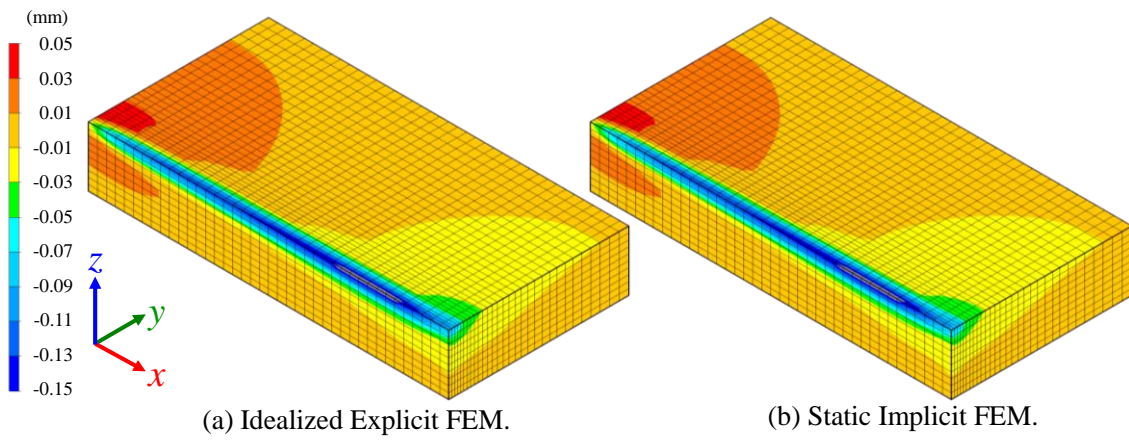


Fig. 2.3.9 Comparison between Idealized Explicit FEM and Static Implicit FEM on residual displacement in x direction.

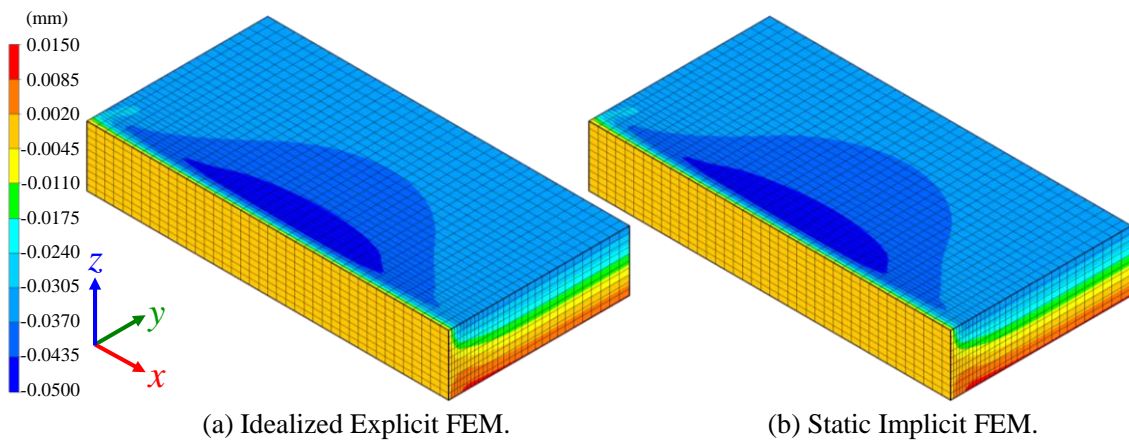


Fig. 2.3.10 Comparison between Idealized Explicit FEM and Static Implicit FEM on residual displacement in y direction.

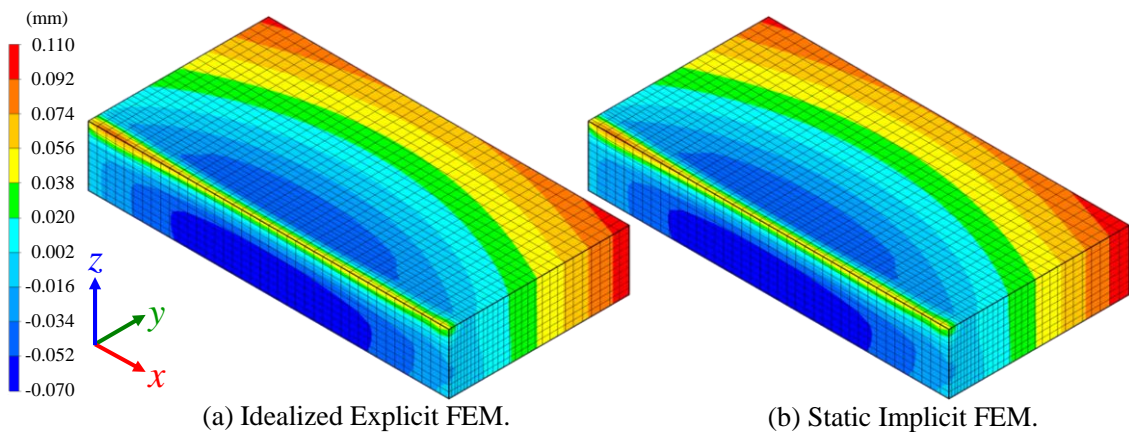


Fig. 2.3.11 Comparison between Idealized Explicit FEM and Static Implicit FEM on residual deformation in z direction.

Fig. 2.3.9 は、 x 方向、すなわち溶接線方向の残留変位分布の解析結果を静的陰解法 FEM と提案手法で比較したものである。Fig. 2.3.5 と同様に、左図は理想化陽解法 FEM による解析結果を示し、右図は静的陰解法 FEM による解析結果を示す。同様に、Fig. 2.3.10, 2.3.11 にそれぞれ、 y 方向および z 方向の残留変位分布を示す。Fig. 2.3.9, 2.3.10, 2.3.11 より、両解析手法による結果は、残留変形においても、ほぼ一致することが確認できる。

次に Fig. 2.3.12, 2.3.13, 2.3.14 は、それぞれ縦収縮、横収縮および角変形についての解析結果を提案手法と静的陰解法 FEM で比較した結果である。同図より、いずれの変形に関

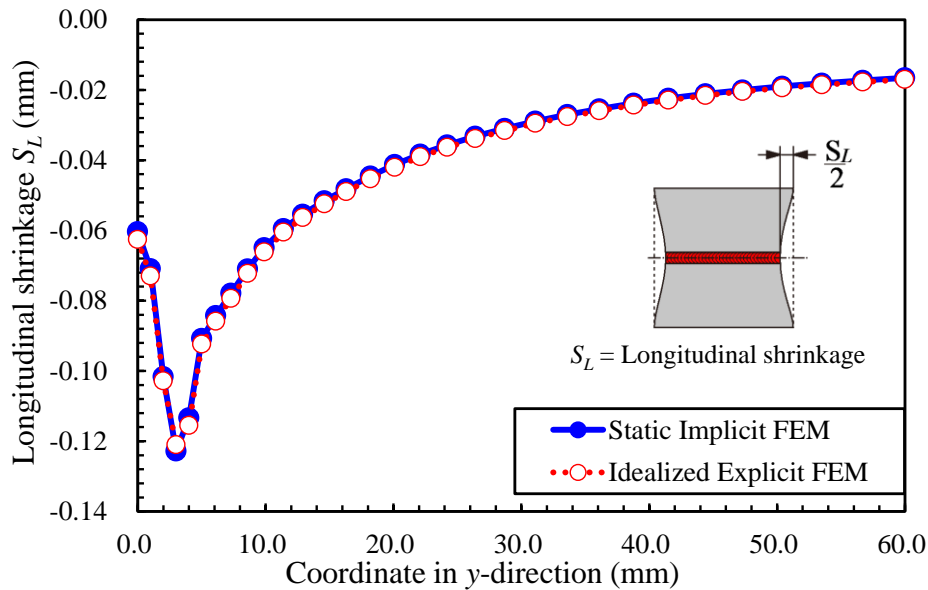


Fig. 2.3.12 Comparison of longitudinal shrinkage between Idealized Explicit FEM and Static Implicit FEM.

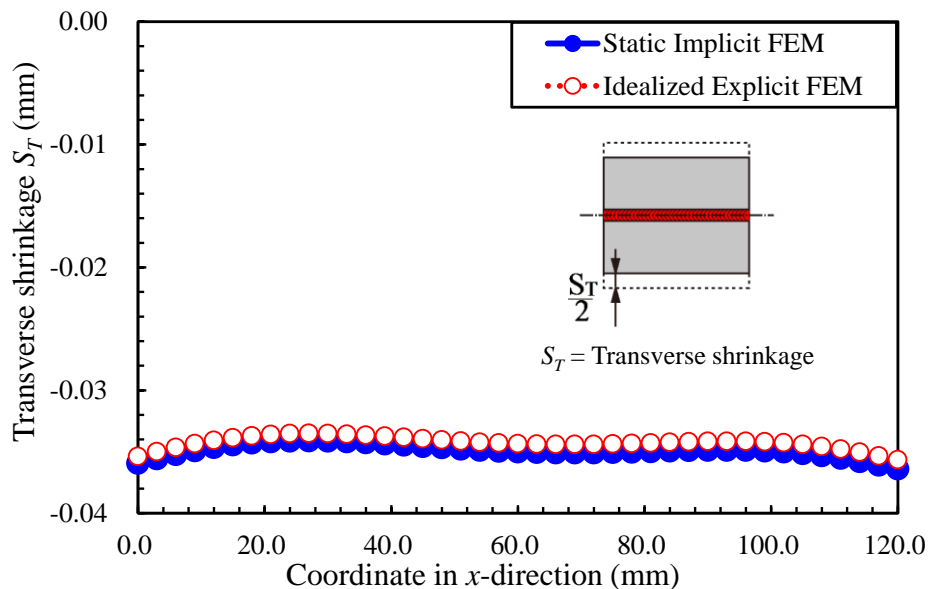


Fig. 2.3.13 Comparison of transverse shrinkage between Idealized Explicit FEM and Static Implicit FEM.

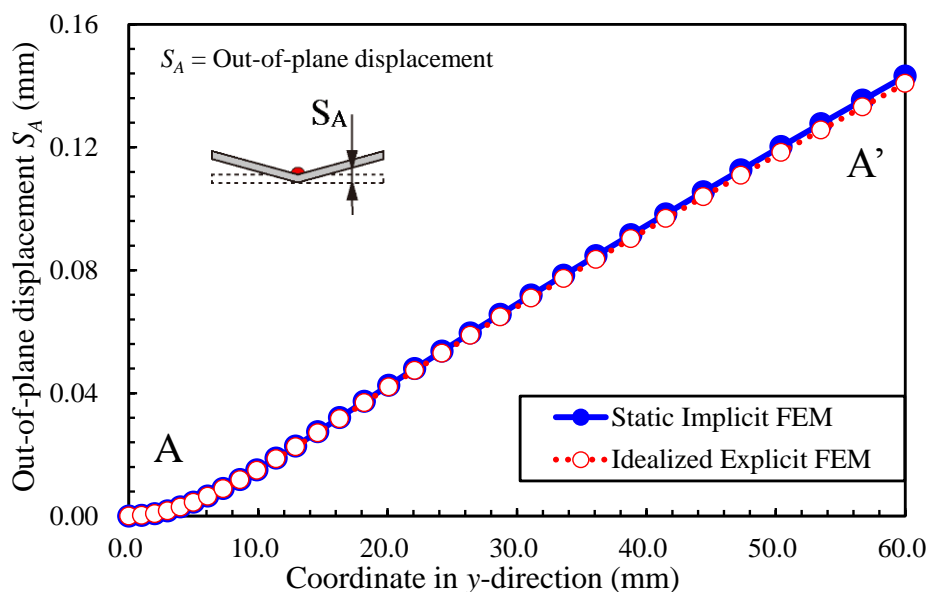


Fig. 2.3.14 Comparison of angular distortion between Idealized Explicit FEM and Static Implicit FEM.

しても、提案手法による解析結果と静的陰解法 FEM による解析結果は良好に一致していると言える。

以上の結果より、理想化陽解法 FEM による解析結果は、応力、変形のいずれにおいても静的陰解法 FEM による解析結果とほぼ一致しており、理想化陽解法 FEM は非常に良好な精度で解析可能であることを示した。

2.3.3 計算時間とメモリ消費量

本項では、理想化陽解法 FEM と静的陰解法 FEM の計算時間およびメモリ消費量に関する比較を行うため、前節と同じ解析モデルを用いて解析を実施する。しかし、計算時間の比較に関して、静的陰解法 FEM を用いて完全冷却時まで解析を行う場合、モデルの自由度が数万を超えるような大規模な解析では、全体剛性方程式の求解に要する時間が膨大となり、現実的な計算時間で解析を終えることができない。そこで、溶融および局部塑性という溶接特有の現象が十分に出現する加熱開始後 0.5 秒までの解析時間について比較を行う。解析に用いたモデルの節点数は 13,981, 27,511, 41,041, 54,351, および 84,081 の 5 通りとした。解析に用いた要素分割を Fig. 2.3.15 に示す。溶接条件および境界条件は前節の解析モデルと同様である。なお、計算に使用した計算機は、CPU が Xeon 2.53GHz, メモリ容量が 32GB, OS が Windows XP Professional x64 Edition のものである。また、比較対象とした静的陰解法 FEM プログラムのソルバーにはスカイライン法を用いた。

Fig. 2.3.16 に、メモリ消費量と節点数の関係を示す。同図より、静的陰解法 FEM では節点数の 2~3 乗に比例してメモリ消費量が増加しているが、理想化陽解法 FEM においては節点数と比例してメモリ消費量が増加していることが分かる。特に、節点数が 81,081 のモデルでは、理想化陽解法 FEM のメモリ消費量が 0.3 GB となっているのに対して、静的陰解法 FEM ではおよそ 40 倍の 11.5 GB となっていることが分かる。この理由としては、静的陰解法 FEM は全体剛性マトリックスを構築する必要がある一方で、理想化陽解法 FEM では全体剛性マトリックスを構築する必要がない点が挙げられる。この点は、特に大規模構造物の解析において、理想化陽解法 FEM が非常に有利であることを示している。

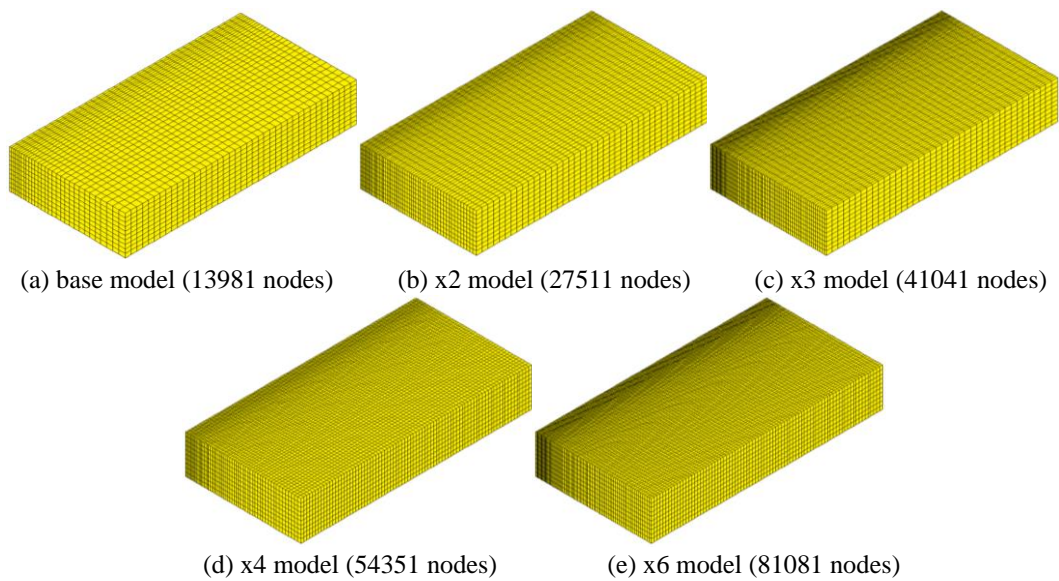


Fig. 2.3.15 FE mesh divisions for the comparison of computing time and memory consumption.

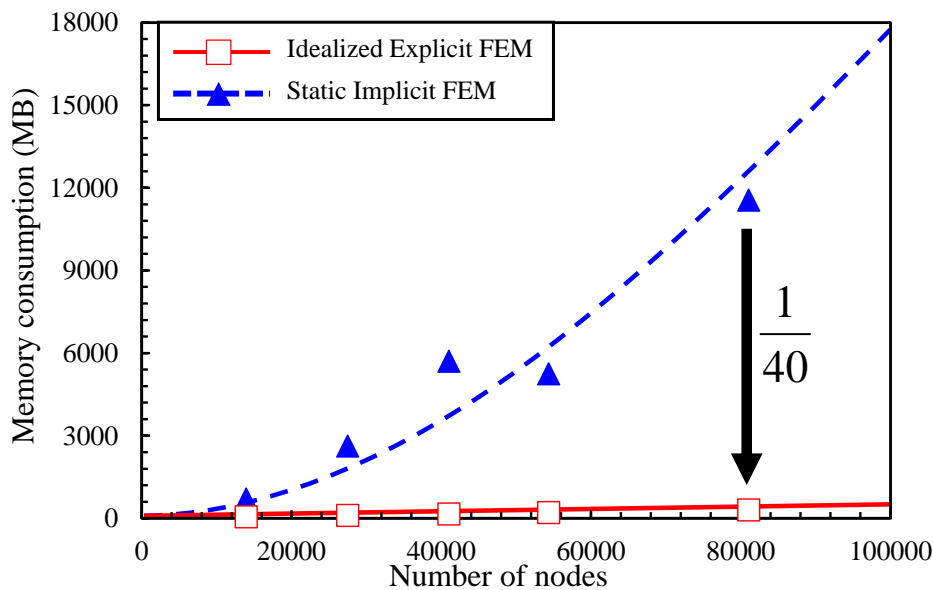


Fig. 2.3.16 Comparison of memory consumption between Idealized Explicit FEM and Static Implicit FEM.

Fig. 2.3.17 に、計算時間と節点数の関係を示す。同図より、静的陰解法 FEM が節点数の 2~3 乗に比例して計算時間が増加しているのに対して、理想化陽解法 FEM の計算時間は節点数に対してほぼ比例していることが分かる。特に、81,081 節点のモデルにおいては、提案手法は静的陰解法 FEM のほぼ 12 分の 1 の計算時間となっていることが分かる。

Fig. 2.3.18 に節点数 13,981 の解析モデルを解析した際の各荷重ステップにおける収束までに要した時間ステップ数の履歴を示す。また、Fig. 2.3.19 に各荷重ステップにおける最高到達温度の履歴を示す。Fig. 2.3.18 より、提案手法の収束までに要した時間ステップ数は、塑性計算等の影響により多少のばらつきはあるものの、概ね 200 ステップ未満に抑えられ

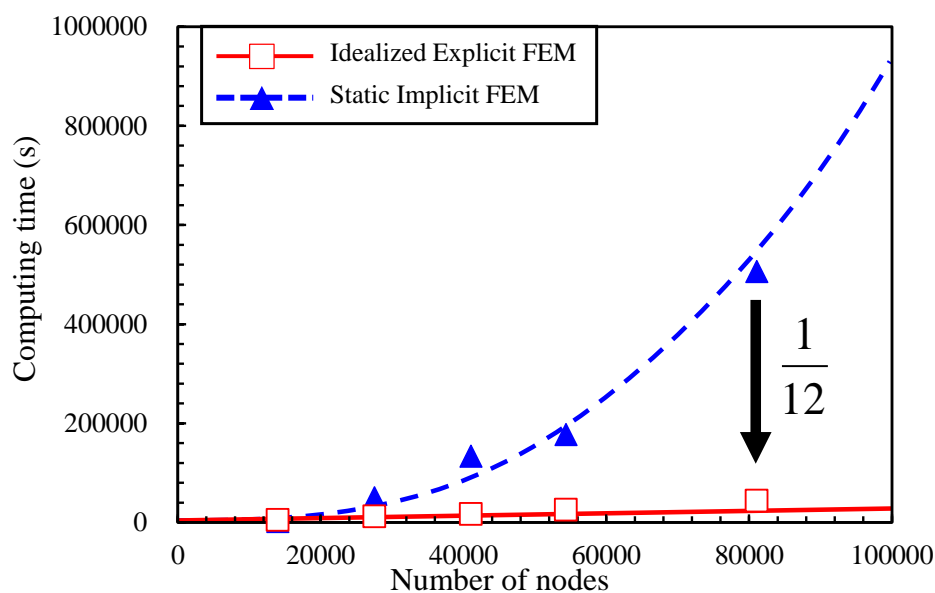


Fig. 2.3.17 Comparison of computing time between Idealized Explicit FEM and Static Implicit FEM.

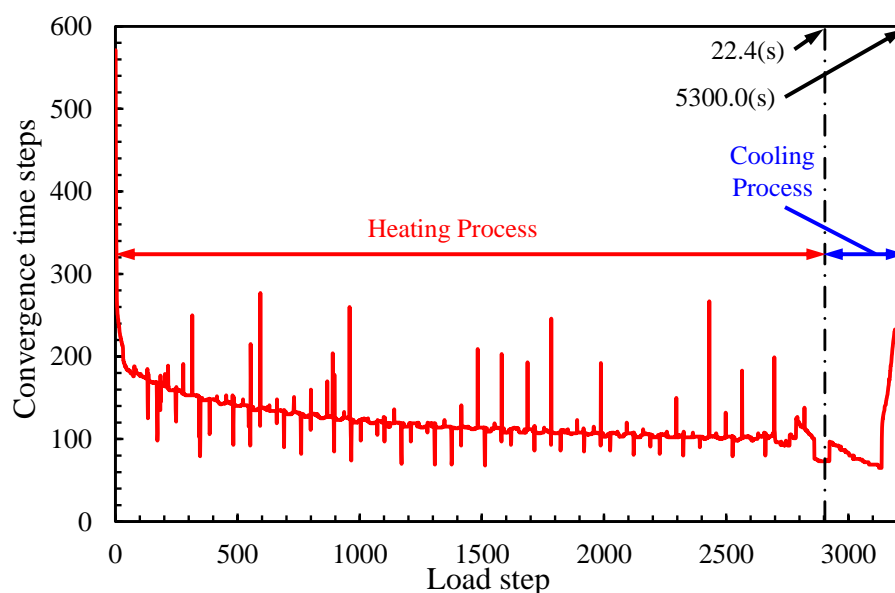


Fig. 2.3.18 History of number of time steps to converge.

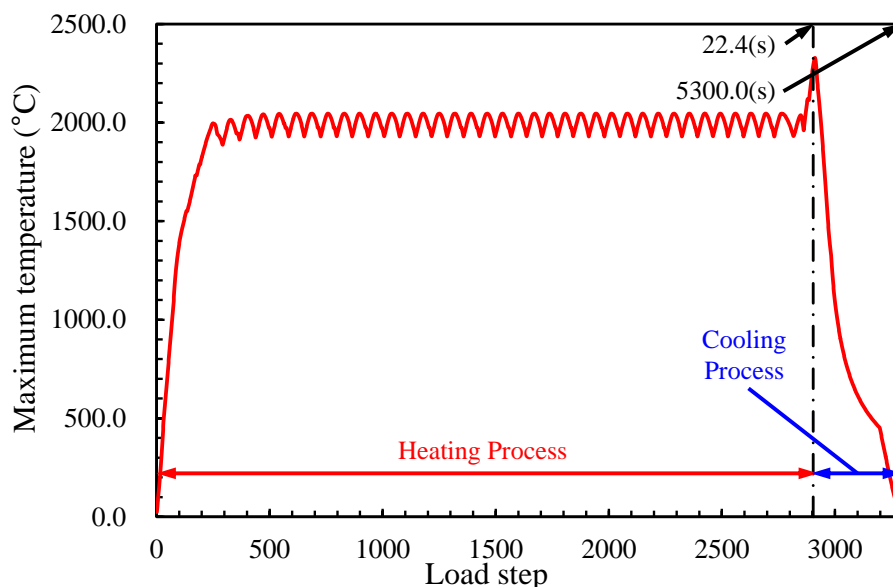


Fig. 2.3.19 History of maximum temperature.

ており、解析が進むにつれてその数が少なくなっていることがわかる。この理由としては、Fig. 2.3.19 に示す通り、加熱過程においては、現象の進展、すなわち温度分布の変化を 3000 回程度の荷重ステップに分割して付与しているため、荷重ステップ毎の温度増分の分布形状の変化が小さくなる点が挙げられ、結果的に荷重ステップ毎の変位増分の挙動は類似したものになり、収束に要する時間ステップ数もほぼ同等になるものと推察される。また、Fig. 2.3.19 より、2900 ステップ以降は冷却過程となっており、これ以降の荷重ステップにおいては、通常の動的陽解法 FEM による解析が事実上困難な、時間スケールが非常に長い現象となる。同図から、提案手法を用いることで、冷却過程においても 1 荷重ステップあたりの収束までに要した時間ステップ数は、概ね 200 ステップ程度に抑えられていることが確認できる。これは、提案手法が時間進展に伴う現象の変化を、温度変化による荷重増分の形で与えているためであり、このことから提案手法は、動的陽解法 FEM を基にしているにもかかわらず、現象の時間スケールの長い現象を短時間で解析することを可能にしていることが分かる。

以上のように、従来手法である静的陰解法 FEM は計算時間およびメモリ使用量が節点数の 2~3 乗に比例して増加するため、節点数が数十万を越えるような大規模構造の溶接問題を解くことは、たとえ弾性解析においても困難であると言えるが、理想化陽解法 FEM では全体剛性方程式を構築・求解する必要がないため、計算時間およびメモリ使用量を、節点数にほぼ比例する程度に十分小さく抑えることができる。このことより、理想化陽解法 FEM は、計算規模が大きくなればなるほど、計算時間、メモリ消費量の面から非常に有利であると考えることができ、その将来性に期待が持てる手法であると言える。

2.4 結言

本章では、溶接変形・残留応力解析の大規模化を目的に、衝突解析などの短時間の強非線形問題の解析に使用される動的陽解法 FEM を基にした手法である理想化陽解法 FEM を提案した。理想化陽解法 FEM を厚板ビードオンプレート問題に対して適用し、その有用性および妥当性について検討した結果、以下の知見が得られた。

- 1) 理想化陽解法 FEM は、動的陽解法 FEM において解析困難と考えられる、溶接問題の冷却過程のような、現象の持続時間の長い問題に対して、溶接中のみならず、完全冷却に至るまで解析可能であることを示した。
- 2) 厚板ビードオンプレート溶接問題に関して、理想化陽解法 FEM を適用した結果、過渡応力、残留応力および残留変位において、静的陰解法 FEM と同等の精度で解析可能であることを示した。
- 3) 理想化陽解法 FEM は静的陰解法 FEM と比べて非常に少ないメモリ消費量で解析できることを示した。また、この傾向は大規模な解析においてより顕著に表れ、約 8 万節点のモデルの解析においては、理想化陽解法 FEM は静的陰解法 FEM に比べて約 1/40 のメモリ消費量で解析可能であることが分かった。
- 4) 理想化陽解法 FEM および静的陰解法 FEM における計算時間に関して比較を行った結果、節点数が数万を超えるような大規模な溶接過渡応力・変形解析において、理想化陽解法 FEM は非常に有利であることを示した。特に、約 8 万節点のモデルの解析においては、理想化陽解法 FEM は静的陰解法 FEM に比べて約 1/12 の計算時間で解析可能であることが分かった。

第三章

理想化陽解法 FEM を用いた溶接熱伝導解析

3.1 緒言

前章において、動的陽解法 FEM を基に、溶接変形・残留応力問題の大規模解析手法である理想化陽解法 FEM を開発した。これにより、大規模問題の熱弾塑性解析に要する計算時間およびメモリ消費量を大幅に削減することが可能となった。

熱弾塑性解析を実施する際には、溶接開始時から完全冷却時に至るまでのすべての解析ステップにおける温度分布の履歴が必要であり、溶接問題においては陰解法 FEM 熱伝導解析が用いられることが多い^{58), 61)}。そのため、熱弾塑性解析が高速化されたとしても、大規模問題においては熱伝導解析に要する計算時間が解析全体のボトルネックになることが考えられる。

そこで、本章では、溶接熱伝導解析に対して理想化陽解法 FEM を適用し、解析の高速、省メモリ化を試みる。

3.2 理想化陽解法 FEM による熱伝導解析

3.2.1 非定常熱伝導解析

溶接残留応力・変形を解析する際の温度場の逐次解析においては、FEM 熱伝導解析が採用されることがほとんどである。FEM による非定常熱伝導解析の基礎式を式(3-2-1)に示す。

$$[C] \left\{ \frac{\partial T}{\partial t} \right\} + [K] \{T\} + \int_S \alpha_c [N]^T [N] dS \{T\} = \int_V Q [N]^T dV + \int_S \alpha_c T_c [N] dS \quad (3-2-1)$$

ただし、 $[C]$ は熱容量マトリックス、 $[K]$ は熱伝導マトリックス、 Q は発熱量、 $[N]$ は形状関数、 α_c は熱伝達係数、 T_c は室温を表す。式(3-2-1)の時間微分項 $\{\partial T / \partial t\}$ に関して時間差分をとることで、時間発展の解析が可能となる。ここで、溶接問題の解析においては、加熱時と冷却時で現象の温度の変化が大きく異なることから、陰的な離散化を行うことで解析に要する時間ステップ数を削減可能な陰解法 FEM を採用する場合が多い。以下のように、陰的な離散化方法である後退差分を用いて式(3-2-1)を離散化し、次式を得る。

$$\begin{aligned} & \left(\frac{[C]}{\Delta t} + [K] + \int_S \alpha_c [N]^T [N] dS \right) \{T\}_{t+\Delta t} \\ & = \int_V Q [N]^T dV + \int_S \alpha_c T_c [N] dS + \frac{[C]}{\Delta t} \{T\}_t \end{aligned} \quad (3-2-2)$$

ここで、 Δt は時間増分、 $\{T\}_{t+\Delta t}$ は時刻 $t + \Delta t$ における温度、 $\{T\}_t$ は時刻 t における温度を表す。

式(3-2-2)は、 $\{T\}_{t+\Delta t}$ に関する連立方程式を解くことで解析を進めることができる。しかし、式(3-2-2)を基に温度ベクトル $\{T\}_{t+\Delta t}$ を求めるためには、解析自由度数と同等の次元の連立方程式となることから、解析規模が増大するに従い、その 2~3 乗に比例して計算時間及びメモリ消費量が増大し、しばしば解析規模の面において問題となる場合が存在する。

3.2.2 非定常熱伝導解析への理想化陽解法 FEM の導入

前項で示したように、陰解法を用いた解析手法では、解析自由度の 2~3 乗に比例して計算時間、メモリ消費量が増大するため大規模問題の解析は非常に難しい。そこで本章では

理想化陽解法 FEM を適用することで、非定常熱伝導問題を高速、省メモリに解析可能な手法を開発する。

まず、陰解法による非定常熱伝導解析の基礎式である式(3-2-2)を整理して次式を得る。

$$[K_{\text{exp}}]\{T\} = \{F_{\text{exp}}\} \quad (3-2-3)$$

ただし、

$$\begin{aligned} [K_{\text{exp}}] &= \frac{1}{\Delta t} [C] + [K] + \int_S \alpha_c [N]^T [N] dS \\ \{T\} &= \{T\}_{t+\Delta t} \\ \{F_{\text{exp}}\} &= \int_V Q [N]^T dV + \int_S \alpha_c T_c [N]^T dS + \frac{[C]}{\Delta t} \{T\}_t \end{aligned} \quad (3-2-4)$$

ここで、式(3-2-3)に対して、仮想的な熱容量項を付加する。

$$[C_{\text{exp}}] \left\{ \frac{\partial T}{\partial t} \right\} + [K_{\text{exp}}] \{T\} = \{F_{\text{exp}}\} \quad (3-2-5)$$

また、仮想的な熱容量項に関して、前進差分を適用し次式を得る。

$$\frac{[C_{\text{exp}}]}{\Delta t_{\text{exp}}} \left(\{T\}_{t_{\text{exp}} + \Delta t_{\text{exp}}} - \{T\}_{t_{\text{exp}}} \right) = \{F_{\text{exp}}\} - [K_{\text{exp}}] \{T\}_{t_{\text{exp}}} \quad (3-2-6)$$

ただし、 Δt_{exp} は仮想的な時間増分、 $\{T\}_{t_{\text{exp}}}$ は仮想的な時間 t_{exp} における温度、 $\{T\}_{t_{\text{exp}} + \Delta t_{\text{exp}}}$ は仮想的な時間 $t_{\text{exp}} + \Delta t_{\text{exp}}$ における温度を表す。ここで、左辺が 0 となれば元の式を満たすことができる。従って、仮想的な熱容量項 $[C_{\text{exp}}] / \Delta t_{\text{exp}} (\{T\}_{t_{\text{exp}} + \Delta t_{\text{exp}}} - \{T\}_{t_{\text{exp}}})$ が 0 に近づくまで仮想的な時間ステップを進めることで、式(3-2-3)を満たす温度場を得ることができる。

以上の手法の概念と解析の流れを Fig. 3.2.1, 3.2.2 に示す。Fig. 3.2.1 に示すように、本手法においては、まず仮想的な熱容量マトリックスの作成を行い、続いて、式(3-2-6)を整理して得られる次式(3-2-7)を用いて計算を実行し、Fig. 3.2.2 に示すように、温度が式(3-2-6)の左辺の仮想的な熱容量項を 0 とおいた式(3-2-8)を満たすまで式(3-2-7)を用いて計算を続行する。

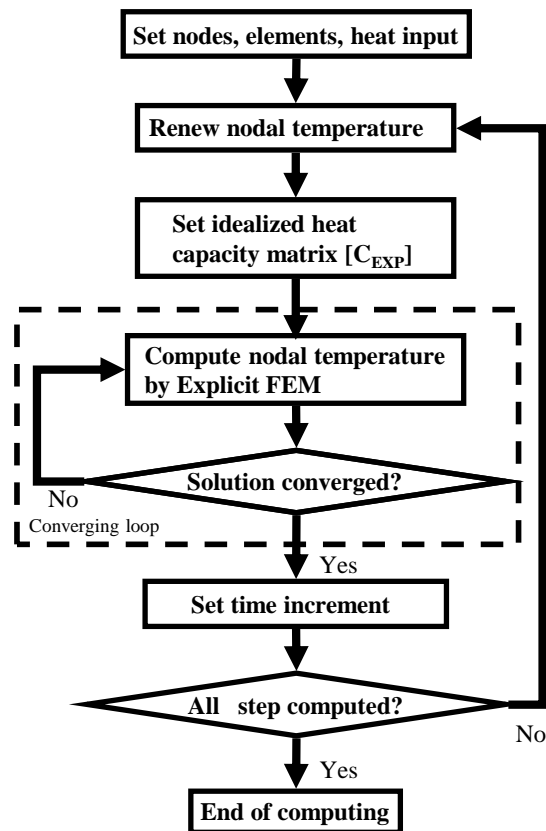


Fig. 3.2.1 Flow of heat conduction analysis using Idealized Explicit FEM.

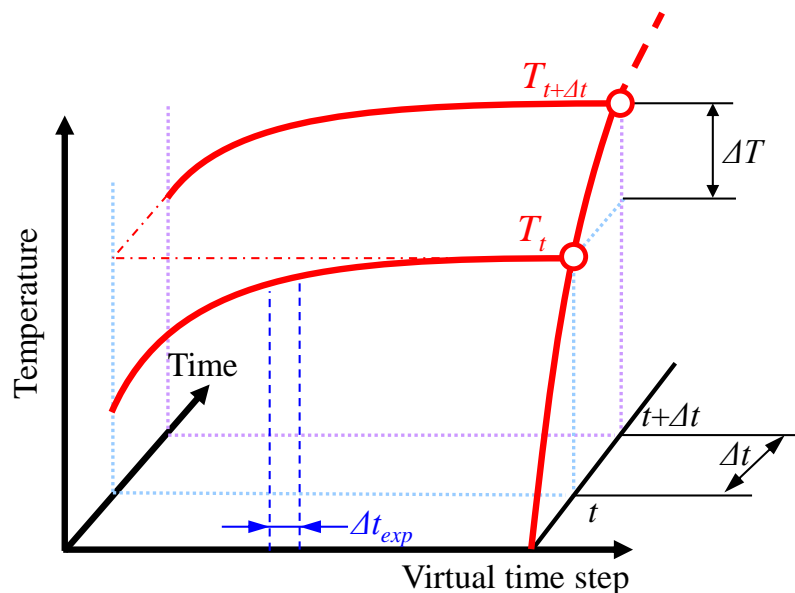


Fig. 3.2.2 Schematic illustration of heat conduction analysis using Idealized Explicit FEM.

$$\frac{[C_{\text{exp}}]}{\Delta t_{\text{exp}}} \{T\}_{t_{\text{exp}}+\Delta t_{\text{exp}}} = \{F_{\text{exp}}\} - [K_{\text{exp}}] \{T\}_{t_{\text{exp}}} + \frac{[C_{\text{exp}}]}{\Delta t} \{T\}_{t_{\text{exp}}} \quad (3-2-7)$$

$$\{F_{\text{exp}}\} - [K_{\text{exp}}] \{T\}_{t_{\text{exp}}} \approx 0 \quad (3-2-8)$$

なお、仮想的な熱容量マトリックスに関しては、計算効率化のため、節点集中型とし、次節に示す方法を用いて算出する。

3.2.3 仮想熱容量マトリックスの導出

次に、前述した仮想熱容量マトリックス $[C_{\text{exp}}]$ の作成方法について説明する。

理想化陽解法 FEM に基づく熱伝導解析では節点変数毎に定められる式(3-2-7)を計算することで時間ステップを進める。しかし、求解の際には通常の陽解法を用いた熱伝導解析と同様、次式の時間増分の上限値を規定するクーラン条件により時間増分が制限される。

$$\Delta t_{\text{exp}} < \frac{c\rho\Delta l_{\text{min}}^2}{2\lambda} \quad (3-2-9)$$

ここで c は物質の比熱、 λ は熱伝導率、 ρ は要素の密度、 Δl_{min} は要素の最小サイズである。溶接問題では、熱伝導解析に続く熱弾塑性解析において、溶接線近傍の非線形現象を詳細に解析するため、溶接線近傍における要素を小さくする必要があるため、式(3-2-9)で示される限界時間増分の値はさらに小さく制限される。

この制限を緩和するために、式(3-2-9)のクーラン条件を利用し計算負荷の低減を図る。式(3-2-9)は時間増分が $c\rho\Delta l_{\text{min}}^2/2\lambda$ よりも小さくならないことを意味しているので、次式により時間増分 Δt_{exp} と各マトリックスの係数 c 、 ρ 、 λ と要素の最小サイズとの関係式を与える。

$$\frac{c\rho\Delta l_{\text{min}}^2}{2\lambda} = a\Delta t_{\text{exp}} \quad (3-2-10)$$

ただし、 a は陽解法を用いて解析を行う際に計算を安定させるための係数であり 1 以上の値をとる。式(3-2-10)より、密度 ρ は 1 つの要素を a 回の時間ステップで熱を伝播させるよう

な値として与えられるので、理想化陽解法 FEM では仮想的な熱容量を算出するために、式(3-2-10)を整理して得られる式(3-2-11)に示す仮想的な密度 ρ_{exp} を用いる。

$$\rho_{\text{exp}} = \frac{2\lambda\Delta at_{\text{exp}}}{c\Delta l_{\text{min}}^2} \quad (3-2-11)$$

式(3-2-11)で求めた仮想的な密度 ρ_{exp} と比熱 c を用いて導出される仮想熱容量マトリックスを式(3-2-12)に示す。

$$[C_{\text{exp}}] = \int_{V^e} c\rho_{\text{exp}} [N]^T [N] dV \quad (3-2-12)$$

ここで、仮想熱容量マトリックス $[C_{\text{exp}}]$ が対角項のみ非零な節点集中型のマトリックスであれば使用メモリと計算時間を減少させることができる。

以上の方法で作成した仮想熱容量マトリックス $[C_{\text{exp}}]$ を用いることで、温度場の計算に要する仮想的な時間ステップ数を削減できるものと考えられる。

また、このような手法を採ることで、陰解法 FEM の式を満たしながら解析を進めるため、理想化陽解法 FEM は陰解法 FEM と同等の解析精度を有し、かつ、大規模な連立方程式を計算する必要がなくなることから、大幅な計算速度の向上、並びにメモリ消費量の低減が期待される。

3.3 理想化陽解法 FEM による熱伝導解析の性能評価

3.3.1 解析モデルおよび溶接条件

本節では、開発手法の基礎的な性能について確認するために、Fig. 3.3.1 に示すビードオンプレート溶接の解析に対して開発手法を適用し、溶接問題の熱伝導解析において一般的に用いられる陰解法 FEM と結果の比較を行うことで開発手法の性能についての検討を行う。解析対象の材料は一般的な軟鋼材とし、Fig. 3.3.2 に示す材料定数の温度依存性を仮定した。解析対象の形状および寸法は、長さ方向、板幅方向ともに 120mm、板厚は 2mm の平板とし、

解析対象の対称性を考慮して板幅方向に半分のみをモデル化した。要素分割は溶接線方向に 96 分割，板幅方向に 48 分割，板厚方向に 5 分割でいずれも等分割とし，23,765 節点，18,432 要素とした。溶接条件は電流 40 A，電圧 13 V，溶接速度は 5.0 mm/s とした。解析に用いた計算機は，CPU が Intel Xeon 2.53 GHz，メモリが 32 GB のものである。また，陰解法 FEM においてはソルバーにスカイライン法を用いた。

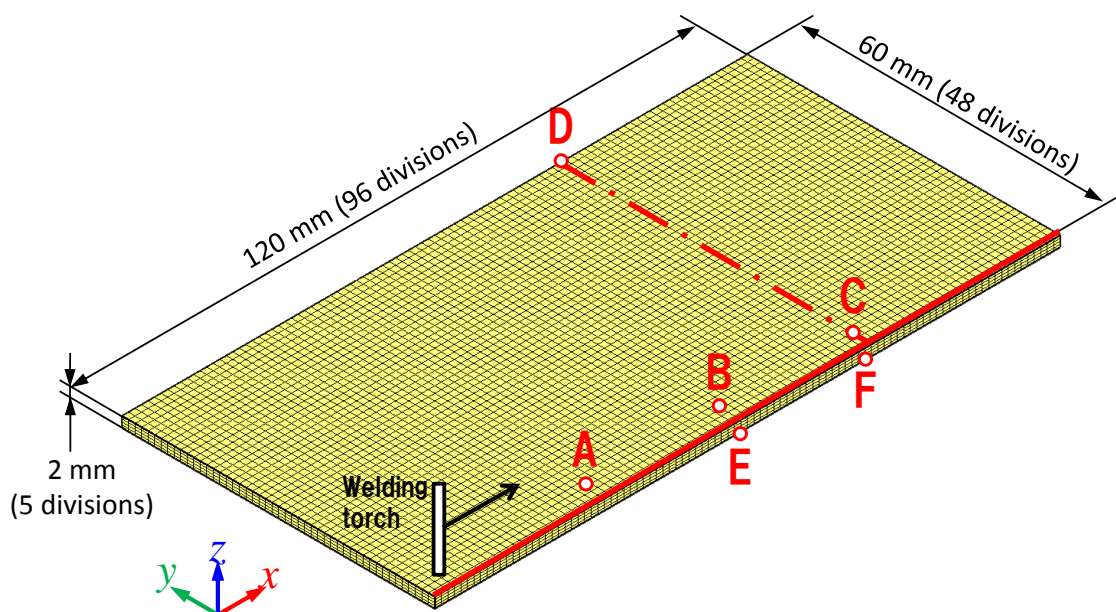


Fig. 3.3.1 Analysis model of bead on plate welding.

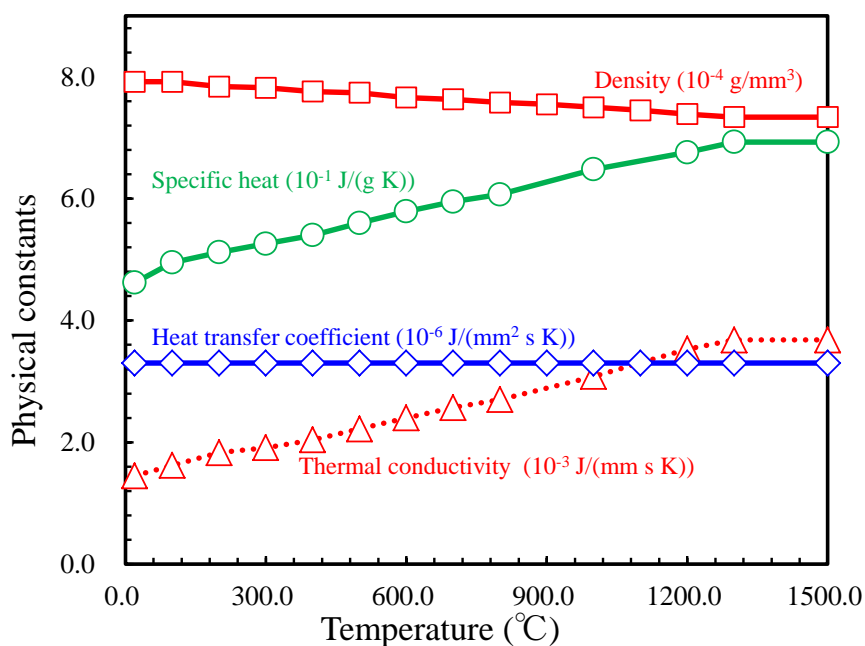


Fig. 3.3.2 Temperature dependent material properties of mild steel.

3.2.3 解析精度の検証

溶接開始から 18 秒後の温度分布について比較した結果を Fig. 3.3.3 に示す. Fig. 3.3.3 (a) は開発手法による温度分布の解析結果を示し, Fig. 3.3.3 (b) は陰解法 FEM による解析結果を示す. Fig. 3.3.3 より, 温度分布はトーチ進行方向と反対に広がりを持つ楕円形状となっており, 典型的なビードオンプレート溶接の温度分布となっていることが分かる. また, 同図より, 開発手法と陰解法 FEM の両者の温度分布が良好に一致している事が確認できる.

Fig. 3.3.4 は溶接開始から 18 秒後における溶接線を含む縦断面(x-z 断面)での温度分布を比較したものである. Fig. 3.3.4 (a) は開発手法による解析結果を示し, (b) は陰解法 FEM による解析結果を示す. Fig. 3.3.4 より, 溶接線を含む縦断面においても, 開発手法と陰解法 FEM による解析結果は, 良好に一致していることが確認できる.

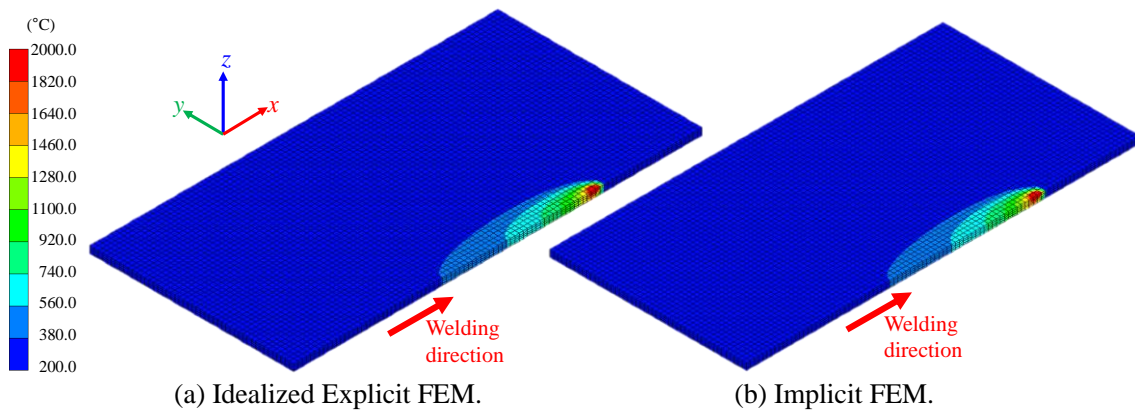


Fig. 3.3.3 Comparison of temperature distribution between Idealized Explicit FEM and Implicit FEM at 18 sec from beginning of welding.

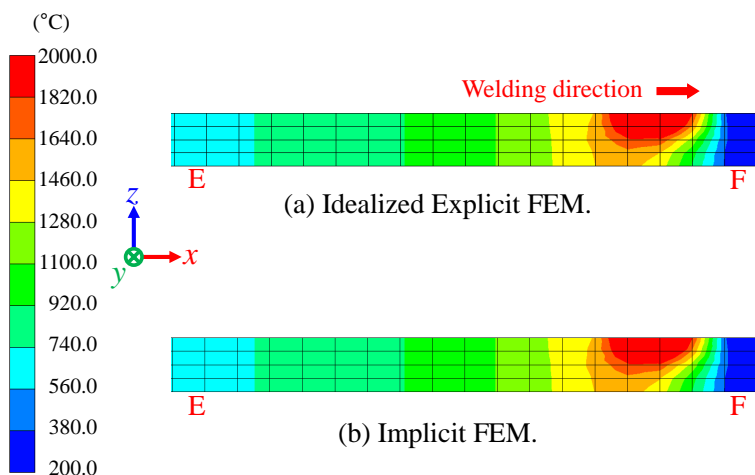
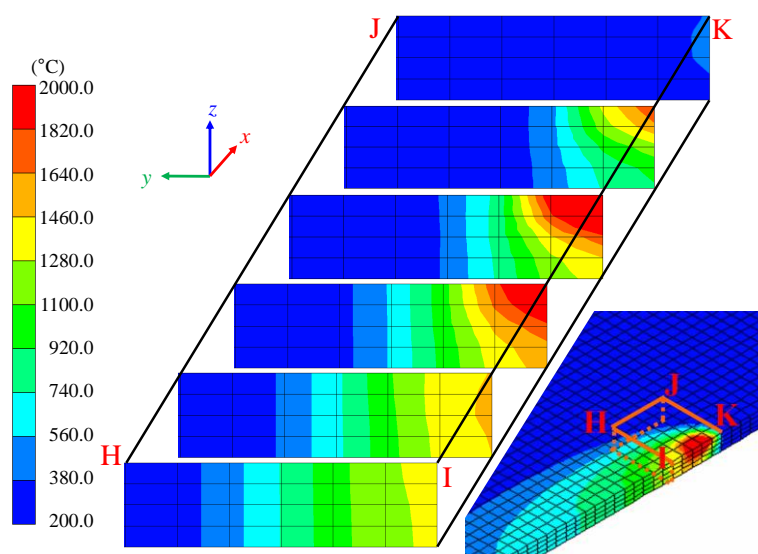


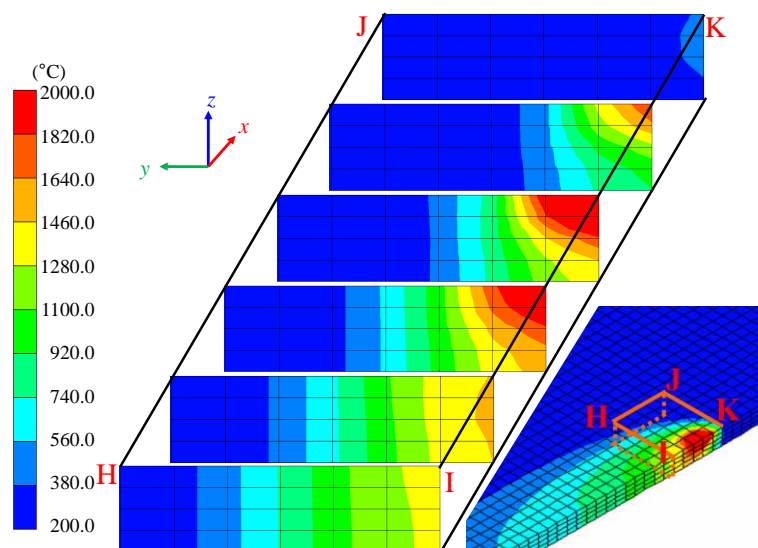
Fig. 3.3.4 Temperature distribution on longitudinal cross section under the welding line at 18 sec from beginning of welding.

次に、溶接開始から 18 秒後における溶接横断面内の温度分布を Fig. 3.3.5 に示す。同図 (a) は理想化陽解法 FEM による解析結果を示し、(b) は陰解法 FEM による解析結果を示す。図中の IK および IH の長さとはともに 6.25 mm であり、同図は IH 断面から KJ 断面まで等間隔に並べられた 6 断面における過渡温度分布を示している。Fig. 3.3.5 より、溶接線垂直方向の断面においても理想化陽解法 FEM と陰解法 FEM による解析結果が良好に一致していることが分かる。

さらに、Fig. 3.3.1 の A, B, C 点における温度履歴を比較したものを Fig. 3.3.6 に示す。同図において、○, □, △ はそれぞれ開発手法による A, B, C 点の温度履歴を示しており、



(a) Idealized Explicit FEM.



(b) Implicit FEM.

Fig. 3.3.5 Temperature distribution on transverse cross section at 18 sec from beginning of welding.

●, ■, ▲は陰解法 FEM による A, B, C 点の温度履歴を示している. Fig. 3.3.6 より, A, B, C のいずれの点においても, 溶接トーチの接近に伴い温度が急激に上昇し, その後, 熱拡散や熱伝達により緩やかに冷却されていることが分かる. また, 開発手法による温度履歴は, A, B, C のすべての点において, 陰解法 FEM による解析結果と定量的に一致していることが確認できる.

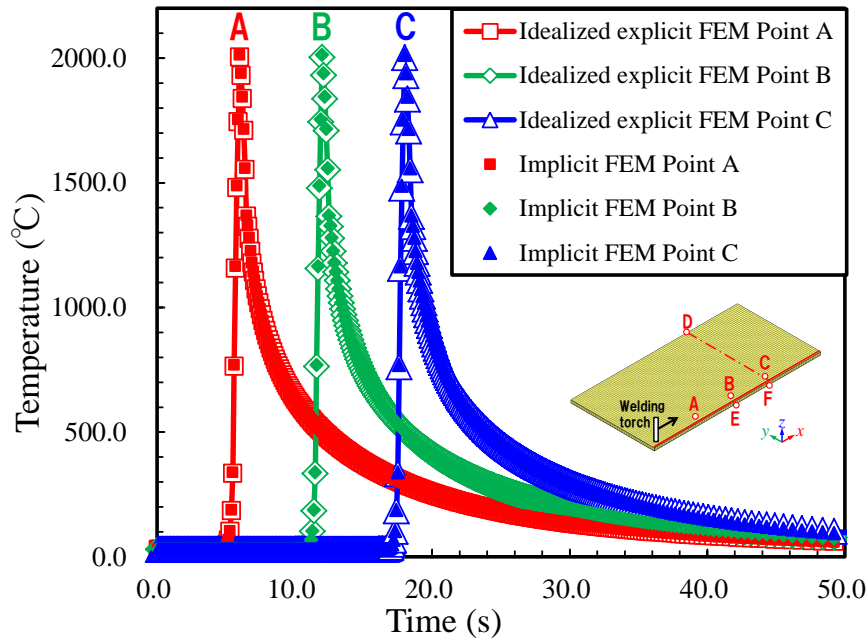


Fig. 3.3.6 Time history of the temperature obtained by Idealized Explicit FEM and Implicit FEM.

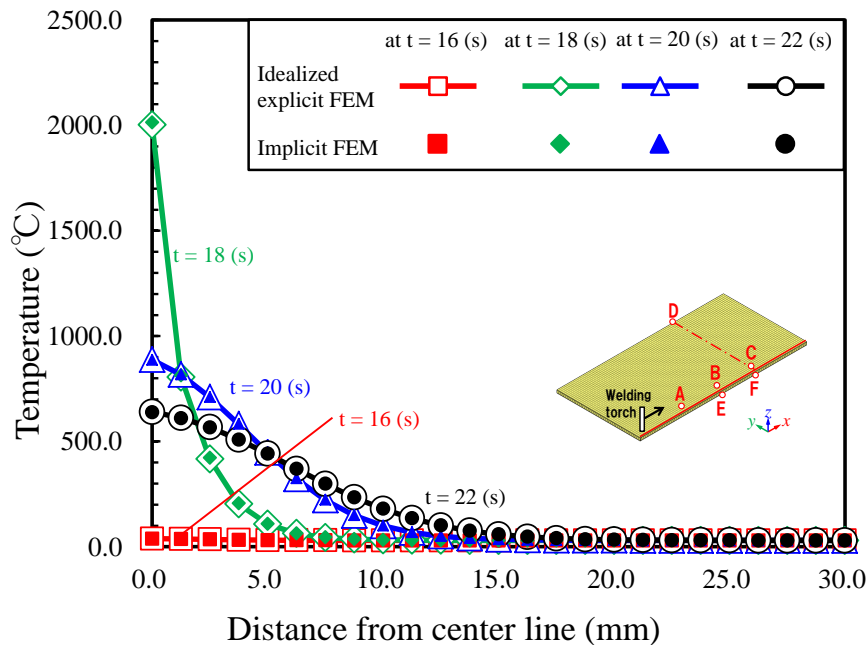


Fig. 3.3.7 Temperature distribution along line C-D at time 16 sec, 18 sec, 20 sec and 22 sec from beginning of welding.

最後に、Fig. 3.3.1 における C-D 線での温度履歴を比較した結果を Fig. 3.3.7 に示す。同図において、□、◇、△、○はそれぞれ溶接開始から 16, 18, 20, 22 秒後における開発手法による解析結果、■、◆、▲、●はそれぞれ溶接開始から 16, 18, 20, 22 秒後における陰解法 FEM による解析結果を示す。同図より、開発手法による解析結果と陰解法 FEM による解析結果は良好に一致していることが確認できる。このことより、開発手法は板幅方向に対しても陰解法 FEM と同等の精度で可能であることが分かる。

以上示したように、開発手法による解析結果は、陰解法 FEM による解析結果とほぼ同等であると言え、開発手法は溶接力学解析を行う際に必要な熱伝導解析手法として十分な解析精度を有していると考えられる。

3.3.3 計算時間およびメモリ消費量に関する比較

前節において、開発手法が陰解法 FEM とほぼ同等の解析精度を有することを確認した。本節では、開発手法と陰解法 FEM の計算時間及びメモリ消費量についての比較を行うことで、開発手法の有用性について検討する。

比較に使用するモデルは、Fig. 3.3.8 (a)に示す要素数 4,608 のモデルを基本モデルとして、(b)から(g)までそれぞれ、要素数を基本モデルの 4 倍の 18,432, 8 倍の 36,864, 16 倍の 73,728, 32 倍の 147,456, 64 倍の 294,912, 128 倍の 589,824 である計 7 モデルとした。また、数万自由度を超えるような大規模な解析においては、比較対象の陰解法 FEM において現実的な計算時間で解析を終えることが困難となるため、溶接開始から 10 秒後に相当する 100 ステップまでを解析対象とした。

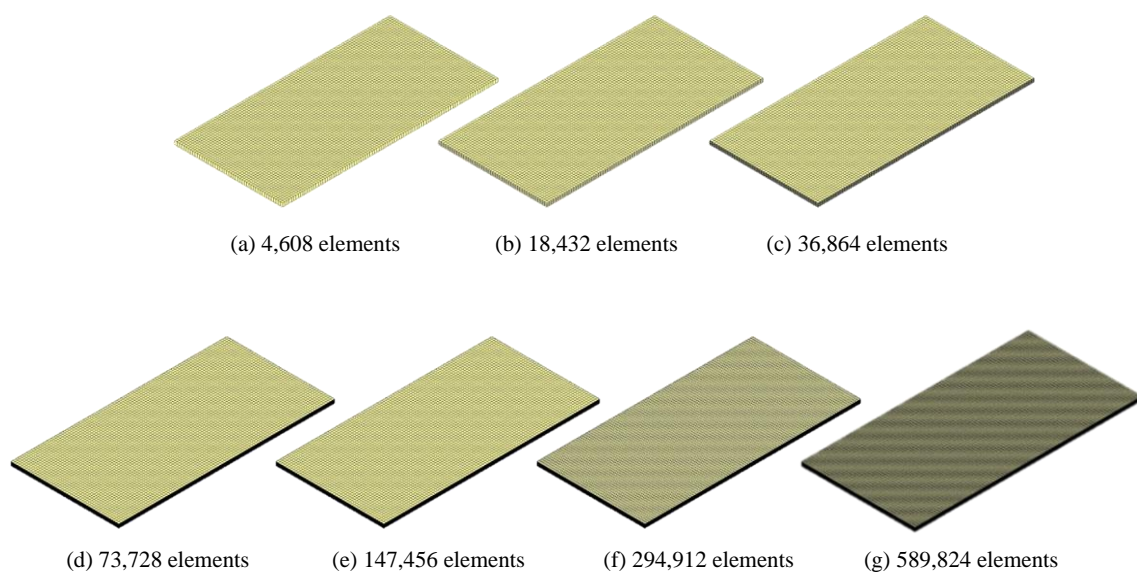


Fig. 3.3.8 Mesh divisions for comparison of computing time and memory consumption.

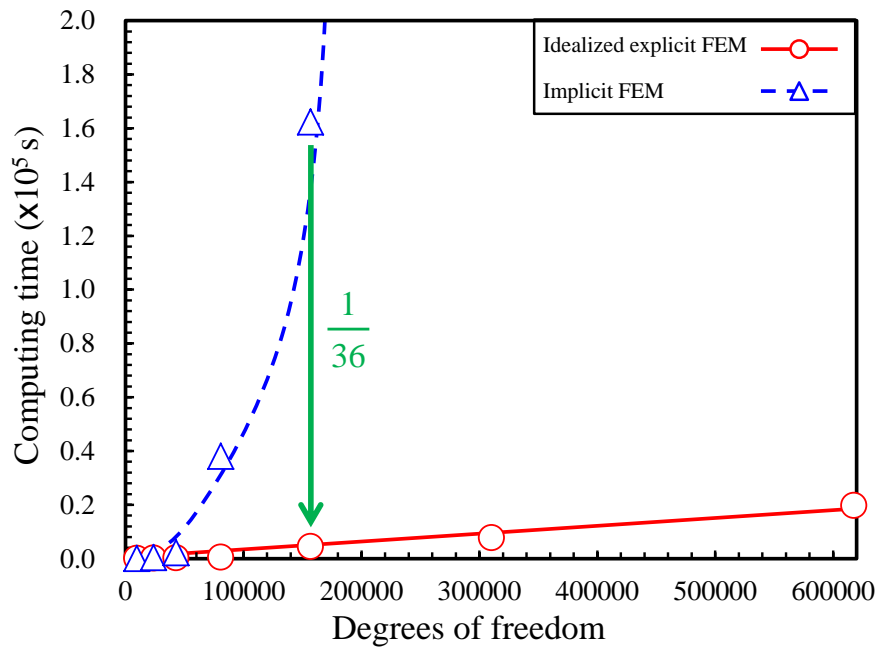


Fig. 3.3.9 Comparison of computing time between Idealized Explicit FEM and Implicit FEM.

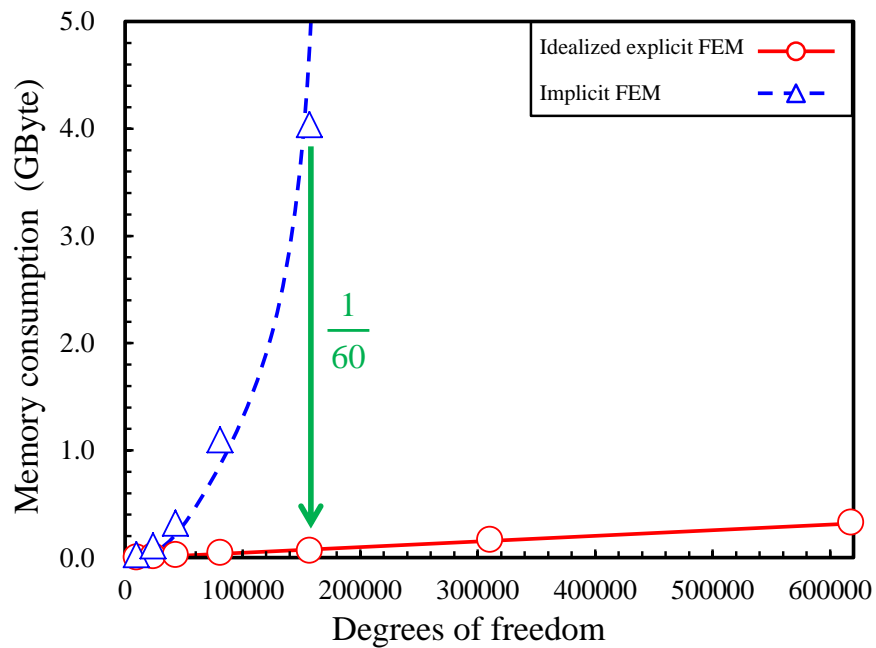


Fig. 3.3.10 Comparison of memory consumption between Idealized Explicit FEM and Implicit FEM.

Fig. 3.3.9 に、解析に要した計算時間と解析自由度の関係を示す。同図より、陰解法 FEM において、計算時間が解析自由度の 2~3 乗に比例して増加しているのに対して、開発手法は計算時間が解析自由度に対してほぼ比例していることが分かる。特に、解析自由度数 156,849 のモデルにおいては、開発手法の計算時間は陰解法 FEM の 1/36 となっており、ま

た、解析自由度数が大きくなるにつれて、その差が大きくなっていることから、開発手法は大規模な問題であるほど有利であると言える。

続いて、開発手法と陰解法 FEM のメモリ消費量に関する比較を Fig. 3.3.10 に示す。なお、解析自由度 310,497 のモデル以降は、メモリ消費量の都合上、陰解法 FEM では解析が実行不可となった。Fig. 3.3.10 より、メモリ消費量に関しても、計算時間と同様に陰解法 FEM が解析自由度の 2~3 乗に比例してメモリ消費量が増加しているのに対して、開発手法はメモリ消費量と解析自由度がほぼ比例関係となっていることが分かる。特に、解析自由度が 156,849 のモデルにおいては、開発手法のメモリ消費量は、陰解法 FEM の 1/60 となっており、また、開発手法のメモリ消費量は、解析自由度が増大するほど陰解法 FEM のメモリ消費量に対して小さくなっていることから、メモリ消費量に関しても解析自由度が大きい問題においてより有利であると言える。

このように、陰解法 FEM の計算時間、および、メモリ消費量は解析自由度の 2~3 乗に比例するのに対して、開発手法の計算時間、メモリ消費量は解析自由度に比例する程度にとどまることから、開発手法の大規模解析における優位性を示すことができた。

3.4 結 言

本章では、溶接変形・残留応力解析における非定常熱伝導解析に対して、理想化陽解法 FEM を適用することで計算時間およびメモリ消費量の削減を図った。また、開発した理想化陽解法 FEM による溶接問題の熱伝導解析手法を基礎的な溶接問題の解析に適用し、解析精度、計算時間、メモリ消費量に関して考察した結果、以下の知見が得られた。

- 1) ビードオンプレート溶接問題に対して、開発手法を適用し、解析結果を陰解法 FEM と比較した結果、開発手法による解析結果が、陰解法 FEM による解析結果と定性的、定量的に一致することを確認した。
- 2) ビードオンプレート溶接問題において、要素分割の異なる 7 通りの解析モデルを作成し、開発手法と陰解法 FEM の計算時間について比較した結果、解析自由度が 156,849 のモデルにおいて、開発手法の計算時間は、陰解法 FEM の 1/36 であることを確認した。また、陰解法 FEM の計算時間が解析自由度の 2~3 乗に比例するのに対して、開発手法の計算時間は解析自由度と比例する程度にとどまることが分かった。

- 3) ビードオンプレート溶接問題を用いて、開発手法と陰解法 FEM のメモリ消費量に関して比較を行った結果、解析自由度が 156,849 のモデルにおいて、開発手法のメモリ消費量が陰解法 FEM の 1/60 であることを確認した。また、陰解法 FEM のメモリ消費量は解析自由度の 2~3 乗に比例するのに対して、開発手法のメモリ消費量は解析自由度と比例する程度にとどまることから、開発手法の大規模解析における優位性を示すことができた。

第四章

GPU 並列化による理想化陽解法 FEM の高速化

4.1 緒言

前章までに、動的陽解法 FEM を基に、理想化陽解法 FEM を開発することで、溶接の過渡応力、変形問題の解析において、静的陰解法 FEM と同等の精度を有し、且つ、高速、省メモリな解析を実現する開発手法の流れについて説明した。理想化陽解法 FEM の基礎理論である動的陽解法 FEM は、第二章で述べた通り、系全体に亘る大規模な連立方程式を解く必要がないという点が大きな特徴の一つである。これにより、動的陽解法 FEM は高速かつ省メモリな解析手法となっており、理想化陽解法 FEM も同様の特徴を持つ。すなわち、要素毎、解析自由度毎に独立した計算のみで解析を進めることが可能であるため、理想化陽解法 FEM は並列化に対して非常に適しており、並列化を導入することで一層の高速化が可能になると考えられる。

一方、リアルタイムのコンピュータグラフィックス生成するために、GPU(Graphics Processing Unit)と呼ばれるプロセッサが用いられている。これまで、GPU は座標変換等の比較的単純な計算を高速かつ大量に処理するためのハードウェアだったが、近年のコンピュ

ータグラフィックス技術の進歩を受け、ある程度の複雑な演算を行える高速な並列プロセッサとして進化してきた。加えて、GPU は汎用の部品として量産されるため、GPU を利用することで、PC クラスタやスーパーコンピュータなどと比較し、非常に安価に高速な計算環境を整えることが可能である。そのため、その処理能力を科学技術計算をはじめとする画像処理以外の計算に利用する GPGPU という技術が発展してきている³⁵⁻³⁹⁾。

そこで、本章では、理想化陽解法 FEM に対して、GPU による並列化を導入することで、新しい並列化理想化陽解法 FEM の開発を行う。さらに、開発手法を多層溶接時における 3 次元移動熱源問題に適用することにより、その有用性について示す。

4.2 GPU を用いた理想化陽解法 FEM の並列化

第二章にて示した通り、理想化陽解法 FEM では、静的平衡状態、すなわち、静的陰解法 FEM で得られる解と同等の状態に達するまで動的陽解法 FEM を用いて時間ステップを進めることで解析を進める。このような解析手法を採ることで、理想化陽解法 FEM は静的陰解法 FEM と同等の解析精度を実現すると同時に、大幅な計算時間の短縮および、メモリ消費量の低減を実現した。また、理想化陽解法 FEM は、自由度毎、要素毎に独立した計算のみで解析を進めることが可能であることから、並列性に優れた手法となっているため、計算の並列化による計算時間短縮に対する効果は非常に大きいと考えられる。そこで、本章では、近年、並列数値計算環境として注目されつつある GPU を用いた並列化手法を導入する。GPU は、その内部に数十から数百の数値演算用のプロセッサを有し、一般的な CPU に対して非常に高い数値演算能力を持つが、プログラミングの専門性も高いことから、これまでは画像処理に対する適用がほとんどであった。しかしながら、近年においては、画像処理技術が高度化し、GPU に対して複雑な処理を要求するようになってきた。そのため、ある程度の汎用性を持たせた GPU が開発されるようになり、数値解析に対して用いることが可能となった。また、サーバーやワークステーションなどの高価な計算機を導入するよりも、非常に安価に高性能な計算環境を構築できることもあり、GPU は、科学技術用の数値演算プロセッサとして注目され始めている。特に、GPU がこれまで目的としてきた画像処理が、画素単位で独立した計算であり、並列粒度が小さい計算であることから、理想化陽解法 FEM の特徴である要素や自由度単位の計算に対し、GPU を用いた並列計算を適用することで、高い効果を発揮できると考えられる。

このような、GPU を用いた数値計算を行う環境としては、NVIDIA 社の GPU を用いた並

列計算環境である CUDA(Compute Unified Device Architecture)¹⁰¹⁾の他, Advanced Micro Devices 社の ATI Stream¹⁰²⁾, Brook GPU¹⁰³⁾などが提供されている. これらの中で, 2011 年現在においては, CUDA がもっとも普及していることから, 本研究においても, CUDA を用いて GPU による理想化陽解法 FEM の並列化を実施した.

並列化の方法としては, Fig. 4.2.1 に示すように, まず, GPU 上の 1 つの計算ユニットにおいて要素の応力を算出し, その応力を同計算ユニットで積分することにより, 等価節点力を算出する. 算出された要素ごとの等価節点力は, GPU から CPU へ転送され, CPU 上においてすべての要素に関する等価節点力を足し合わせることで, 解析領域全体の等価節点力ベクトルを作成する. また, 変位の算出に関しても, GPU の 1 計算ユニット上で 1 自由度の処理を行うような方法で計算するものとした. 以上の GPU を用いた解析手順を含む並列化理想化陽解法 FEM 全体のフローを Fig. 4.2.2 に示す. 同図からも分かるように, 理想化陽解法 FEM において計算コストがもっとも高い, 要素毎の計算および, 自由度毎の計算を GPU を用いて並列処理することにより, 大幅な高速化が期待される.

本節で示した一連の解析手法を GPU 並列化理想化陽解法 FEM と定義する.

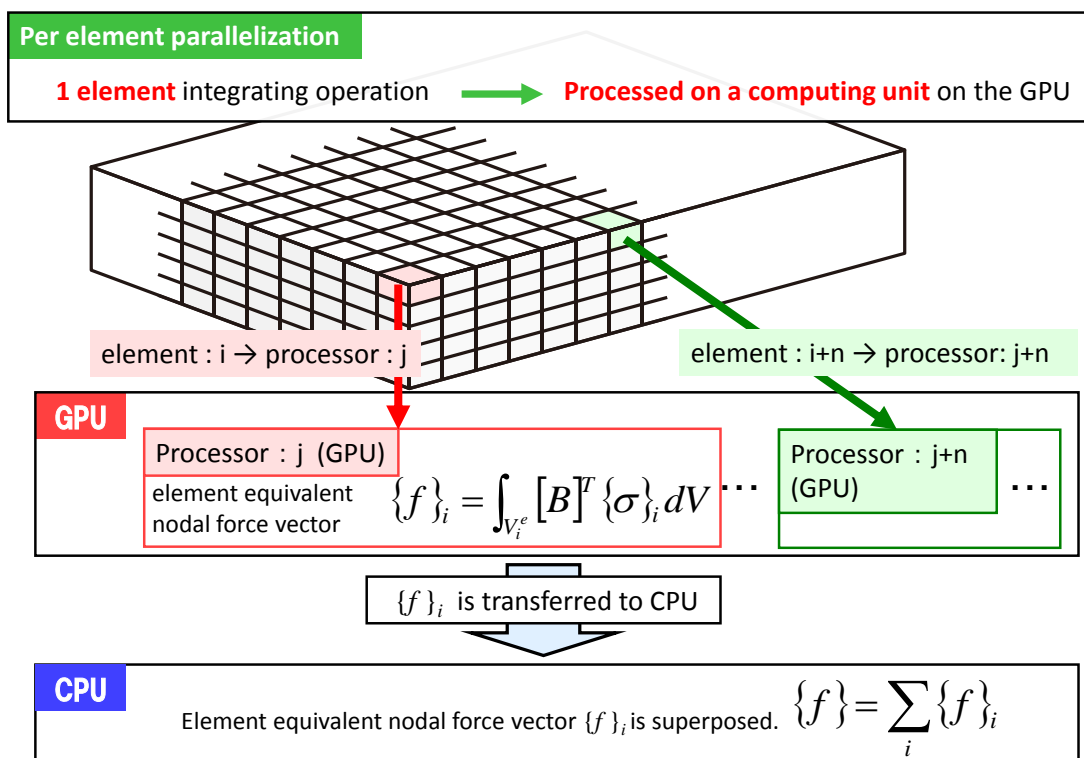


Fig. 4.2.1 Schematic illustration of parallelization using a GPU on Idealized Explicit FEM.

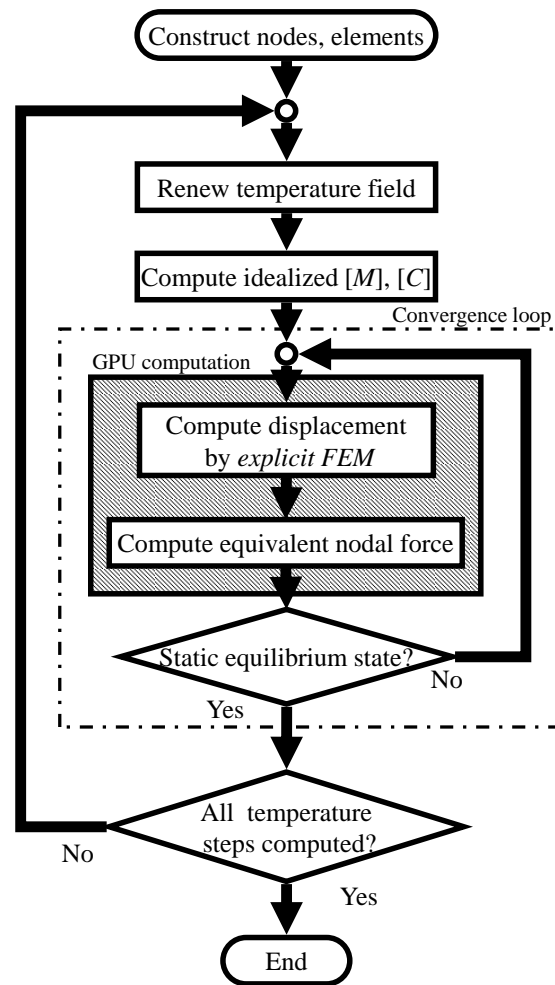


Fig. 4.2.2 Flow of Idealized Explicit FEM using parallelization using a GPU.

4.3 GPU 並列化理想化陽解法 FEM の性能評価

4.3.1 解析モデルおよび解析条件

前節で示した GPU を用いた並列化理想化陽解法 FEM の性能について検討するために、基礎的な T 継手溶接問題に対し GPU 並列化理想化陽解法 FEM を適用する。解析対象材料としては軟鋼材を仮定し、材料定数の温度依存性は Fig. 4.3.1 に示す通りとした。溶接条件は溶接電圧を 30 V、溶接電流を 120 A、溶接速度を 6.0 mm/s、熱効率を 0.5 とし、2 電極を用いた両側同時溶接を模擬した。また、要素分割は Fig. 4.3.2 に示す約 1 万要素のモデルを

標準モデルとし、解析時間およびメモリ使用量に関する性能評価のため、要素数が約 2 万、4 万、6 万、8 万のモデルを作成した。なお、解析には、Intel 社製 Core i7 3.60GHz の CPU 及び、24GB のメモリを用いた計算機を使用した。さらに、GPU として 1 プロセッサあたり 512 計算コアを有する GeForce GTX 580 プロセッサ 1 基を用いた。

解析の比較対象として、前章と同様にスカイラインソルバーを採用した静的陰解法 FEM を用いた。また、提案手法、静的陰解法 FEM とともに完全積分六面体要素を用いた。熱伝導解析は 1 ステップの時間増分を 0.05 秒とし、熱伝導解析により得られた 1 ステップの温度

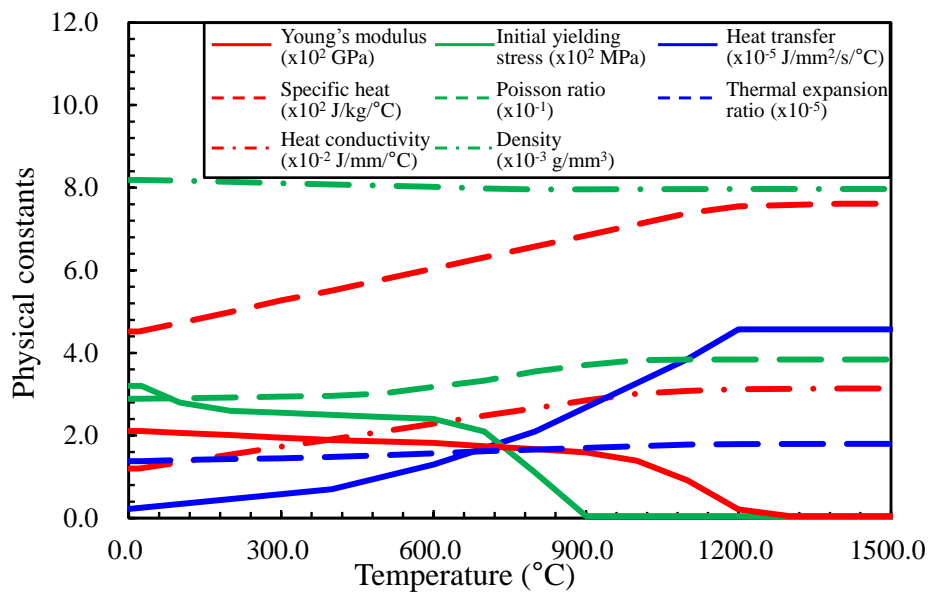


Fig. 4.3.1 Temperature dependent material properties of mild steel.

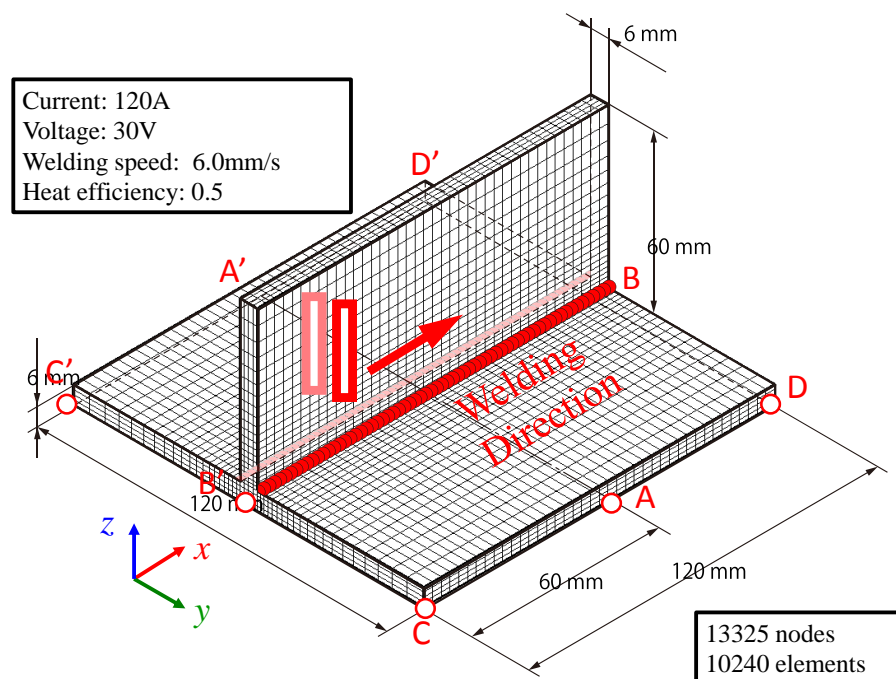


Fig. 4.3.2 FE mesh divisions and analysis conditions of T-joint welding.

増分ベクトルの最大値が 20°C 以下になるように温度増分ベクトルを再分割し、熱弾塑性解析における温度増分ベクトルとして付与するものとした。以上の様に、提案手法と静的陰解法 FEM を同等の条件下で解析を行い、提案手法である GPU 並列化理想化陽解法 FEM の計算時間並びにメモリ消費量について検討する。

4.3.2 計算時間とメモリ消費量

GPU 並列化理想化陽解法 FEM の計算時間の比較を行うために、自由度数が、39,975, 70,602, 141,588, 218,538, 289,680 の 5 通りのモデルを作成し、解析を実施した。しかしながら、解析時間の検討に関して、静的陰解法 FEM を用いて完全冷却時まで解析を行う場合、モデルの自由度数が数万を超えるような大規模な解析では、全体剛性方程式の求解に要する時間が膨大となり、現実的な計算時間で解析を完了することができない。そこで、本節では、本解析条件において、溶融および局部塑性という溶接特有の現象が十分に出現する加熱開始後 0.5 秒までの解析時間について比較した。

Fig. 4.3.3 に解析時間と自由度数の関係を示す。図中の●印は、GPU 並列化理想化陽解法 FEM による解析結果を示し、また、△印は理想化陽解法 FEM による解析結果、□印は静的陰解法 FEM による解析結果を示す。同図において、□印で示す静的陰解法 FEM による解析結果は、自由度数の 2 乗程度に比例して解析時間が増大するのに対して、△印および●印で示す理想化陽解法 FEM に関しては、自由度数の増加に伴い、計算時間が比例的に増加するに留まっていることが確認できる。このことは、大規模問題ほど、理想化陽解法 FEM

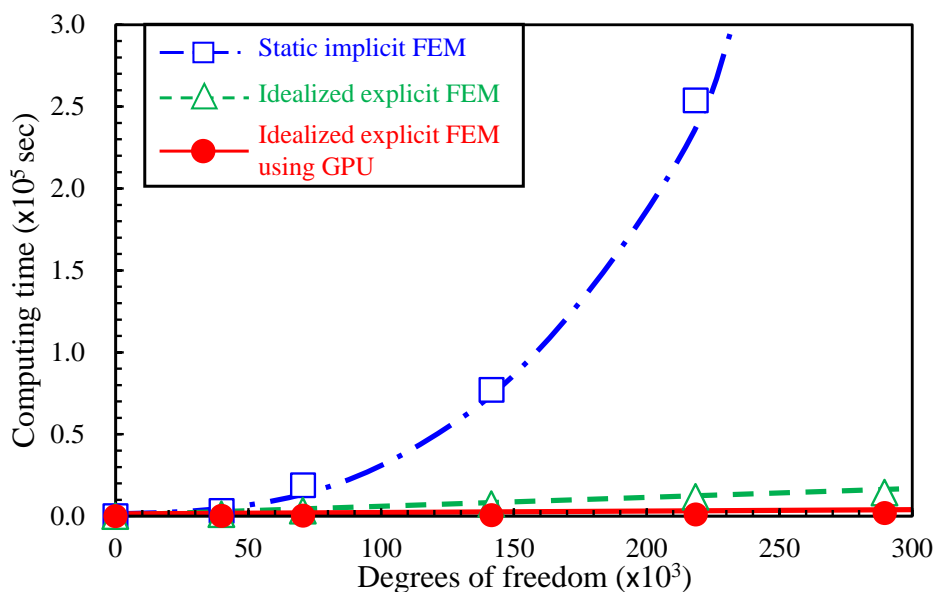


Fig. 4.3.3 Relation between computing time and degrees of freedom.

の方が有利であることを示唆するものである。さらに、●印で示す GPU を用いた並列化理想化陽解法 FEM は、約 30 万自由度(約 10 万節点)の解析においても解析時間が 1 万秒以下であることが確認できる。この点について、詳細に調べるため、静的陰解法 FEM による解析結果と理想化陽解法 FEM および GPU を用いた並列化理想化陽解法 FEM による解析結果に関して、計算時間の比をとり比較した図が Fig. 4.3.4 である。同図より、約 30 万自由度の解析において、静的陰解法 FEM の解析に比べて理想化陽解法 FEM による解析時間は約 1/30、また、GPU を用いた並列化理想化陽解法 FEM による解析時間は約 1/250 であることが分かり、大規模解析における理想化陽解法 FEM および GPU を用いた並列化理想化陽解法 FEM の有効性を示す事ができた。

メモリ消費量について比較した図が Fig. 4.3.5 である。同図より、理想化陽解法 FEM および GPU を用いた並列化理想化陽解法 FEM はメモリ使用量においても静的陰解法 FEM に比べて非常に有利であることが分かる。具体的には、約 30 万自由度の解析において、GPU を用いた並列化理想化陽解法 FEM の使用メモリは約 132MB であり、静的陰解法 FEM と比べて約 1/130 であることが確認できる。

以上の結果より、GPU を用いた並列化理想化陽解法 FEM は、従来まで汎用 FEM 解析コードでよく用いられている静的陰解法 FEM と比べて、特に大規模解析ほど計算時間およびメモリ消費量の両面で圧倒的に有利であることが分かった。

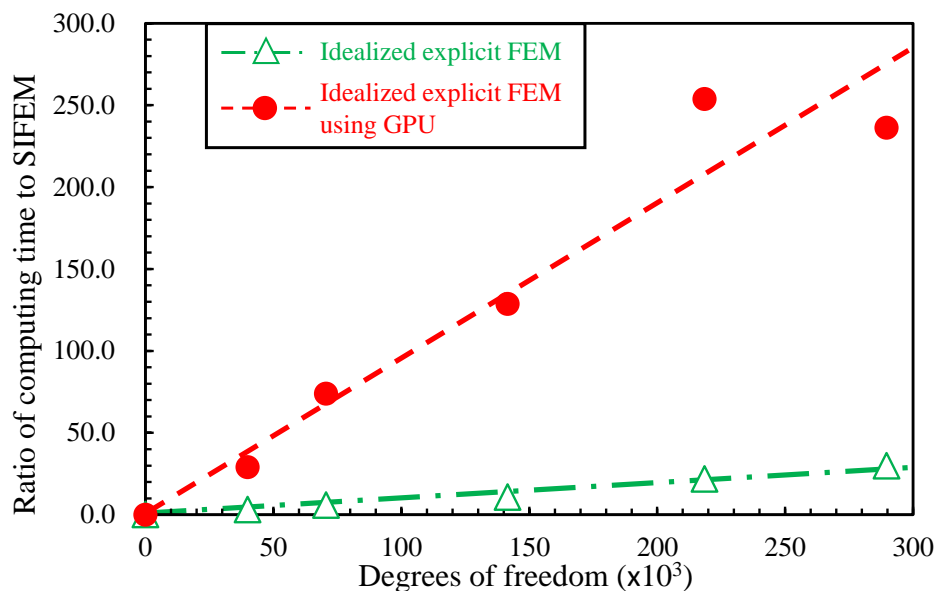


Fig. 4.3.4 Ratio of computing time of IEFEM and IEFEM accelerated by a GPU to static implicit FEM.

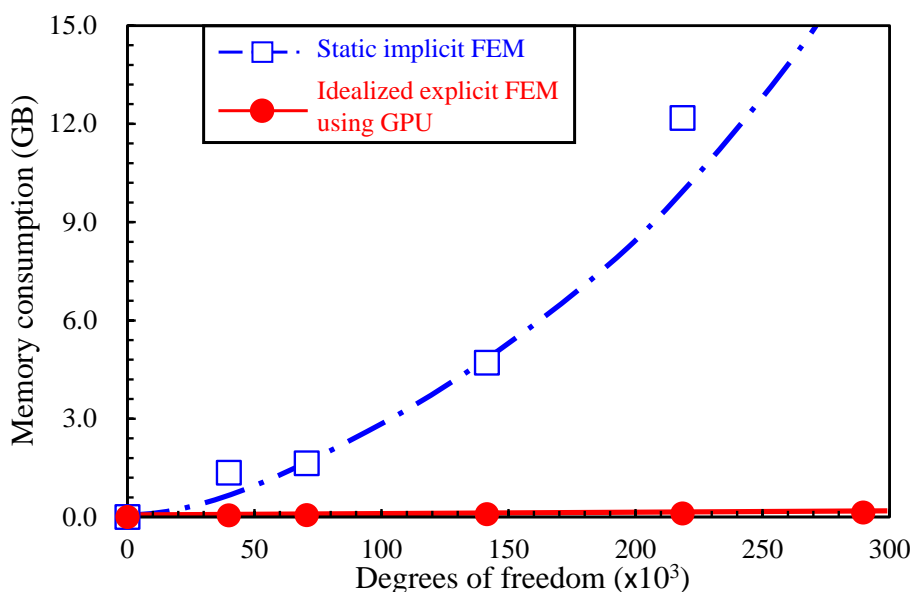


Fig. 4.3.5 Relation between memory consumption and degrees of freedom.

4.4 GPU 並列化理想化陽解法 FEM による大規模解析

4.4.1 解析モデルおよび解析条件

前節において、GPU 並列化理想化陽解法 FEM の基礎的性能について検証した。本節では、大規模移動熱源多層溶接問題への適用可能性について検討するために、約 130 万自由度、約 43 万節点、33 パスという汎用 FEM コードでは解析が非常に困難であると考えられる大規模問題に対し本手法の適用を試みる。

解析に用いた要素分割は、Fig. 4.4.1 に示す通りである。本モデルにおける解析自由度数は 1,283,205、節点数は 427,735、要素数は 412,400 である。溶接条件としては、1 パスあたりの溶接電圧を 17 V、溶接電流を 120 A、溶接速度を 6.66 mm/s、熱効率を 0.5 とし、パス間温度を 250°C と仮定した。溶接パス数は 33 パスであり、溶接の施工順序は Fig. 4.4.2 に示す通りとした。また、解析対象は軟鋼材料を仮定し、解析に用いた材料定数の温度依存性は前節で用いたものと同じ軟鋼材を仮定した。なお、解析に際して、CPU は Core i7 2.66GHz、メモリは 12GB とし、また、1 プロセッサあたり 240 計算コアを有する GeForce GTX 285 プロセッサを 3 基用いた計算機を使用した。

熱伝導解析の結果、全温度ステップ数は 56,320 となり、GPU を用いた並列化理想化陽解法 FEM により全温度ステップに対応する熱弾塑性解析を実施した。

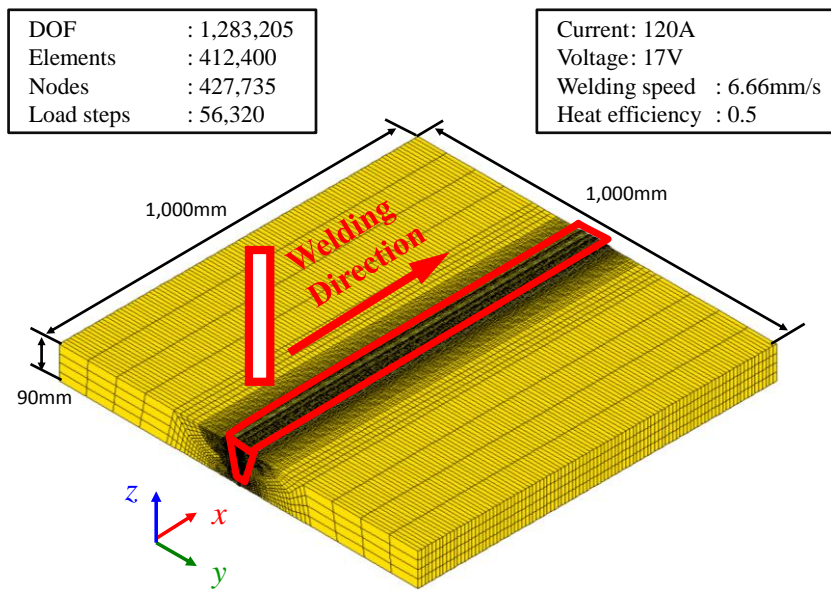


Fig. 4.4.1 FE mesh divisions of multi-pass welding model.

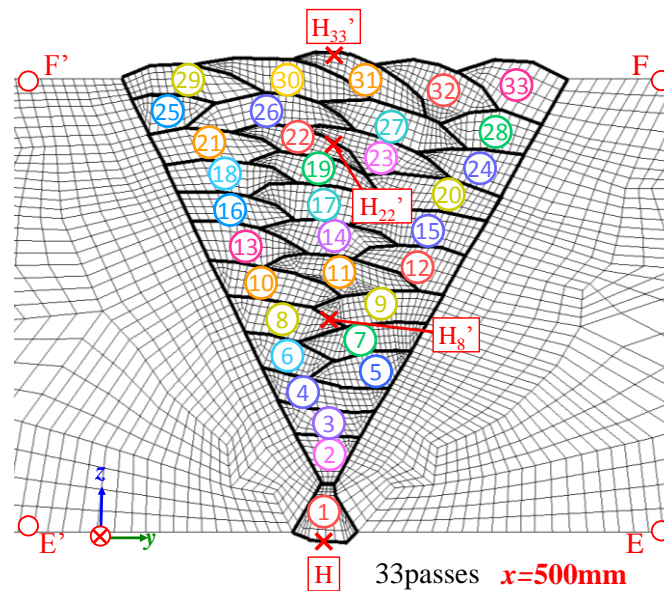
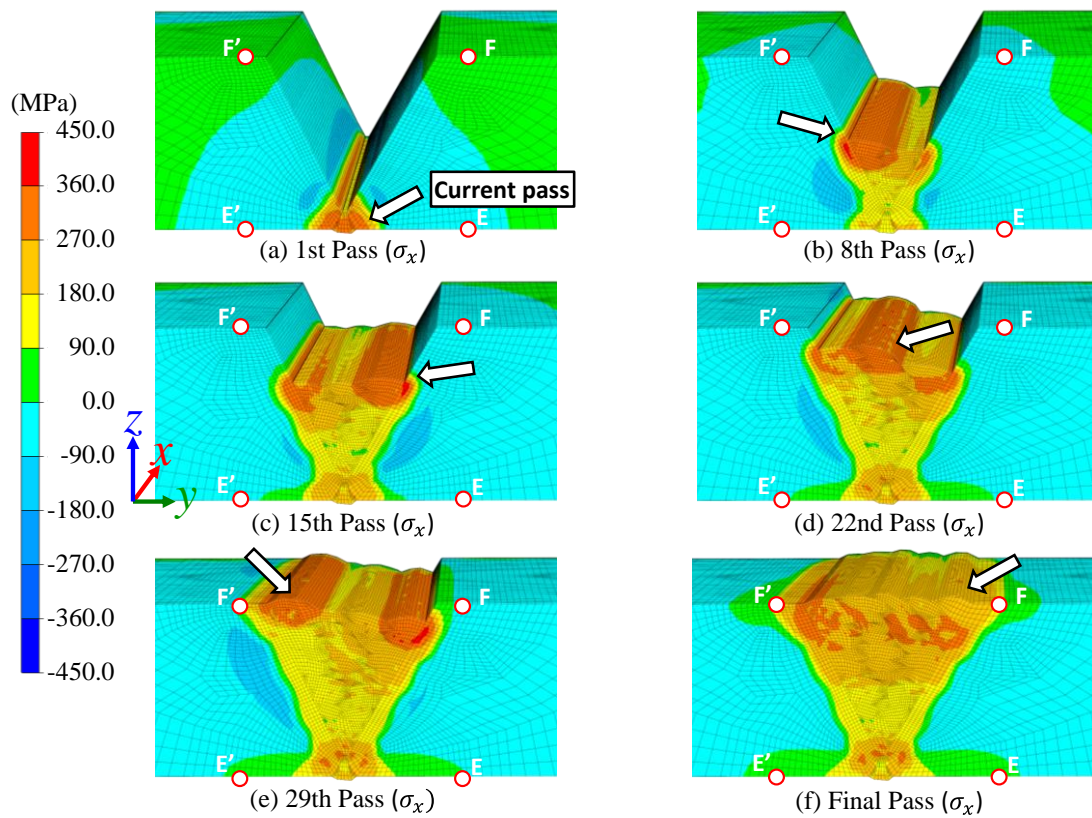
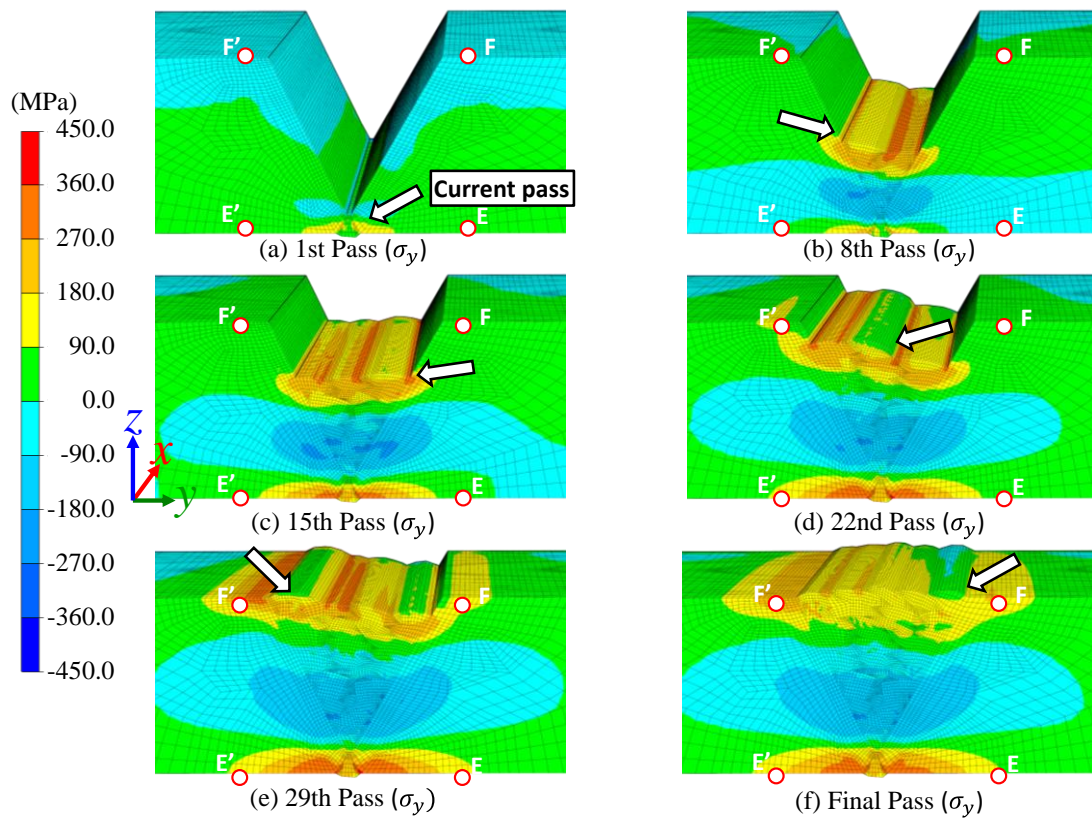


Fig. 4.4.2 Welding sequence of multi-pass model.

4.4.2 解析結果

Fig. 4.4.3 に溶接中央断面($x = 500 \text{ mm}$)および中央断面から終端側($x = 500 \sim 1000 \text{ mm}$)表面部における溶接線方向応力 σ_x の分布を示す. 同図(a)は1パス溶接終了時(250°C時)における応力 σ_x 分布を示し, (b)から(f)はそれぞれ同様に, 8パス, 15パス, 22パス, 29パス, 33パス(全パス)溶接終了時における応力 σ_x 分布を示す. 同図より, パスが進むに従い, 積層が行われ, 詳細な応力分布が得られていることが確認できる. その特徴としては, 溶接直後のパスの積層部近傍において, 比較的高い応力の発生が確認できる. 同様にして, Fig. 4.4.4

Fig. 4.4.3 Distribution of stress σ_x at interpass temperature in transverse cross section.Fig. 4.4.4 Distribution of stress σ_y at interpass temperature in transverse cross section.

には溶接線直角方向応力 σ_y の分布を示す. 同図より, 初パスを除いたいずれのパスを溶接した場合においても, 板厚方向内部に圧縮応力が発生し, 表面部および裏面部においては引張り応力が発生していることが確認できる.

次に, Fig. 4.4.2 に示す溶接中央断面($x = 500$ mm)裏面部($z = 0$ mm)の E 点および E' 点における各パス溶接終了時の σ_y の履歴を Fig. 4.4.5 に示す. 同図より, 裏面部の応力履歴は, いずれのパスを溶接した場合においてもほぼ左右対称に変化し, 各層における積層方向に依らないことが確認された. また, 約 10 パス終了時から最終パスまで応力値はほとんど変化しないことが確認できる. さらに, Fig. 4.4.2 に示す溶接中央断面上($x = 500$ mm)表面部($z = 90$

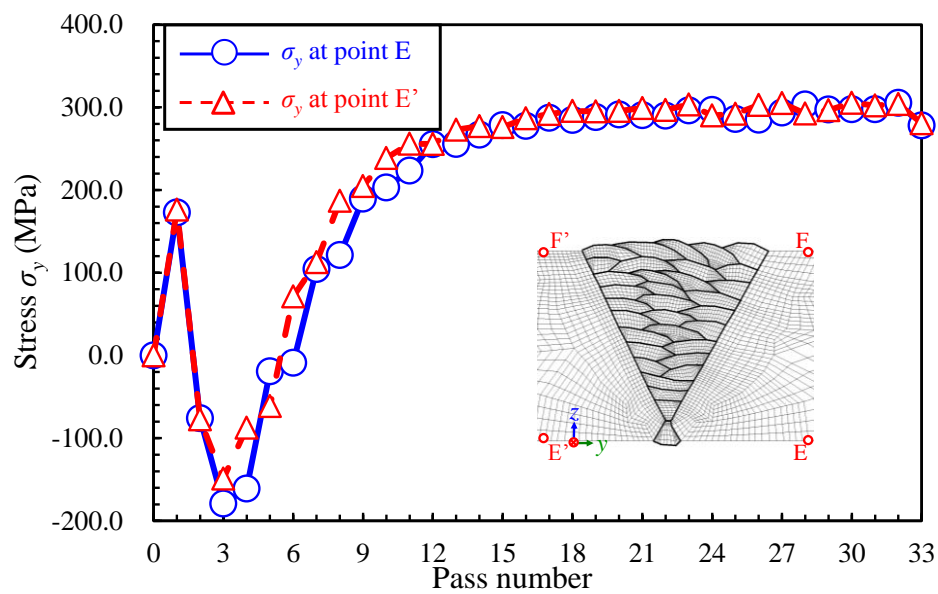


Fig. 4.4.5 Relation between stress σ_y at E and E' and pass number.

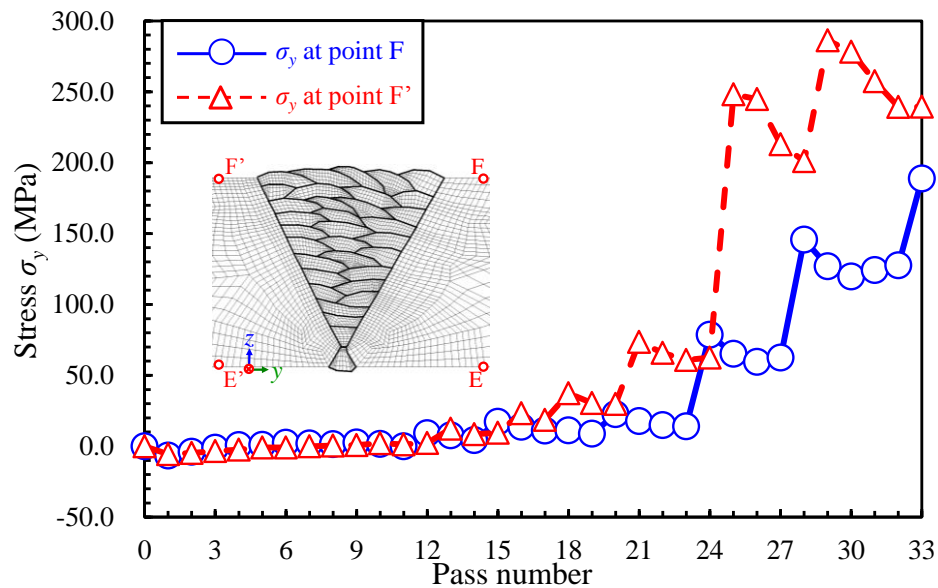


Fig. 4.4.6 Relation between stress σ_y at F and F' and pass number.

mm)のF点およびF'点における各パス溶接終了時の σ_y の履歴をFig. 4.4.6に示す. 同図から, F'点における応力は, 各層におけるF'点側のパス(13, 16, 18, 21, 25, 29パス目)終了時ほど高くなることを確認でき, また, F点における応力は, 各層におけるF点側のパス(15, 17, 20, 24, 28, 33パス目)終了時ほど高くなることを確認できる. さらに, 最終層最終パス溶接後の残留応力状態において, F点とF'点の応力差は50 MPa程度であることが確認できる.

次に, 溶接中央断面($x = 500$ mm)裏面部($z = 0$ mm)から表面部, すなわちFig. 4.4.2のH-H'線上における σ_y の分布を8パス, 22パス, 33パス溶接終了時において比較しFig. 4.4.7に示す. 同図より, σ_y の分布に関して, 積層が進むに伴い, 表裏面に引張り, 内部に圧縮という応力分布が発生していることが確認できる. 表面部に大きな引張り応力が発生する理由としては, 開先幅が表面部ほど大きいため, 表面部ほど圧縮の塑性ひずみが発生している領域が大きいためであると考えられる. また, この表裏面の塑性ひずみの差に起因して角変形が発生し, その曲げにより裏面側において大きな引張り応力が発生していると考えられる. なお, 本章における, 応力解析に要した計算時間は約108時間であり, 実用可能な時間内で計算できたと言える.

厚板の多層溶接時における応力挙動を詳細に解析することは各種構造物の応力腐食割れや疲労き裂の回避という観点から非常に重要と考えられる. その詳細なシミュレーションを初めて実現するGPU並列化理想化陽解法FEMは, その汎用性, 高速性, 省メモリ性という観点から, 今後溶接力学分野の発展に大いに貢献できると考えられる.

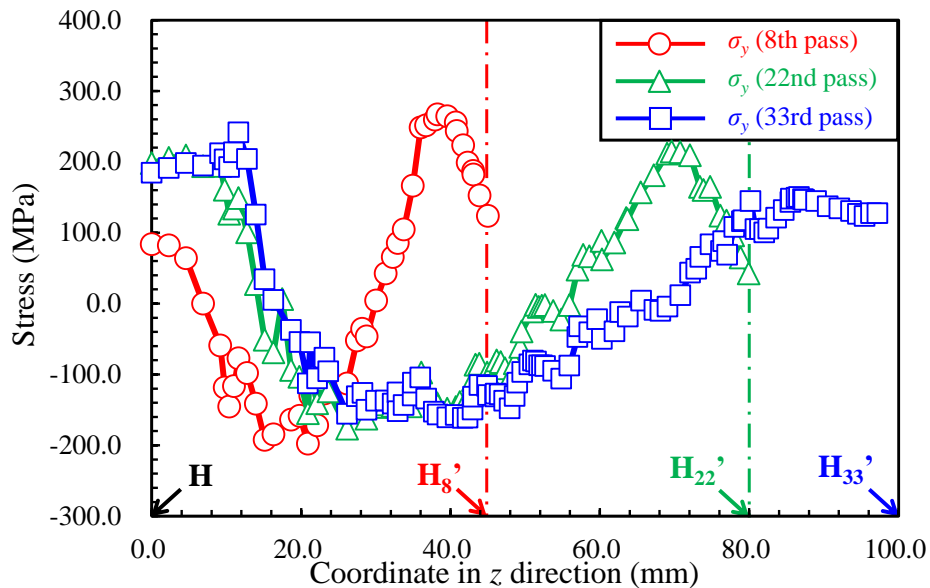


Fig. 4.4.7 Comparison of distribution of stress σ_y after 8th, 22nd and 33th pass.

4.5 結言

本章では、溶接力学問題の大規模・高速解析を目的に、GPU 並列化を導入した理想化陽解法 FEM を開発した。本手法を T 継手溶接問題及び多層溶接の 3 次元移動熱源問題に適用し、その有用性および妥当性について検討した結果、以下の知見が得られた。

- 1) 開発手法および静的陰解法 FEM を用いた場合における計算時間に関して比較を行った結果、節点数が 96,560 の解析において、開発手法は約 1/250 にまで計算時間を低減することができ、また、節点数が多いほど、高速化が可能という結論が得られた。
- 2) 開発手法および静的陰解法 FEM を用いた場合におけるメモリ消費量に関して比較を行った結果、節点数が 96,560 の解析において、開発手法のメモリ消費量は、静的陰解法 FEM の約 1/130 であり、また、通常理想化陽解法 FEM と同様に、節点数が多いほど静的陰解法 FEM に対する省メモリ化の効果が大きいという結論が得られた。
- 3) 自由度数 1,283,205、節点数 427,735、要素数 412,400 の 33 パス大規模移動熱源多層溶接問題に対し、開発手法を適用した結果、約 108 時間で全パスの過渡応力・変形解析が可能であることを示した。

第五章

理想化陽解法 FEM による円筒多層溶接継手に 生じる残留応力に関する検討

5.1 緒言

原子力プラントや化学プラント、環境プラントなどの鋼構造物では厚板が使用され、それらの製造および組み立てにおいては多層溶接が用いられる。溶接の施工に伴い溶接部近傍には残留応力が必然的に生じ、応力腐食割れ^{104), 105)}や疲労き裂^{106), 107)}などの原因となる場合があり、問題となっている。従って、溶接部の残留応力を正確に把握することは、溶接継手の健全性を評価する上で極めて重要である。

応力腐食割れの発生が報告されている原子炉圧力容器の出入口管台部のような異材接合継手の製造工程の一例を挙げると、まずノズル部の内面にステンレス鋼によってクラッド溶接を行い、さらに低合金鋼の継手部側にバタリング溶接を行う。その後、低合金鋼の残留応力除去と材質改善を目的に PWHT(溶接後熱処理)が施され、低合金鋼のノズル部とステンレス鋼のセーフエンド部の異材が多層溶接によって接合される。このように複雑な工程を経て製作される異材接合継手の残留応力予測は非常に困難であり、また、実験において

応力計測を行う場合には、厚板ゆえに多大なコストと時間を要することになる。従って、数値シミュレーション等を用いて高精度に残留応力を予測する手法の確立は急務であると言える。

現在、溶接残留応力を予測する手法としては、熱弾塑性解析理論を用いた非線形有限要素法(FEM)による数値解析が一般的に用いられている⁶⁹⁻⁷³⁾。非線形 FEM による熱弾塑性解析を用いて溶接残留応力を予測する場合、加熱開始から完全冷却に至るまでの温度変化に伴う変形、応力の変化を逐次解析する必要がある。そのため、一般的な構造解析と比較し、膨大な計算量が必要とされることから解析に要する計算時間が問題となる。さらに、多層溶接においては、溶接パスの数だけ加熱開始から完全冷却に至るプロセスを何度も解析する必要があり、計算時間という点から解析は困難を極める。そのため、多層溶接の解析においては、計算時間の短縮を目的に、隣接する溶接パスをまとめて解析するグルーピングと呼ばれる手法が用いられている^{108), 109)}。グルーピングを行うことにより計算量を削減し、解析に要する計算時間を減少させることができるが、複数の溶接パスをまとめることにより実現象とは異なるモデルを解析することになるため、残留応力分布に対して少なからず影響があると考えられる。また、多層溶接においては、熱源が溶接部を複数回にわたって通過するため、溶接部に大きなひずみが作用することになる。そのため、加工硬化については厳密な硬化則に基づき評価する必要があると考えられる。そこで、本研究では、等方硬化則、バウシinger効果¹¹⁰⁾を考慮可能な加工硬化モデルである移動硬化則^{111), 112)}、および等方硬化と移動硬化の両方を考慮した複合硬化則を用いた場合の残留応力の評価を行う。このような加工硬化則を用いた溶接残留応力の解析事例は多く報告されている⁸¹⁻⁸⁵⁾が、実施工モデルに対して移動熱源を用いて多層溶接の残留応力分布を忠実に再現した事例は少ない。

本章では、円筒の多層溶接時の残留応力問題に対して理想化陽解法 FEM を適用し、3次元の移動熱源を考慮した解析を行う。まず、硬化則の影響について検討するために、11層33パスの片側V開先溶接の解析を実施し、硬化則が残留応力分布に及ぼす影響について議論する。続いて、23層108パスのX開先溶接の解析を行い、グルーピングが残留応力分布に及ぼす影響について議論する。また、X開先溶接の解析においては溶接順序が残留応力に及ぼす影響についても検討する。

5.2 片側 V 開先円筒多層溶接継手の 3 次元残留応力解析

5.2.1 解析モデルおよび解析条件

本章では Fig. 5.2.1 (a)に示す片側 V 開先円筒継手の多層溶接問題に対して、理想化陽解法 FEM を適用する。解析モデルの寸法および形状は、外径 305 mm, 内径 255 mm, 長さ 500 mm の円筒であり、本モデルの節点数は 1,029,240, 要素数は 1,005,210, および総自由度数は 3,087,714 である。Fig. 5.2.1 (b)に溶接部近傍のメッシュ分割および溶接順序を示す。また、母材に SUS304, 溶接金属に Y308L を用いている。Fig. 5.2.2 および Fig. 5.2.3 に解析に使用した SUS304 および Y308L の材料定数の温度依存性を示す。溶接条件は Table 5.2.1 に示す通りであり、全パスを同一方向(周方向)に溶接した。溶接方法は TIG 溶接である。なお、本解析ではアニール温度を 900 °C とし、アニール温度以上の温度を持つ要素の相当塑性ひずみと移動硬化則における背応力を 0 にするものとした。また、初期温度、室温およびパス間温度を 20 °C とした。

以上の条件を用いて熱伝導解析を実施した結果、温度ステップ数は 20,842 となった。本解析では熱伝導解析で得られた温度ステップに対応する熱弾塑性解析に対して等方硬化則および、移動硬化則を用いた解析を実施し、さらに、等方硬化と移動硬化を 1 : 1 の比率で考慮した複合硬化則を用いた解析を実施する。本解析には、CPU に Intel Core i7 3.2 GHz を 1 基、メモリ 64 GByte, GPU に NVIDIA GeForce GTX 680 を 1 基搭載した計算機を使用した。

Table 5.2.1 Welding conditions for single V groove model.

Layer	Pass	Current (A)	Voltage (V)	Speed (mm/sec)	Heat efficiency
1	1	130.0	10.0	2.00	0.8
2	2~3	135.0	9.7	1.67	0.8
3	4~5	170.0	10.0	1.50	0.8
4	6~8	170.0	10.0	1.50	0.8
5	9~11	170.0	10.0	1.50	0.8
6	12~14	170.0	10.0	1.50	0.8
7	15~18	170.0	10.0	1.50	0.8
8	19~22	170.0	10.0	1.50	0.8
9	23~26	170.0	10.0	1.50	0.8
10	27~29	170.0	10.0	1.50	0.8
11	30~33	170.0	10.0	1.50	0.8

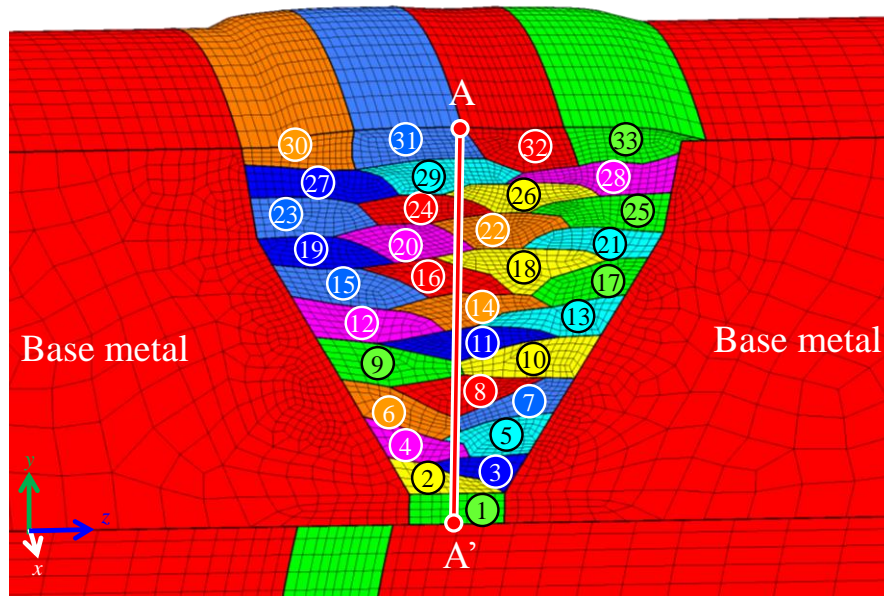
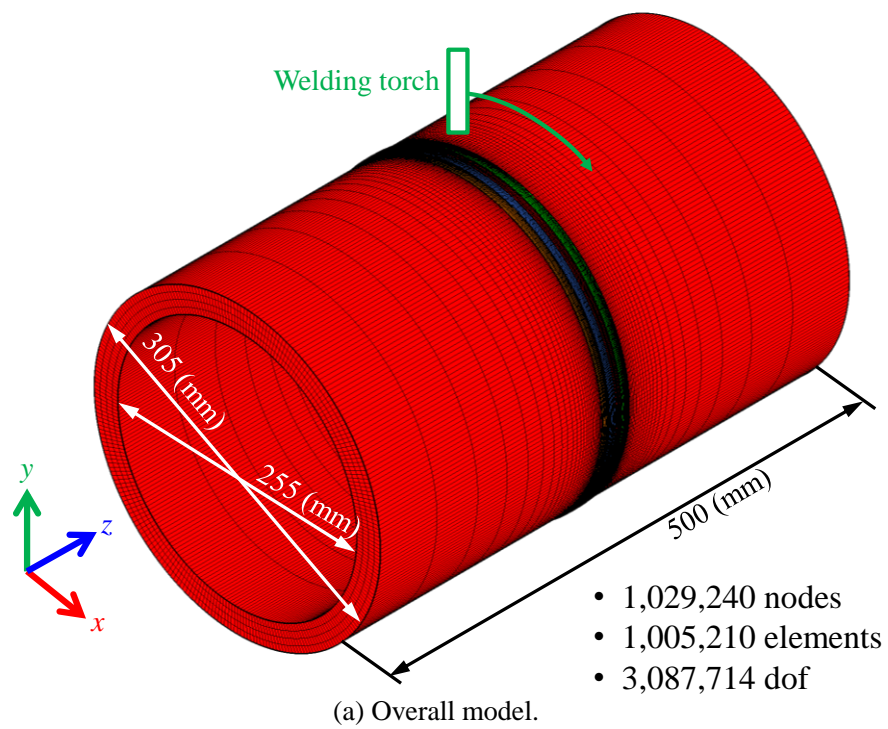


Fig. 5.2.1 Analysis model of single V groove multi-pass welding.

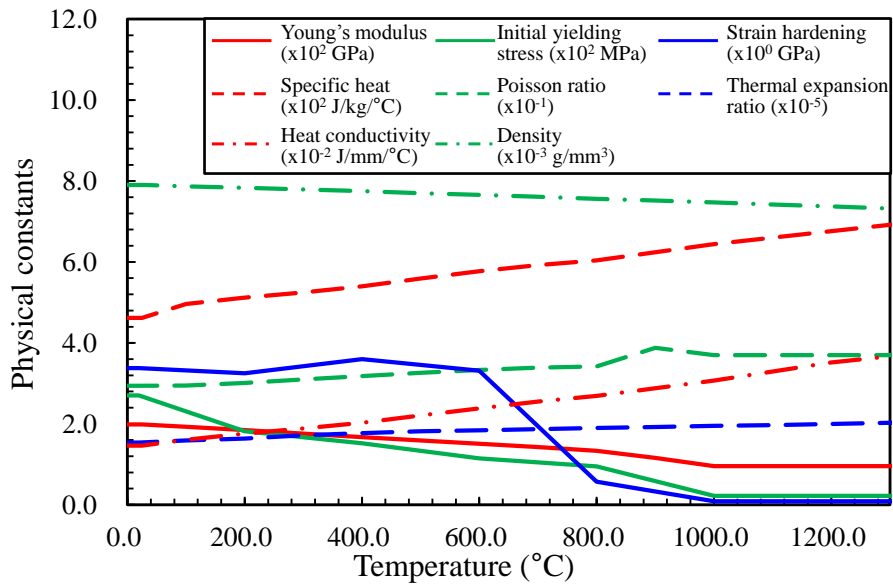


Fig. 5.2.2 Temperature dependent material properties of SUS304.

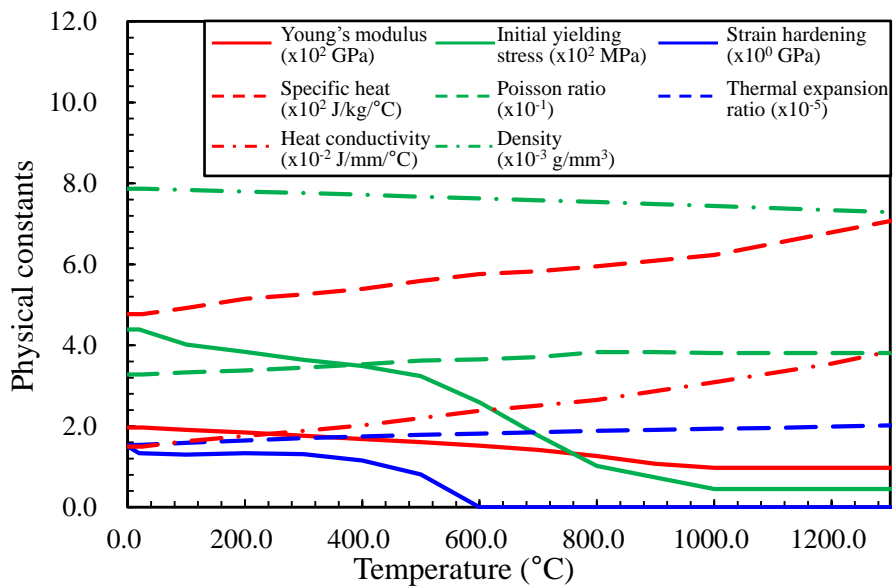


Fig. 5.2.3 Temperature dependent material properties of Y308L.

5.2.2 解析結果

Fig. 5.2.4 に溶接開始位置から溶接方向に 90 度の断面における 8 パス(4 層), 17 パス(7 層), 33 パス(最終層)溶接終了時の軸方向残留応力分布を示す。Fig. 5.2.4 (a)~(c)はそれぞれ等方硬化, 複合硬化, 移動硬化による 8 パス溶接終了時の解析結果を示し, 同図(d)~(f)は 18 パス溶接終了時の解析結果を示す。また, 同図(g)~(i)は 33 パス(最終層)溶接終了時の解析結

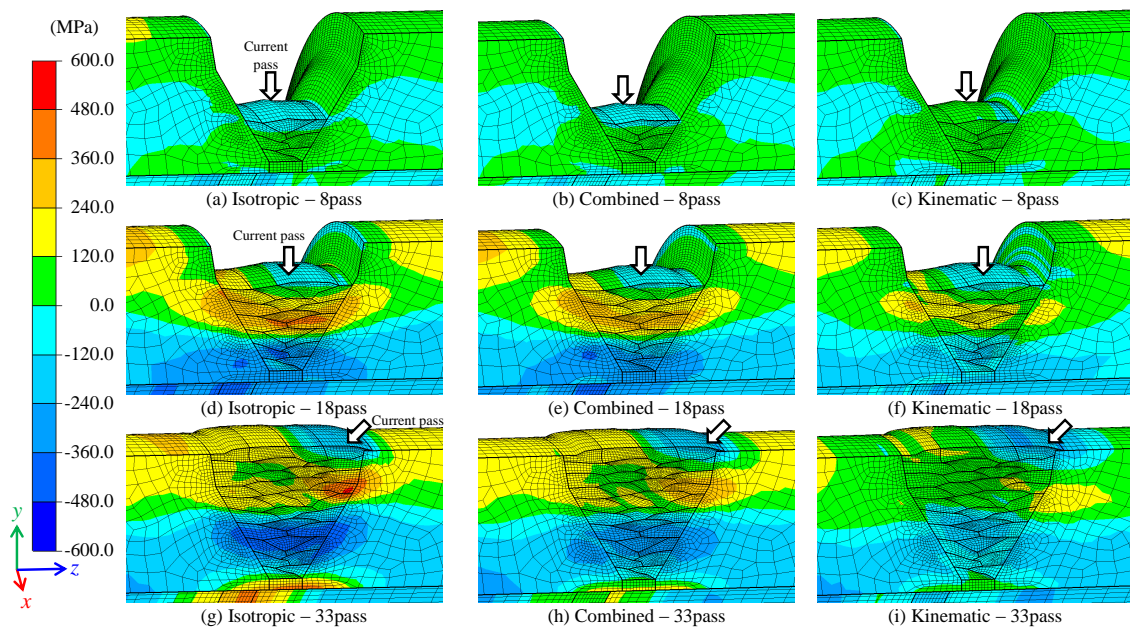


Fig. 5.2.4 Distribution of residual stress in axial direction σ_z on cross section at 90° from start point of welding.

果を示す。Fig. 5.2.4 より、(a)~(c)に示す 8 パス目が終了した段階では大きな軸方向応力は生じていないが、(d)~(f)に示す 18 パス目においては、円筒の内面側に圧縮の軸方向応力が生じ、18 パス目の溶接金属部の周辺には強い引張りの軸方向応力を生じていることが確認できる。また、(g)~(i)に示す全パスの溶接が終了した段階では、33 パス目溶接部と円筒の内部に圧縮の応力が生じているが、内面と外面には引張りの残留応力が発生していることがわかる。加工硬化則の違いに関しては、いずれの加工硬化則を用いた場合でも、応力分布が同様の傾向を示すことが確認できる。しかしながら、応力の絶対値に注目すると、移動硬化、複合硬化、等方硬化の順に大きくなっている。これは、移動硬化においては、塑性変形の進行とともに背応力が変化、すなわち、降伏曲面の原点が移動するため、引張りと圧縮の応力が交互に作用した場合、降伏応力の大きさはあまり変わらないのに対し、等方硬化においては、塑性変形の進行に伴い、降伏曲面自体が大きくなり、それに伴い降伏応力が大きくなるためであると考えられる。複合硬化に関しては、等方硬化と移動硬化を同じ割合で考慮したため、等方硬化と移動硬化の中間程度の値となっている。

同様に、Fig. 5.2.5 に周方向残留応力分布を示す。同図より、8 パス、18 パスの溶接が終了した段階では溶接部近傍に引張り応力が広く分布しているが、全パスの溶接が完了した状態では最終パス溶接部の周囲に大きな引張り、内面側では圧縮の残留応力が生じていることがわかる。また、軸方向の残留応力と同様に、応力分布は全ての加工硬化則において同様の傾向を示しているが、絶対値に関しては、移動硬化、複合硬化、等方硬化の順に大

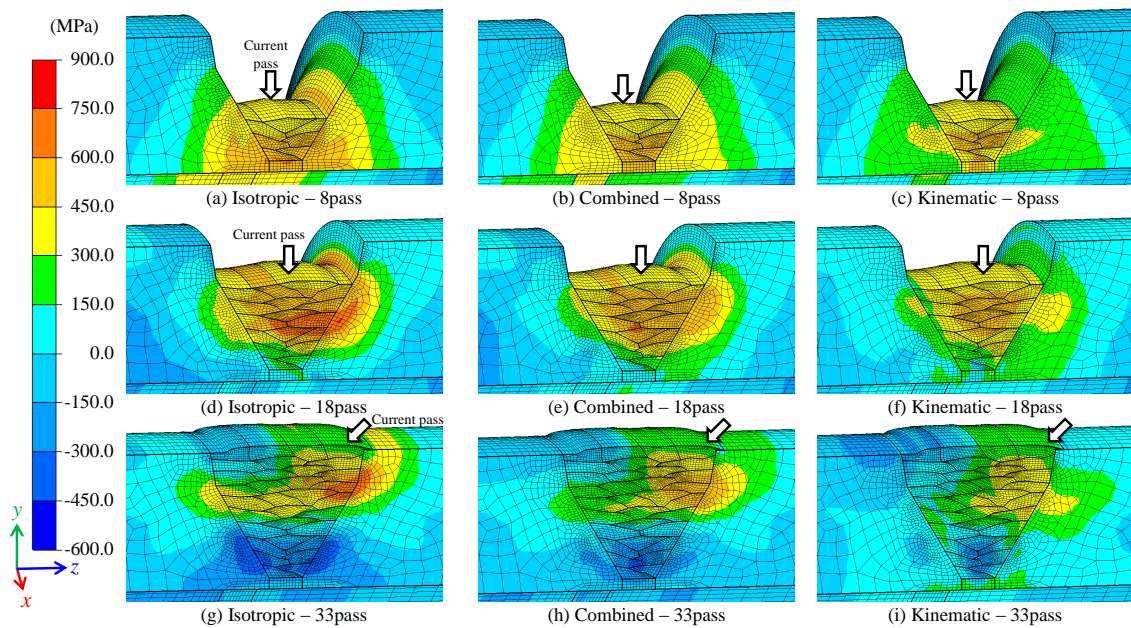


Fig. 5.2.5 Distribution of residual stress in hoop direction σ_{θ} on cross section at 90° from start point of welding.

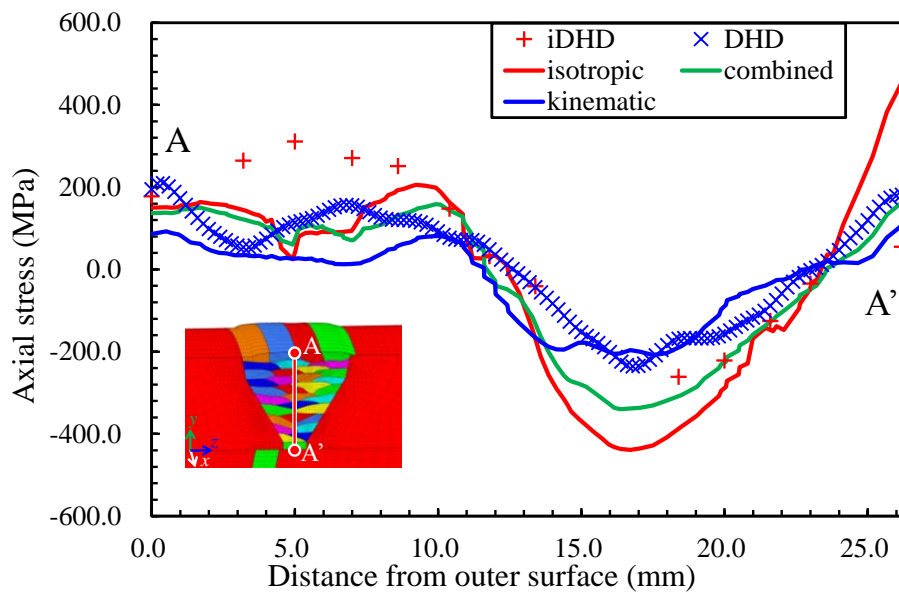


Fig. 5.2.6 Comparison of distribution of residual stress in axial direction σ_z on cross section at 90° from start point of welding.

きくなっていることが確認できる。

Fig. 5.2.6 に、Fig. 5.2.1(b)の A-A' 線上における各加工硬化則を用いた場合の軸方向の残留応力分布と実験結果の比較を示す。実験の残留応力の計測には DHD 法¹¹³⁾および iDHD 法¹¹⁴⁾を用いた。DHD 法は、計測対象の試験片に対して切削により参照孔を設け、参照孔の周辺の領域を放電加工により切り抜き、切り抜き後の参照孔の径の変化を計測することで

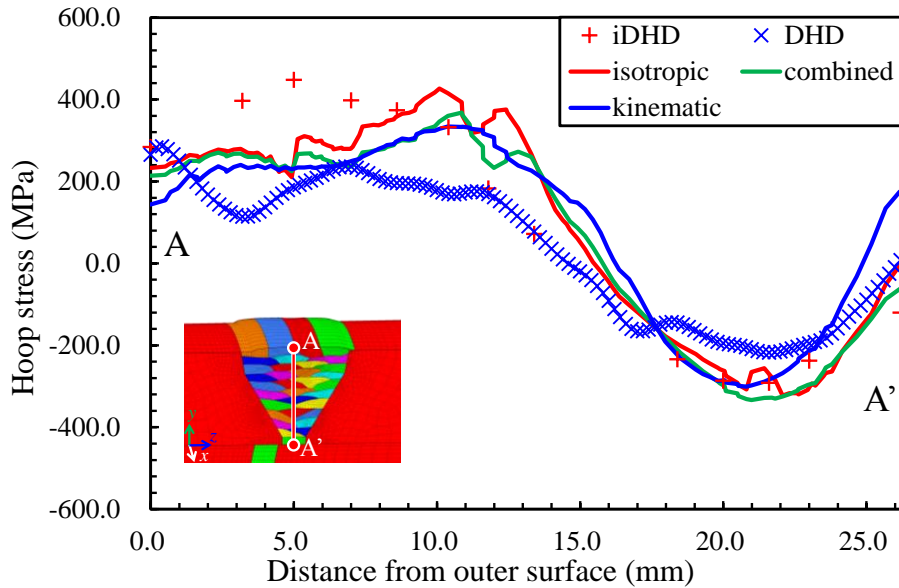


Fig. 5.2.7 Comparison of distribution of residual stress in hoop direction σ_θ on cross section at 90° from start point of welding.

残留応力を測定する手法である。また、iDHD 法は、DHD 法に対して段階的にひずみを解放させるような改良を加えた手法である。Fig. 5.2.6 より、等方硬化の解析結果は、実験結果と比較し、少し高い傾向を示すが、実験結果と解析結果は定量的に良く一致していることがわかる。

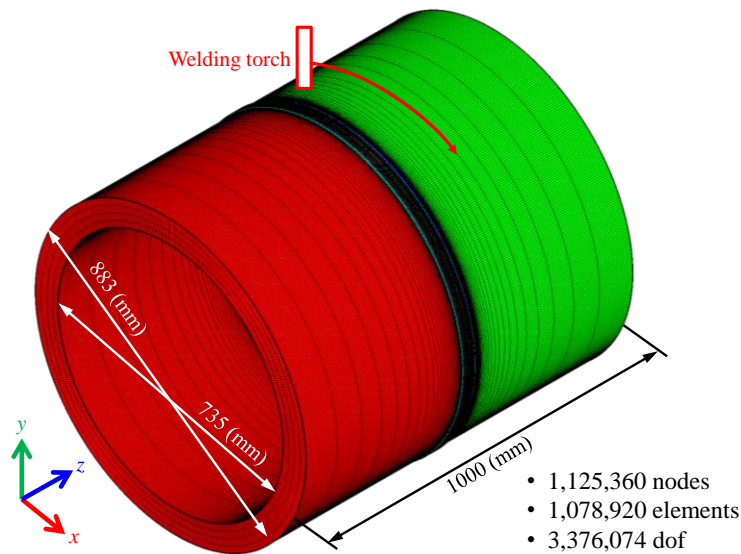
Fig. 5.2.7 に、Fig. 5.2.6 と同様に各硬化則を用いた場合の周方向の残留応力分布と実験結果の比較を示す。同図より、周方向の残留応力分布においては、いずれの硬化則を用いた場合でも応力の傾向、値ともに実験値と比較的に良く一致していることがわかる。

なお、本解析に要した時間は等方硬化、複合硬化、移動硬化のいずれの場合においても約 70 時間であり、理想化陽解法 FEM を用いることで、100 万要素を超える大規模構造の多層溶接時における残留応力分布を高精度に予測可能であることを示した。

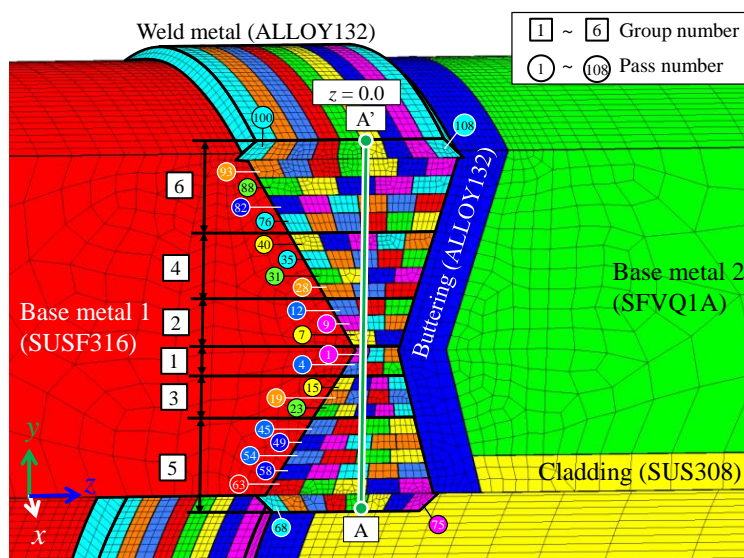
5.3 X 開先円筒多層溶接継手の 3 次元残留応力解析

5.3.1 解析モデルおよび解析条件

本節では多層溶接の残留応力解析におけるグルーピングの影響について検討する。解析対象は Fig. 5.3.1 (a) に示す 23 層 108 パスの X 開先円筒継手であり、節点数、要素数、解析



(a) Overall model.



(b) Zoomed view of welding part.

Fig. 5.3.1 Analysis model of X groove multi-pass welding.

自由度数はそれぞれ、1,125,360、1,078,920、3,376,074 である。本モデルでは、母材に SUSF316 および SFVQ1A、溶接金属およびバタリング部に ALLOY132、クラディング部に SUS308 を仮定した。それぞれの材料における材料定数の温度依存性は Fig. 5.3.2~5.3.5 に示す通りである。解析に際しては、グループ番号 1 から 6 までの各グループをグループ番号順に溶接し、グループ内の各層を円筒内層から表層に向かって移動熱源を用いて積層する。各層内においては z 軸の負方向から正方向に溶接するものとし、これを全パス溶接モデルとする。グループピンギングモデルにおいてはグループ内の各層のすべてのパスを一つにまとめて移動熱

源を用いて入熱するものとした。内面と外面の最終層に関してはグルーピングを行わず、全パス溶接モデルと同様に、パス各々に対し加熱を行う。以上のグルーピングを行うことで、Fig. 5.3.6 に示すように、計算パス数は 38 となり、計算時間の短縮になる。また、グルーピングされたパスの入熱量は、まとめられた各パスの入熱量の総和とし、溶接速度は全パス溶接モデルと同じ値を使用した。なお、各パスの溶接条件は Table 5.3.1 に示す通りであり、溶接方法は SMAW である。

以上の条件で熱伝導解析を実施した結果、全パス溶接モデル、グルーピングモデルの温度ステップ数はそれぞれ 69,961, 25,269 となった。次に、温度ステップに対応する熱弾塑性解析を実施する。なお、本節の解析で使用した計算機は前節で使用したのと同じ GPU に GeForce GTX 680 を一基搭載したものである。また、残留応力に対する溶接順序の影響

Table 5.3.1 Welding conditions for X groove model.

Group	Layer	Pass	Current (A)	Voltage (V)	Speed (mm/sec)	Heat efficiency
1	1	1~3	120.0	27.0	3.17	0.7
	2	4~6	120.0	27.0	3.17	0.7
2	3	7~8	120.0	27.0	3.17	0.7
	4	9~11	120.0	27.0	3.17	0.7
	5	12~14	120.0	27.0	3.17	0.7
3	6	15~18	120.0	27.0	3.17	0.7
	7	19~22	120.0	27.0	3.17	0.7
	8	23~27	120.0	27.0	3.17	0.7
4	9	28~30	120.0	27.0	3.17	0.7
	10	31~34	120.0	27.0	3.17	0.7
	11	35~39	120.0	27.0	3.17	0.7
	12	40~44	120.0	27.0	3.17	0.7
5	13	45~48	130.0	27.0	3.17	0.7
	14	49~53	125.0	27.0	3.17	0.7
	15	54~57	125.0	27.0	3.17	0.7
	16	58~62	130.0	27.0	3.17	0.7
	17	63~67	130.0	27.0	3.17	0.7
	18	68~75	120.0	27.0	3.17	0.7
6	19	76~81	125.0	27.0	3.17	0.7
	20	82~87	125.0	27.0	3.17	0.7
	21	88~92	125.0	27.0	3.17	0.7
	22	93~99	125.0	27.0	3.17	0.7
	23	100~108	120.0	27.0	3.17	0.7

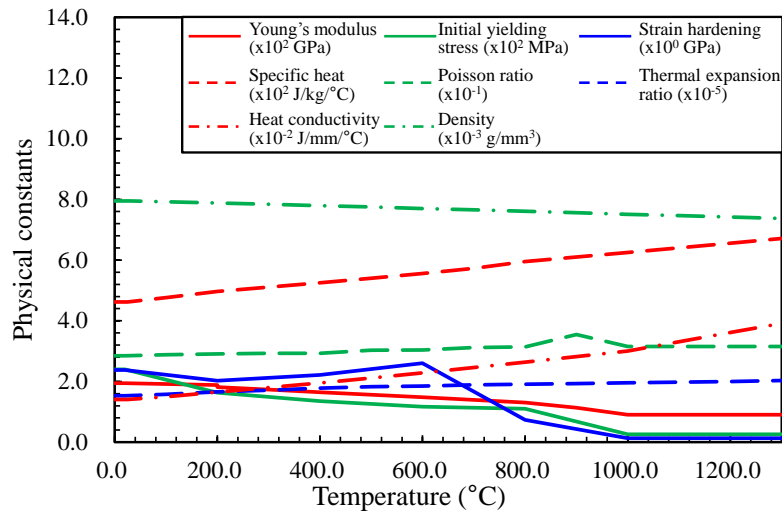


Fig. 5.3.2 Temperature dependent material properties of SUSF316.

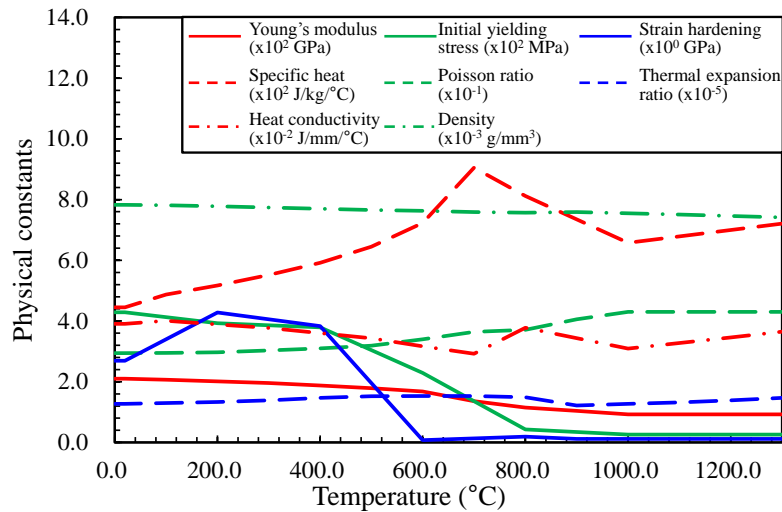


Fig. 5.3.3 Temperature dependent material properties of SFVQ1A.

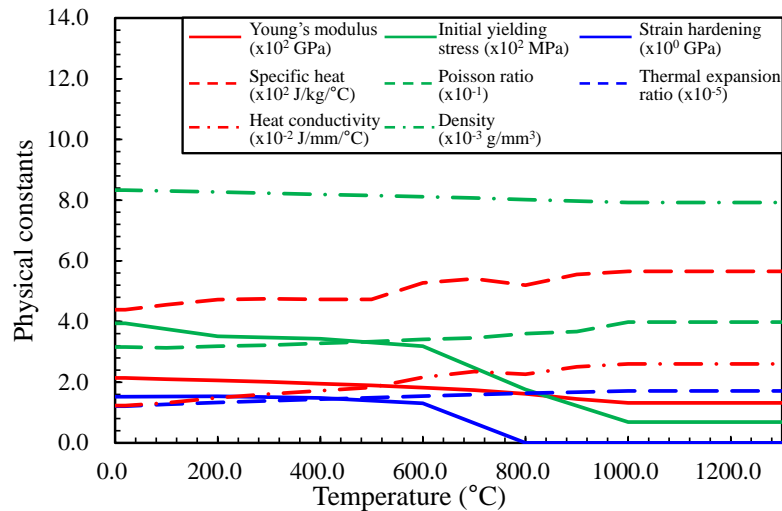


Fig. 5.3.4 Temperature dependent material properties of ALLOY132.

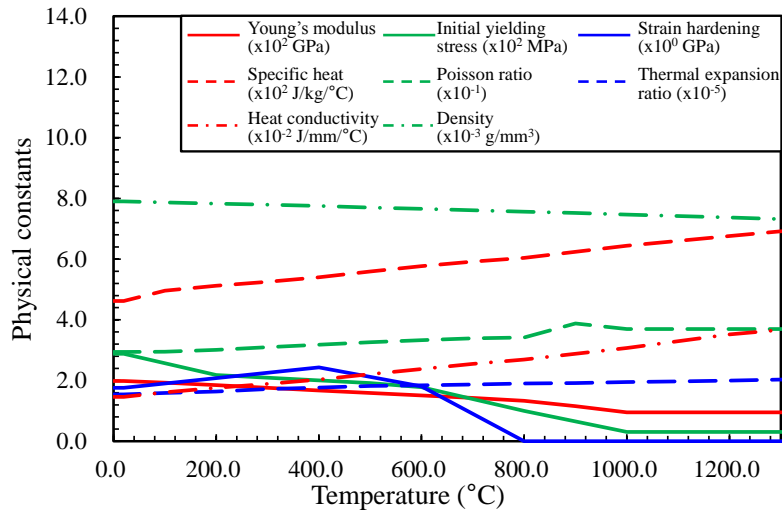


Fig. 5.3.5 Temperature dependent material properties of SUS308.

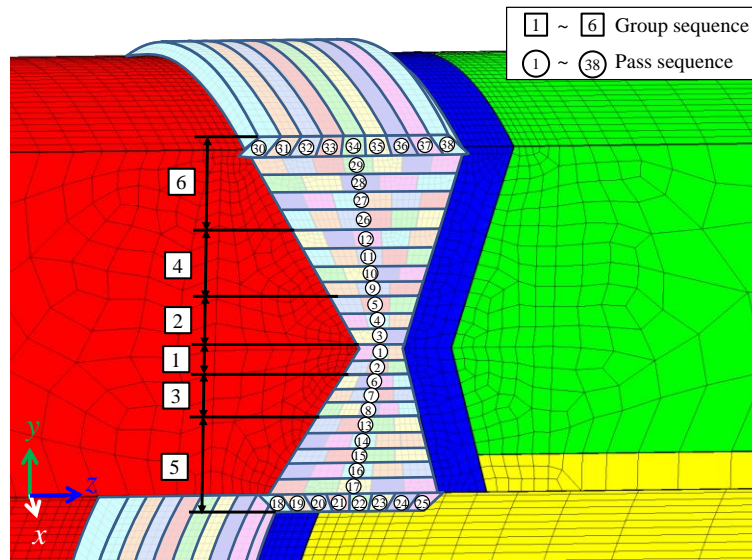


Fig. 5.3.6 Welding pass sequence of grouping model.

について検討するため、全パス溶接モデルと、それを基に溶接順序を変更した場合における残留応力分布の比較を行う。まず、Fig. 5.3.7 に示すように、各層における溶接順序を z 軸の正方向から負方向としたものを逆積層方向モデルとする。続いて、Fig. 5.3.8 に示すグループ番号の順に溶接するものを逆振り分け積層方向モデルとする。逆積層方向モデル、逆振り分け積層順モデルと全パス溶接モデルの残留応力の比較を行い、残留応力に及ぼす溶接順序の影響について検討する。

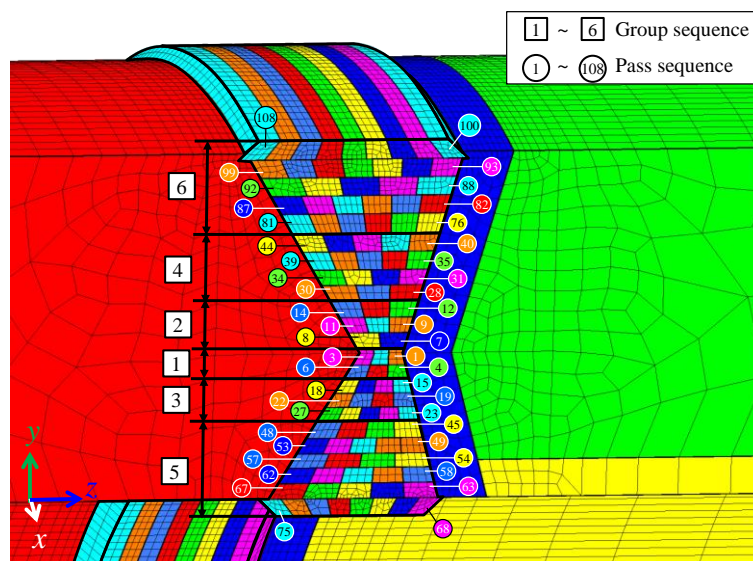


Fig. 5.3.7 Welding pass sequence of reversed in-layer sequence model.

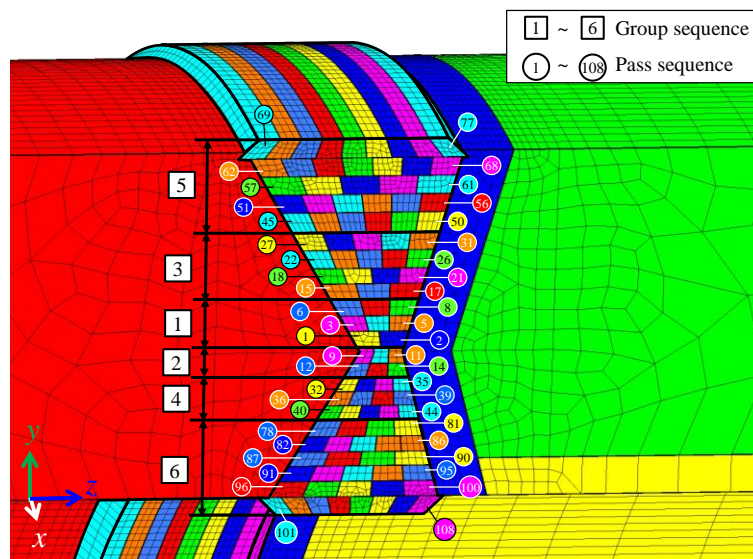


Fig. 5.3.8 Welding pass sequence of reversed build-up sequence model.

5.3.2 残留応力分布に及ぼすグルーピングの影響

Fig. 5.3.9 に溶接開始位置から 180 度の位置の断面における 12 層(グループ 4 最終層), 18 層(内面側最終層), 23 層(最終層)溶接終了時の σ_z (軸方向成分)の残留応力分布を示す. 同図 (a), (b), (c)は全パス溶接モデルに対応した残留応力分布, また, (d), (e), (f)はグルーピングモデルに対応した残留応力分布を示す. Fig. 5.3.9 より, 12 層(44 パス)の溶接が完了した段階では, 両モデルにおいて, 外面側が引張り, 内面側が圧縮の応力状態となっているが,

最終パス(108 パス)溶接終了時においては、板厚内部に圧縮、内面および外面には引張りの残留応力が発生していることがわかる。しかしながら、18 層の溶接が完了した時点における応力分布を比較すると、全パス溶接モデルにおいては板厚内部に圧縮、表面部に引張りの応力となっているが、グルーピングモデルにおいては内面部が引張り、外面部が圧縮の応力となっており、グルーピングモデルでは全パス溶接モデルの結果を十分には再現できないことを示唆する結果が得られた。

次に、Fig. 5.3.9 と同様に σ_θ (周方向成分)の残留応力分布を Fig. 5.3.10 に示す。同図より、12 層まで溶接が完了した段階(a), (d)では全パス溶接モデル(a), グルーピングモデル(d)とも溶接が完了した層の近傍に大きな引張りの応力を生じているが、内面の溶接が完了した 18

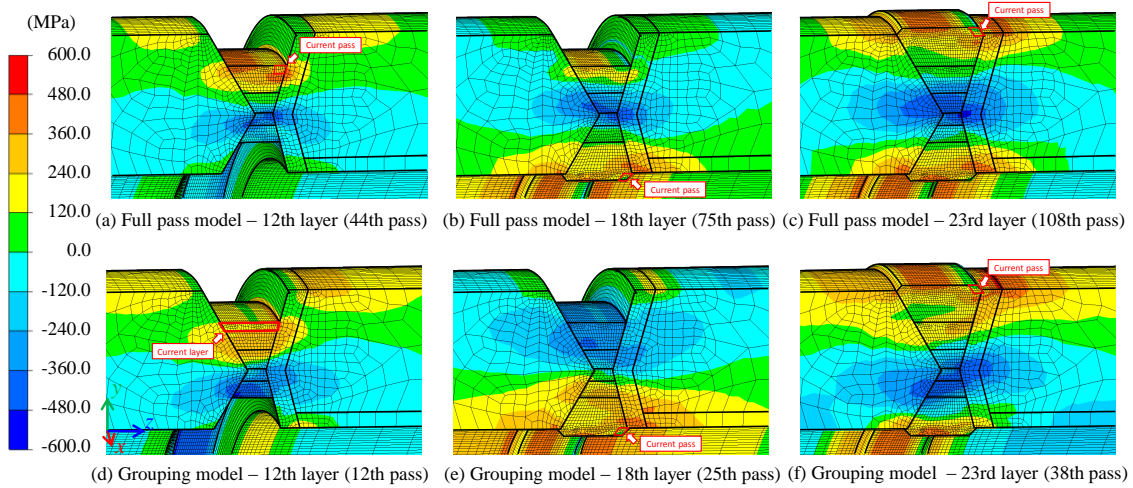


Fig. 5.3.9 Comparison of axial stress distribution between actual model and grouping model on cross section at 180° from start point of welding.

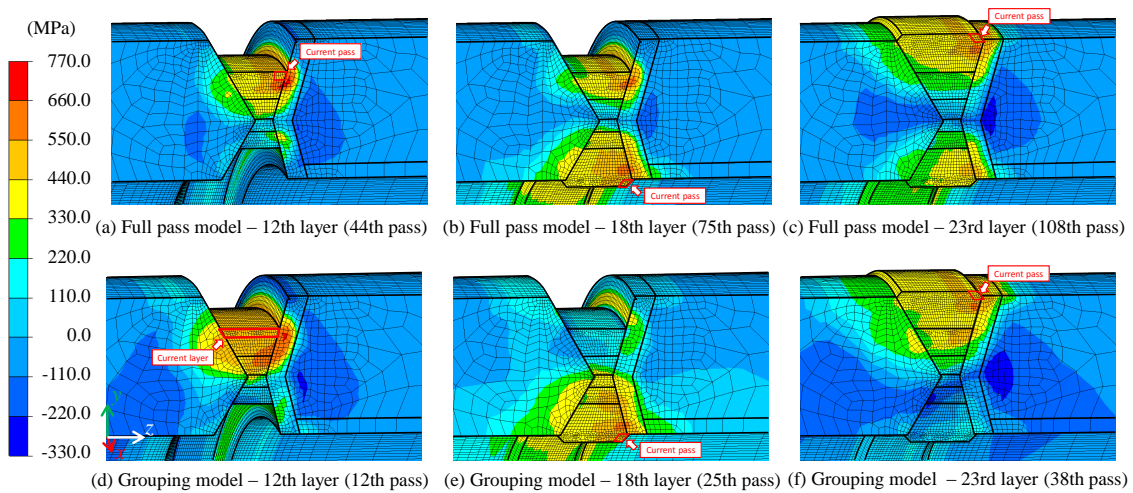


Fig. 5.3.10 Comparison of hoop stress distribution between full pass model and grouping model on cross section at 180° from start point of welding.

層溶接終了時点(b), (e)においては, 全パス溶接モデルの場合(b), 内面側と外面側に強い引張りの応力を生じているが, グルーピングモデル(e)では外面側の引張りの応力が小さくなっていることが分かる. また, 最終パス溶接終了時(c), (f)においては, 全パス溶接モデル(c)では内面と外面に強い引張りの応力を生じているが, グルーピングモデル(f)では内面側の引張りの応力が小さくなっていることが分かる.

全パス溶接モデルとグルーピングモデルにおける σ_θ (周方向成分)残留応力分布の差に関して議論するために, 溶接開始位置から 180 度の断面での全パス溶接モデルにおける 45 パス目(第 13 層, 第一パス)とグルーピングモデルにおける 13 パス目(第 13 層)の最高到達温度分布を Fig. 5.3.11 に示す. これらの溶接は, それぞれのモデルにおける Fig. 5.3.1 (b)に示す溶接グループ 5 の最初の溶接パスであり, 外面側の溶接から内面側の溶接に移った後の最初のパスである. ここで, 文献¹¹⁸⁾に示す両端が完全拘束された棒の一次元の力学モデルを仮定した場合, 溶接金属の材料定数(Fig. 5.3.4 参照)より, 塑性変形を生じる温度はおよそ 150 °C となる. Fig. 5.3.11 (a)より, 全パス溶接モデルにおいて温度が 150 °C 以上になる領域, すなわち塑性変形が生じる可能性のある領域は比較的小さくなっていることがわかる. 一方, 同図(b)より, グルーピングモデルにおいて塑性変形を生じる可能性がある領域は全パス溶接モデルに比べて大きくなっていることが確認できる.

全パス溶接モデルにおける 45 パス目と, グルーピングモデルにおける 13 パス目の溶接開始位置から 180 度の断面における σ_θ (周方向成分)応力分布を Fig. 5.3.12 に示す. 同図(a), (b), (c)はそれぞれ, 全パス溶接モデルの溶接開始前の σ_θ (周方向成分)応力分布, トーチ通過時の σ_θ (周方向成分)応力分布, 完全冷却後の σ_θ (周方向成分)応力分布であり, (d), (e), (f)はそれぞれ, グルーピングモデルの溶接開始前の σ_θ (周方向成分)応力分布, トーチ通過時の σ_θ (周方向成分)応力分布, 完全冷却後の σ_θ (周方向成分)応力分布である. Fig. 5.3.12 (b), (e)より, Fig. 5.3.11 に示した 150 °C 以上の領域に対応するように, 溶接部近傍に大きな圧縮の応力が生じていることがわかる. 特に, グルーピングモデルにおいては, 全パス溶接モ

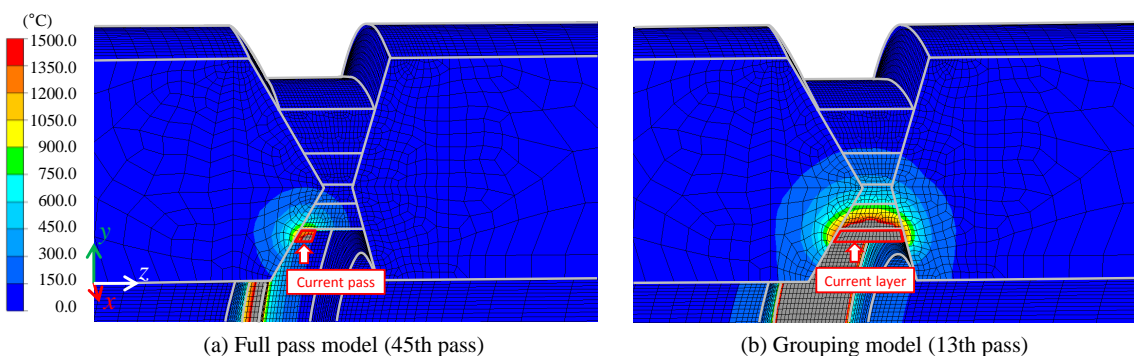


Fig. 5.3.11 Distribution of maximum temperature at 45th pass on full pass model and 13th pass on grouping model.

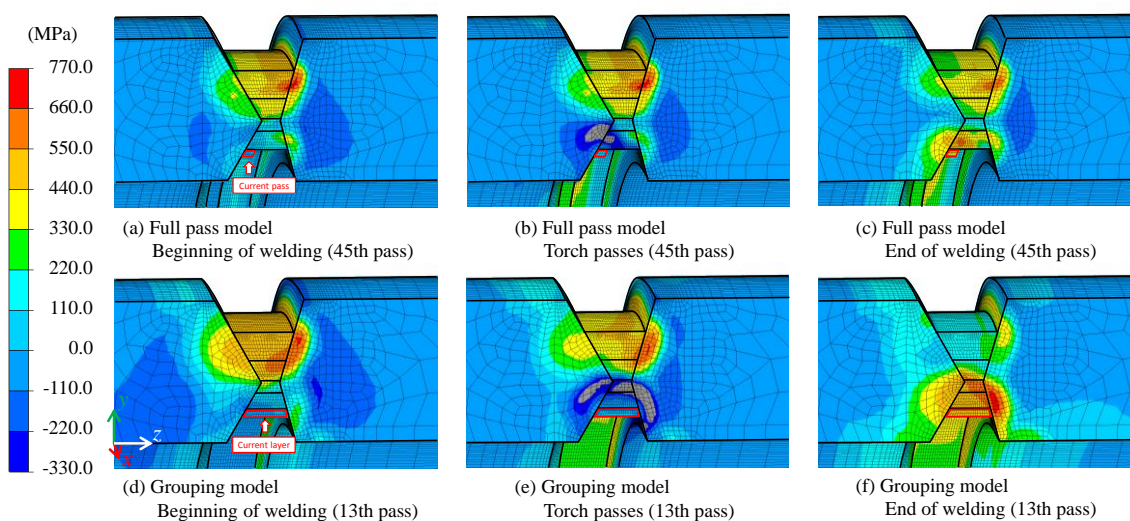


Fig. 5.3.12 Comparison of hoop stress distribution between full pass model and grouping model on cross section at 180° from start point of welding at beginning of welding, torch passing and end of welding.

デルに比べ、大きな圧縮応力が生じている領域が明らかに大きくなっており、内面側の溶接金属のほぼ全域にわたり圧縮応力が発生している。その結果、グルーピングモデルにおいては内面側の溶接金属全体にわたって圧縮の塑性ひずみが生じるため、Fig. 5.3.12 (f)のように、完全冷却後に大きな領域に引張りの応力が発生し、全パス溶接モデルにおいては、同図(c)のように、内面側の溶接金属に比較的近い領域のみ完全冷却後に引張りの応力が発生していると考えられる。

このように、全パス溶接モデルとグルーピングモデルにおいては溶接中の過渡温度分布の差から応力分布に違いが発生し、冷却後の応力分布においても差が生じると考えられる。特に、本解析においては、グルーピングを行う際に、グルーピングを行う層内の溶接パスの入熱量の和を一度に投与するという比較的単純なモデル化を行ったが、上記のようにグルーピングにより応力分布に差を生じる可能性があることから、グルーピングを使用する際は、溶接線方向に塑性ひずみが発生する領域に関して十分に検討するか、全溶接パスを詳細にモデル化し解析を行う必要があると考えられる。

また、Fig. 5.3.13 に溶接開始位置から 180 度の断面における Fig. 5.3.1(b)の線 A-A' 上の残留応力分布の比較を示す。同図において、赤色および青色の実線はそれぞれ全パス溶接モデルにおける σ_z (軸方向成分)残留応力分布および σ_θ (周方向成分)残留応力分布、赤色および青色の破線はグルーピングモデルにおける σ_z (軸方向成分)残留応力分布および σ_θ (周方向成分)残留応力分布を示し、赤色□印および青色△印はそれぞれ軸方向および周方向の残留応力の測定値を示す。残留応力の測定結果は固有ひずみ法¹¹⁵⁾によるものである。Fig. 5.3.13 より、全パス溶接モデルの残留応力分布は測定結果と良く一致していることが分かる。グ

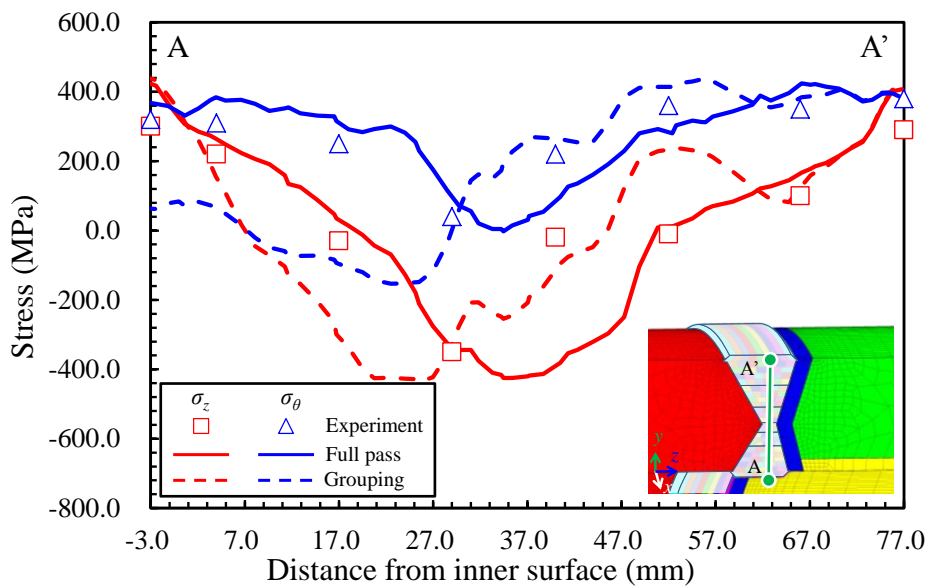


Fig. 5.3.13 Distribution of residual stress along line A-A'.

ルーピングモデルに関しては、最終層の近傍で実験値および全パス溶接モデルと近い分布となっているが、内面側では実験値および全パス溶接モデルとの差が大きくなっていることが確認できる。

以上、本節における検討により、全パス溶接モデルにより得られた残留応力分布とルーピングモデルにより得られた残留応力分布の間に大きな差が確認されたことから、全パス溶接モデルの必要性が確認された。なお、全パス溶接モデルとルーピングモデルの解析に要した計算時間はそれぞれ約 240 時間および約 100 時間であった。

5.3.3 残留応力分布に及ぼす積層方向の影響

Fig. 5.3.14 に溶接開始位置から 180 度の位置における逆積層方向モデル(Fig. 5.3.7 参照)の残留応力分布を示す。同図(a), (b)はそれぞれ σ_z (軸方向成分)残留応力分布, σ_θ (周方向成分)残留応力分布を示す。Fig. 5.3.14 および, Fig. 5.3.9(c), Fig. 5.3.10(c)より、逆積層方向モデルにおける残留応力分布は、最終パスの近傍を除き全パス溶接モデルの残留応力分布と非常に類似していることが分かる。

Fig. 5.3.15 に溶接開始位置から 180 度の断面の線 A-A' 上における全パス溶接モデルと逆積層順モデルの残留応力分布の比較を示す。Fig. 5.3.15 における赤色および青色の実線はそれぞれ全パス溶接モデルの σ_z (軸方向成分)残留応力分布および σ_θ (周方向成分)残留応力分布を示し、赤色および青色の破線はそれぞれ逆積層方向モデルにおける σ_z (軸方向成分)残留応力分布および σ_θ (周方向成分)残留応力分布を示す。Fig. 5.3.15 より、 σ_z (軸方向成分)残留

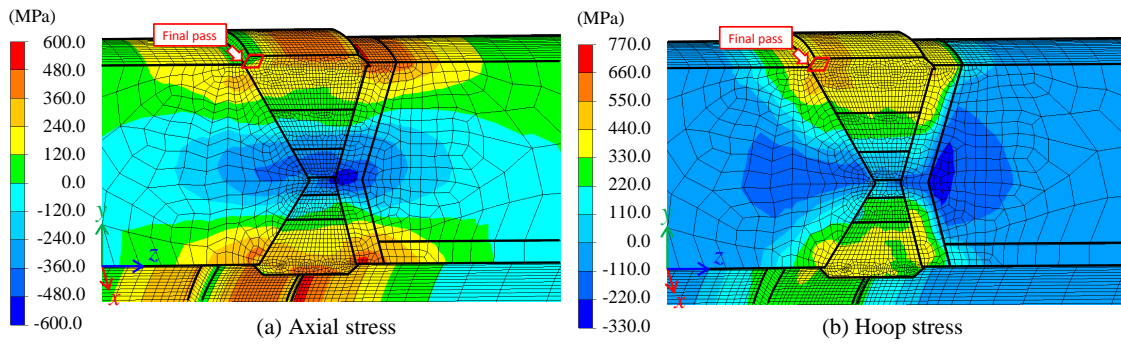


Fig. 5.3.14 Residual stress distribution of reversed in-layer sequence model on cross section at 180° from beginning of welding.

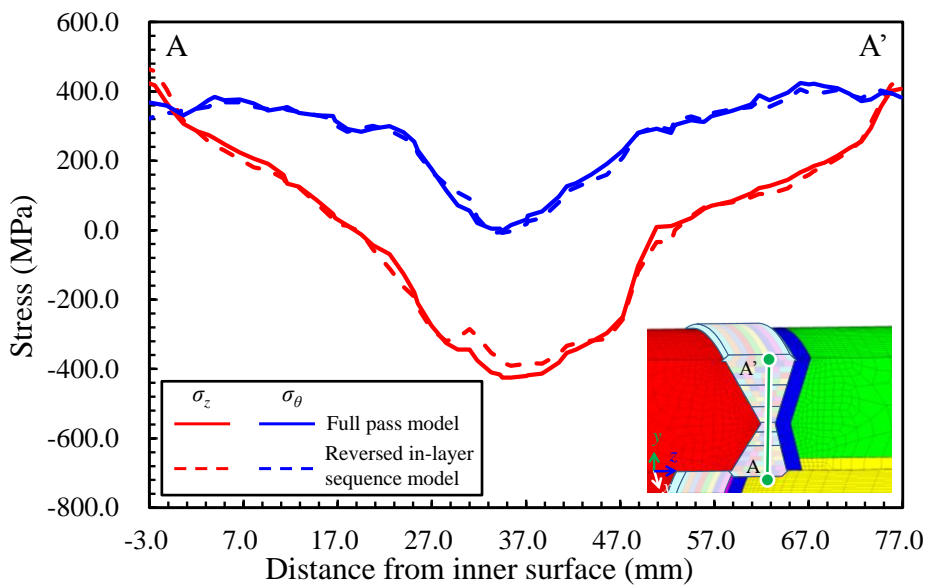


Fig. 5.3.15 Comparison of residual stress distribution between full pass model and reversed in-layer sequence model along line A-A'.

応力および σ_θ (周方向成分) 残留応力のいずれにおいても, 全パス溶接モデルと逆積層方向モデルは非常に近い残留応力分布となっていることが確認できる。

以上の結果より, 同一層内における積層方向が残留応力分布に及ぼす影響は小さいことが分かった。

5.3.4 残留応力分布に及ぼす振り分け積層順の影響

溶接開始点から 180 度位置の断面における逆振り分け積層順モデル(Fig. 5.3.8 参照)の残留応力分布を Fig. 5.3.16 に示す. 同図(a), (b)はそれぞれ σ_z (軸方向成分) 残留応力分布および σ_θ (周方向成分) 残留応力分布を示す. また, Fig. 5.3.17 に溶接開始位置から 180 度の断面の線 A-A' 上における全パス溶接モデルと逆振り分け積層順モデルの残留応力分布の比較を示す. 同図における赤色および青色の実線はそれぞれ全パス溶接モデルの σ_z (軸方向成分)

残留応力分布、 σ_θ (周方向成分)残留応力分布を示し、赤色および青色の破線はそれぞれ逆振り分け積層順モデルにおける σ_z (軸方向成分)残留応力分布、 σ_θ (周方向成分)残留応力分布を示す。Fig. 5.3.16 (a), (b), Fig. 5.3.17 および Fig. 5.3.9 (c), Fig. 5.3.10 (c)より、逆振り分け積層順モデルの残留応力分布は、全パス溶接モデルの残留応力分布に近い形状となっているものの、残留応力の最小値の位置が外面側に移動していることが確認できる。しかしながら、応力腐食割れ等の原因となると考えられる内外表面部の応力に関しては、振り分け積層順を逆にしても影響が小さく、あまり効果がないことが確認できた。

以上で示すように、理想化陽解法 FEM を用いることで、これまでに解析が困難であった100万節点、100万要素、100パス以上の全パス溶接の熱弾塑性解析が現実的な計算時間で検討可能であることがわかった。また、理想化陽解法 FEM を用いることで、積層方向、振

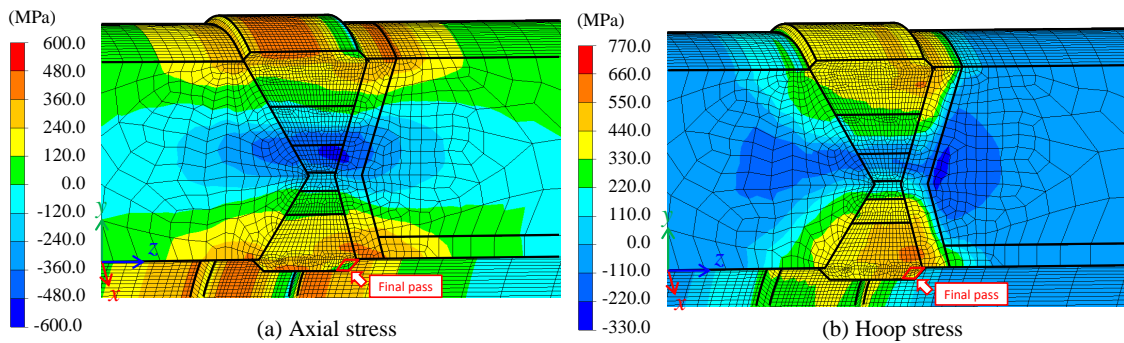


Fig. 5.3.16 Residual stress distribution of reversed build-up sequence model on cross section 180° from beginning of welding.

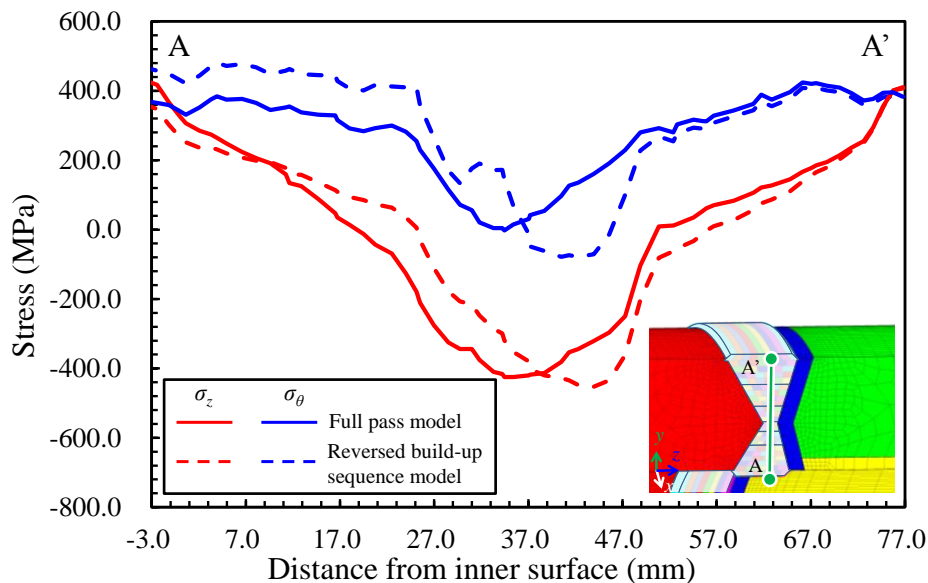


Fig. 5.3.17 Comparison of residual stress distribution between full pass model and reversed build-up sequence model along line A-A'.

り分け積層順等が残留応力に及ぼす影響について詳細に解析できるようになることから、理想化陽解法 FEM の有用性が改めて示された。

5.4 結 言

本節では、片側 V 開先および X 開先の円筒多層溶接継手の 3 次元移動熱源を考慮した残留応力解析に理想化陽解法 FEM を適用し、加工硬化則、グルーピングおよび溶接順序が残留応力分布に与える影響について検討した結果、以下の知見が得られた。

- 1) 理想化陽解法 FEM を用いることで、従来手法では解析が極めて困難であった 3,087,714 自由度の 13 層 33 パスの片側 V 開先円筒多層溶接継手および、3,376,074 自由度の 23 層 108 パスの X 開先円筒多層溶接継手の残留応力問題を、それぞれ約 70 時間、約 240 時間という実用可能な計算時間で解析できることを示した。
- 2) 片側 V 開先円筒多層溶接の残留応力問題に対して、等方硬化則、移動硬化則、複合硬化則を用いた解析を行い、残留応力分布に関して DHD 法および iDHD 法による実験計測結果と比較した結果、実験結果と解析結果は定量的に良く一致することを確認した。
- 3) X 開先円筒多層溶接を対象に、実施工の溶接順序を再現した解析と溶接パスのグルーピングを用いた解析を行い、残留応力に関して固有ひずみ法による測定結果と比較した結果、実施工の溶接順序を再現した解析では測定結果と良い一致が得られたが、グルーピングを使用した解析は測定結果と異なる傾向となることがわかった。このことは、グルーピングを用いる際は、モデル化に関して事前に十分検討する必要があることを示唆している。
- 4) X 開先円筒多層溶接を対象に、残留応力に及ぼす層内の積層方向および、振り分け積層順に関して検討を行った結果、残留応力分布に及ぼす層内の積層順および振り分け積層順の影響は小さいことがわかった。

第六章

理想化陽解法 FEM によるスポット溶接の解析

6.1 緒言

スポット溶接は、接合の対象となる複数枚の板を一对の電極で挟み、電極に対して圧力を負荷しながら通電し、電流により生じるジュール発熱を利用して接触部分の金属を加熱、溶融させることで板同士を接合する溶接方法である。このような接合方法をとるため、スポット溶接は、溶接時間が短く熱ひずみが少ない、作業者の熟練度がほとんど不必要であり作業速度が早く容易に自動化が可能といった特徴を持つ。また、以上の特徴から、スポット溶接は品質の安定した生産性に優れる溶接法として、自動車、車両、電気製品などの組み立て工程に広く用いられている。特に、自動車産業分野においては、乗用車の車体における接合の約 9 割をスポット溶接が占めており、重要な役割を果たしている¹¹⁶⁾。しかしながら、スポット溶接においては、施工条件である電極の加圧力、溶接電流、通電時間は、経験的に設定されていることが多く、材質や板厚の組み合わせが多様多様に存在するために施工条件の決定に膨大な実験と工数がかかっているのが現状である。したがって、溶接条件が品質に及ぼす影響について、溶接数値シミュレーションを活用することで、大幅な効率化が実現できると考えられる。

スポット溶接においては、接触状態の変化により電流の分布が変化し、それに伴い発熱量が変化する。そして、発熱量の変化により変形状態や応力分布が変化し、変形状態が変わることで接触状態が変わるといのように、電流、発熱、変形の 3 つの現象が相互に連成するような問題となっている。そのため、スポット溶接を数値シミュレーションを用いて解析するためには、静電場解析、熱伝導解析、熱弾塑性解析を行い、これらを連成させる必要がある。

このようにスポット溶接のシミュレーションは静電場解析、熱伝導解析、熱弾塑性解析の 3 つを連成させる非常に複雑な解析であることから、解析時のメモリ消費量及び計算時間が膨大となる為、従来は主として 2 次元軸対称モデルを用いた検討がなされてきた。しかしながら、2 次元軸対称モデルにおいては複数のスポット溶接点を有するモデルの解析は原理上不可能であるため、分流を含めた実施工モデルにおける 3 次元的影響の評価は難しい¹¹⁷⁻¹²³⁾。しかしながら、実際の複数のスポット溶接においては、分流の影響によるナゲット径の減少や、スポット溶接の施工に伴う変形により後続のスポット溶接が困難である点が問題となっていることから、複数のスポット溶接を施工する際の 3 次元的な影響について検討することが必要であると考えられる。

一方、本研究で開発した理想化陽解法 FEM を用いることで、大規模な溶接残留応力問題の解析が可能となった。特に、第 4 章、第 5 章において示したように、理想化陽解法 FEM を用いることで、従来手法では極めて困難であった多層溶接における溶接残留応力の 3 次元解析を現実的な計算時間で完了でき、溶接施工上の諸因子が残留応力分布に及ぼす影響についての詳細な検討を実現した。

そこで本章では、理想化陽解法 FEM を基に、スポット溶接の 3 次元シミュレーション手法を開発し、開発手法の解析精度の検証をするため、単点のスポット溶接において解析結果と実験結果の比較を行う。次に、多点スポット溶接における分流に関して議論するために、4 点の溶接箇所を有する問題に対して開発手法を適用する。以上に加えて、開発手法の実施工問題への適用可能性について検討するために、自動車のフレーム構造部材に用いられる片ハット部材のスポット溶接時の変形問題に関して開発手法を適用し、開発手法の大規模問題への適用性を示す。

6.2 スポット溶接シミュレーションの定式化

スポット溶接は、電極を加圧することで被溶接部材同士を接触させ、電極から電流を印

加することで被溶接部材に電流を流し、発生するジュール熱を利用して部材の接合を行う。そのため、スポット溶接の解析では、Fig. 6.2.1 に示すように、まず、電極に荷重を与え、被溶接材を接触させる工程の変形を求めるために弾塑性解析を行う。続いて、電流を印加し加熱する工程において、電流場を決定するために静電ポテンシャル解析を行い、得られた電流場を基に、ジュール発熱による温度上昇の過渡の変化を非定常熱伝導解析により求め、温度変化に伴う変形・応力状態の変化を熱弾塑性解析により求める。最後に、部材が冷却される工程を非定常熱伝導解析と熱弾塑性解析により解析するという手順で解析を進める。なお、加熱工程において、被溶接材の変形に伴い接触状態が変化し、電流分布も変化することから、静電ポテンシャル解析に関しても逐次解析を行う。

なお、第二章、第三章の議論を通して、理想化陽解法 FEM を用いた熱弾塑性解析および

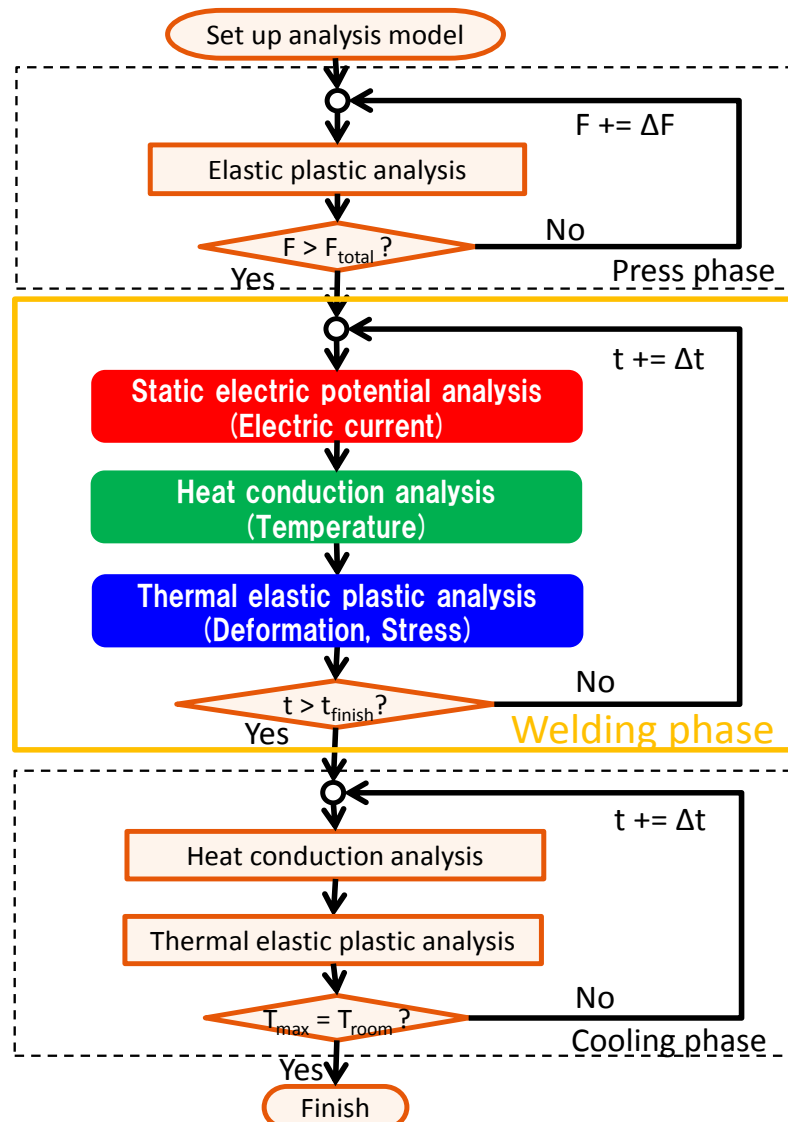


Fig. 6.2.1 Analysis flow of spot welding.

非定常熱伝導解析については既に定式化されているので、本節ではスポット溶接の解析に用いる静電ポテンシャル解析に対し理想化陽解法 FEM を適用した解析手法について述べる。

6.2.1 静電ポテンシャル解析

電磁場解析の基礎方程式は、次式のマクスウェルの電磁方程式により表される。

$$\operatorname{rot} \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} \quad (6-2-1)$$

$$\operatorname{div} \mathbf{B} = 0 \quad (6-2-2)$$

$$\operatorname{div} \mathbf{D} = \rho \quad (6-2-3)$$

ここで、 \mathbf{B} 、 \mathbf{D} 、 \mathbf{E} 、 \mathbf{J} 、 ρ はそれぞれ、磁束密度、電束密度、電界の強度、電流密度、電荷密度である。

スポット溶接問題の場合、電磁界の時間変化が小さいことから、時間微分項を無視して静電場の問題と考えることが可能で、この場合、電位すなわち静電ポテンシャル ϕ を定義することが可能である。また、電荷密度はスポット溶接の場合は無視することができる。以上より、マクスウェルの電磁方程式を整理することで、次の静電場に関するポアソン方程式を得る。

$$\varepsilon \left(\frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \phi}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \phi}{\partial z^2} \right) = 0 \quad (6-2-4)$$

ここで、 ε は電気伝導率である。

式(6-2-4)がスポット溶接における静電ポテンシャル解析の基礎式である。式(6-2-4)に対して、次の境界条件が与えられる。

$$\frac{\partial \phi}{\partial n} = \hat{q} \quad \text{on } \Gamma_1 \quad (6-2-5)$$

$$\phi = \hat{\phi} \quad \text{on } \Gamma_2 \quad (6-2-6)$$

ここで、 \hat{q} は境界 Γ_1 上で与えられる既知の電流であり、 $\hat{\phi}$ は境界 Γ_2 上で与えられる既知の

電位ポテンシャルである。また、 $\partial\phi/\partial n$ は電位ポテンシャルの境界における法線ベクトル方向の勾配である。

式(6-2-4)に対して重み付き残差法を適用し、部分積分を行うことで次の弱形式を得る。

$$-\int_{\Omega} \left(\frac{\partial\phi^*}{\partial x} \frac{\partial\phi}{\partial x} + \frac{\partial\phi^*}{\partial y} \frac{\partial\phi}{\partial y} + \frac{\partial\phi^*}{\partial z} \frac{\partial\phi}{\partial z} \right) d\Omega + \int_{\Gamma_1} \phi^* \hat{q} d\Gamma + \int_{\Gamma_2} \phi^* \frac{\partial\phi}{\partial n} d\Gamma = 0 \quad (6-2-7)$$

ここで、 Ω は解析対象の領域を表し、 ϕ^* は重み関数を表す。

式(6-2-7)に対して、式(6-2-6)の境界条件を定義する境界 Γ_2 での重み関数を0とするという拘束条件を課すことで次式が得られる。

$$-\int_{\Omega} \left(\frac{\partial\phi^*}{\partial x} \frac{\partial\phi}{\partial x} + \frac{\partial\phi^*}{\partial y} \frac{\partial\phi}{\partial y} + \frac{\partial\phi^*}{\partial z} \frac{\partial\phi}{\partial z} \right) d\Omega + \int_{\Gamma_1} \phi^* \hat{q} d\Gamma = 0 \quad (6-2-8)$$

式(6-2-8)に対して、Galerkin法による有限要素近似を適用し、式(6-2-9)に示す静電ポテンシャル解析に関する有限要素解析の基礎式を得る。

$$[K_{elec}] \{\phi\} = \{q\} \quad (6-2-9)$$

ただし、 $\{\phi\}$ は節点静電ポテンシャルベクトルである。また、 $[K_{elec}]$ は静電容量マトリックス、 $\{q\}$ は電流ベクトルであり、それぞれ以下の積分により導出される。

$$[K_{elec}] = \sum_{i=1}^{N_e} \int_{\Omega_i} \varepsilon \left(\left[\frac{\partial N}{\partial x} \right]^T \left[\frac{\partial N}{\partial x} \right] + \left[\frac{\partial N}{\partial y} \right]^T \left[\frac{\partial N}{\partial y} \right] + \left[\frac{\partial N}{\partial z} \right]^T \left[\frac{\partial N}{\partial z} \right] \right) d\Omega \quad (6-2-10)$$

$$\{q\} = \sum_{i=1}^{N_s} \int_{\Gamma_i} [N]^T [N] \{\hat{q}\} d\Gamma \quad (6-2-11)$$

ここで、 $[N]$ は要素の形状関数、 $[\partial N/\partial x]$ 、 $[\partial N/\partial y]$ 、 $[\partial N/\partial z]$ はそれぞれ要素の形状関数の x 、 y 、 z 方向勾配、 $\{\hat{q}\}$ は節点に流れる既知電流ベクトルである。

以上がスポット溶接における静電ポテンシャルの基礎理論であり、式(6-2-9)で表される連立一次方程式を適切な拘束条件のもとに解くことで電流場を求めることができる。

なお、スポット溶接においては、発熱量はジュール発熱により与えられるため、非定常熱伝導解析における発熱項 Q は次式により算出される。

$$Q = \frac{1}{\varepsilon} \left\{ \left(\frac{\partial \phi}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial \phi}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial \phi}{\partial z} \right)^2 \right\} \quad (6-2-12)$$

6.2.2 静電ポテンシャル解析への理想化陽解法 FEM の導入

前項の定式化より、静電ポテンシャル $\{\phi\}$ は、式(6-2-9)の連立方程式を解くことで求めることができる。ここで、式(6-2-9)は、静弾性解析の基礎式と同様な形であることから、式(6-2-9)に仮想的な慣性項と減衰項を追加し、次式を得る。

$$[M]\{\ddot{\phi}\} + [C]\{\dot{\phi}\} + [K_{elec}]\{\phi\} = \{\hat{q}\} \quad (6-2-13)$$

ここで、式(6-2-13)の左辺第一項、第二項はそれぞれ、仮想的な慣性項、および、仮想的な減衰項を表し、 $[M]$ 、 $[C]$ はそれぞれ仮想的な質量マトリックス、減衰マトリックスを表す。式(6-2-13)に前進差分を適用し、次式を得る。

$$\begin{aligned} \left(\frac{1}{\Delta t^2} [M] + \frac{1}{2\Delta t} [C] \right) \{\phi\}_{t+\Delta t} = \\ \{\hat{q}\} - \left([K_{elec}] + \frac{2}{\Delta t^2} [M] \right) \{\phi\}_t - \left(\frac{1}{\Delta t^2} [M] - \frac{1}{2\Delta t} [C] \right) \{\phi\}_{t-\Delta t} \end{aligned} \quad (6-2-14)$$

ただし、 Δt は仮想的な時間増分、 $\{\phi\}_{t+\Delta t}$ 、 $\{\phi\}_t$ 、 $\{\phi\}_{t-\Delta t}$ はそれぞれ仮想的な時刻 $t + \Delta t$ 、 t 、 $t - \Delta t$ における静電ポテンシャルを表す。式(6-2-13)は、慣性項と減衰項が 0 であれば式(6-2-9)と等価となることから、慣性項と減衰項がほぼ 0 となるまで式(6-2-14)を用いて時間ステップを進めることで式(6-2-9)の解を得ることができる。

ここで、質量マトリックス $[M]$ と減衰マトリックス $[C]$ が対角マトリックスであれば、式(6-2-14)は連立方程式ではなくなり、計算量を大幅に削減できる。また、質量マトリックス $[M]$ と減衰マトリックス $[C]$ は、解を収束させるためだけの仮想的なものであるから、収束性を改善するために一次元振動問題における考察¹²⁴⁾を基に次式を用いて算出する。

$$[M] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & 0 & 0 & 0 \\ & & & \alpha k_{ii} & 0 \\ & & & & 0 \\ \text{Sym.} & & & & & 0 \end{bmatrix}, [C] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & 0 & 0 & 0 \\ & & & 2\sqrt{\alpha k_{ii}} & 0 \\ & & & & 0 \\ \text{Sym.} & & & & & 0 \end{bmatrix} \quad (6-2-15)$$

以上のような手法をとることで、大規模溶接構造物の解析に対して、従来手法と同等の解析精度を実現し、計算時間の短縮、ならびに省メモリ化を実現できるものと考えられる。

6.2.3 接触面のモデル化

スポット溶接の電極と板、および、板同士の接触を表現するために接触面をモデル化する。Fig. 6.2.2 に示すように、板と電極、および、板同士で異なるモデルを使用する。板と電極の間においては、接触面での接触面の法線方向のひずみが-1 より小さくなった状態、すなわち、電極と板の間の隙間が完全になくなった状態で大きな接触面の法線方向の剛性を持つものとし、接触面の法線方向のひずみが-1 より大きい状態で剛性を 0 に近い値とすることで、電極と板が接触している間は強い反力を持ち、離れている間は反力を生じないようなモデルとする。また、板同士の接触面では、材料の溶融による接合をモデル化するため、電極と板の間の接触のモデルに加えて、溶融時に一度でも接触が起こった場合は、以後の解析において常に剛性を持つものとする。

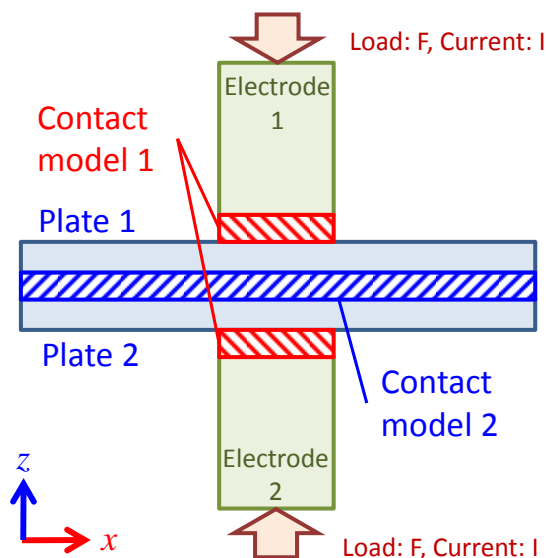


Fig. 6.2.2 Contact model for spot welding analysis.

6.3 単点スポット溶接における開発手法の検証

6.3.1 解析モデルおよび条件

本節では開発した 3 次元スポット溶接解析手法を単点スポット溶接の解析に適用し、解析結果と文献¹²⁵⁾の結果を比較することにより開発手法の解析精度を確認する。

解析に使用したモデルを Fig. 6.3.1 に示す。同図に示すモデルは、3 枚の板のスポット溶接を模擬したもので、電極には銅を仮定し、板の大きさは 150mm×150mm である。板の厚さは上側の板からそれぞれ 0.7 mm, 1.4 mm, 1.8 mm であり、接触部は Fig. 6.3.2 に示すような要素分割とした。本解析モデルの節点数、要素数は、それぞれ、77,356, 67,528 である。また、板の材料は上側の板からそれぞれ 270C, 590Y, 590Y を仮定した。それぞれの材料の材料定数の温度依存性データは Fig. 6.3.3 ~ Fig. 6.3.5 に示す通りとした。なお、270C, 590Y のポアソン比はともに 0.3 で一定とし、銅電極のポアソン比は 0.348 で一定とした。また、270C, 590Y の加工硬化係数はヤング率の 1/200 とし、銅電極は塑性変形を生じないと仮定した。

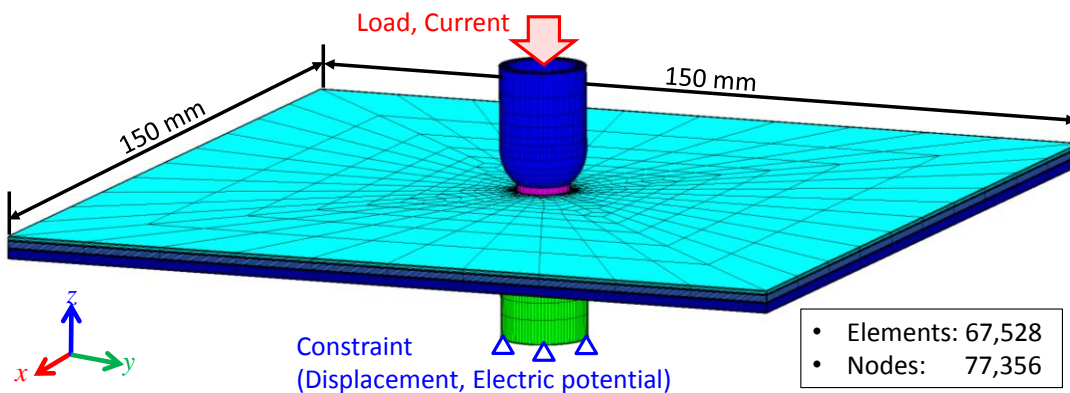


Fig. 6.3.1 Analysis model of single point spot welding.

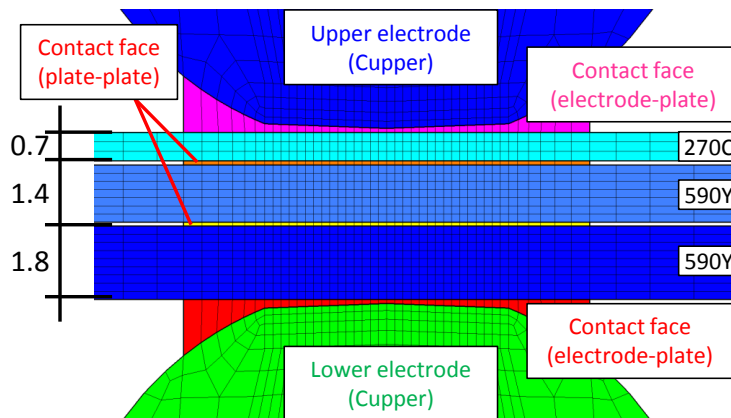


Fig. 6.3.2 Mesh divisions of contact part.

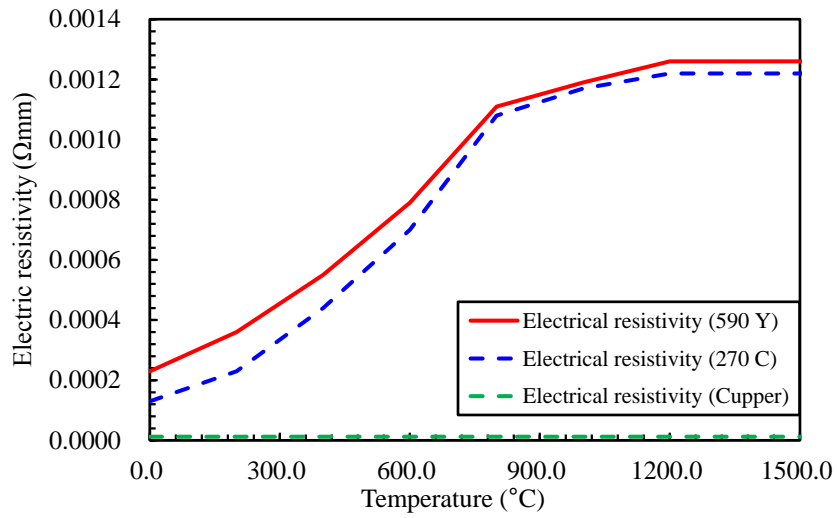


Fig. 6.3.3 Temperature dependent material properties for electric potential analysis.

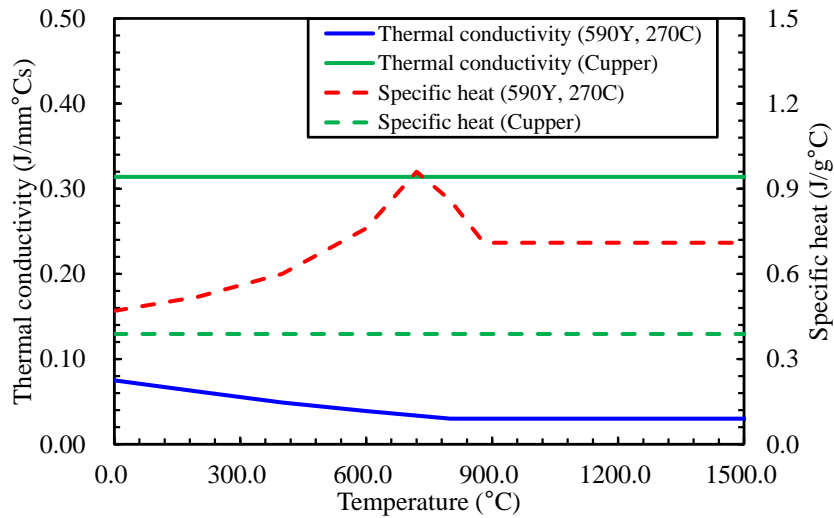


Fig. 6.3.4 Temperature dependent material properties for heat conduction analysis.

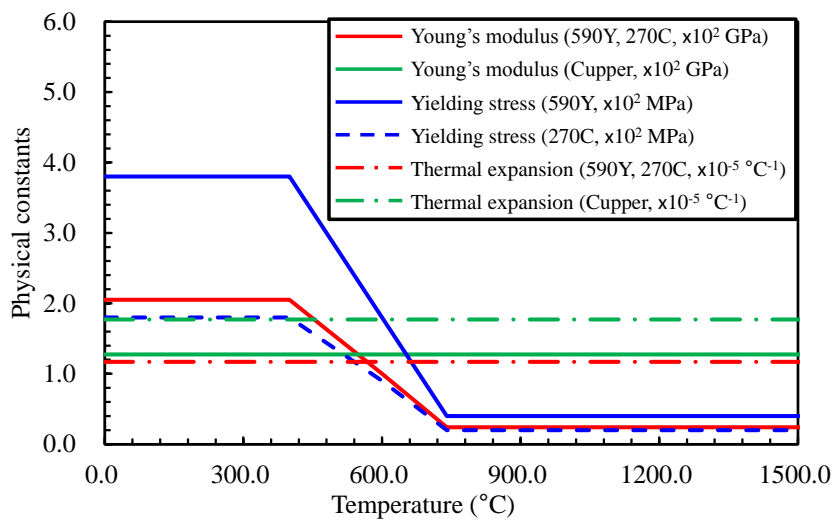


Fig. 6.3.5 Temperature dependent material properties for thermal elastic plastic analysis.

溶接条件は、溶接電流を、5.0 kA、6.0 kA、7.0 kA の3ケースとし、電極の加圧力は2.45 kNとした。電流は、1 サイクル 20 ms を17 サイクルにわたって直流の電流を印加するものとした。なお、解析中の時間増分は 4.0×10^{-4} s とした。解析に使用した計算機は、CPU に Intel Core i7 3.2 GHz、GPU に NVIDIA GeForce GTX 580 を搭載したもので、メモリが 64 GB のものを使用した。

6.3.2 ナゲットサイズに及ぼす諸因子の影響

Fig. 6.3.6 に最高到達温度分布とナゲット形状を示す。同図(a), (b), (c)はそれぞれ、電流が 5 kA、6 kA、7 kA の場合の最高到達温度分布である。Fig. 6.3.6 から、電流が大きいほど、最高到達温度が 1530 °C 以上の領域で示されるナゲットのサイズが大きくなることを確認できる。

Fig. 6.3.7 に通電サイクル数とナゲットサイズの関係を示す。同図より、通電サイクルが進むにつれ、ナゲット径 d が大きくなるのがわかる。一方、ナゲット厚さ h は3~5 サイ

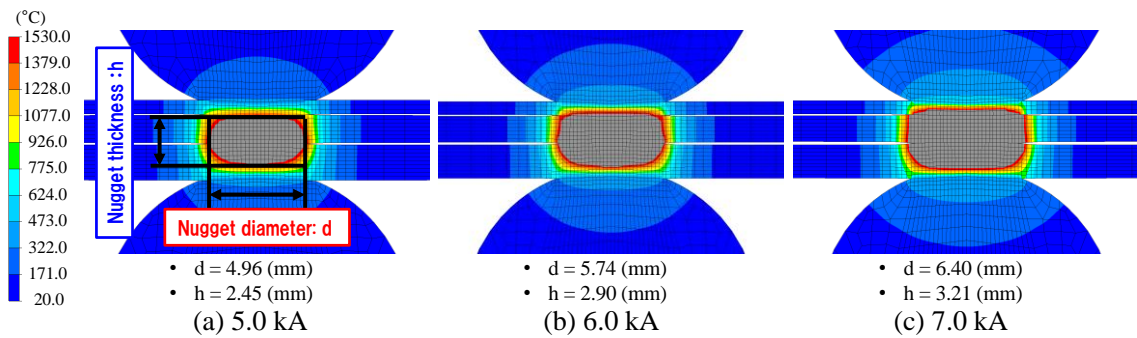


Fig. 6.3.6 Maximum temperature distribution and shape and size of nugget.

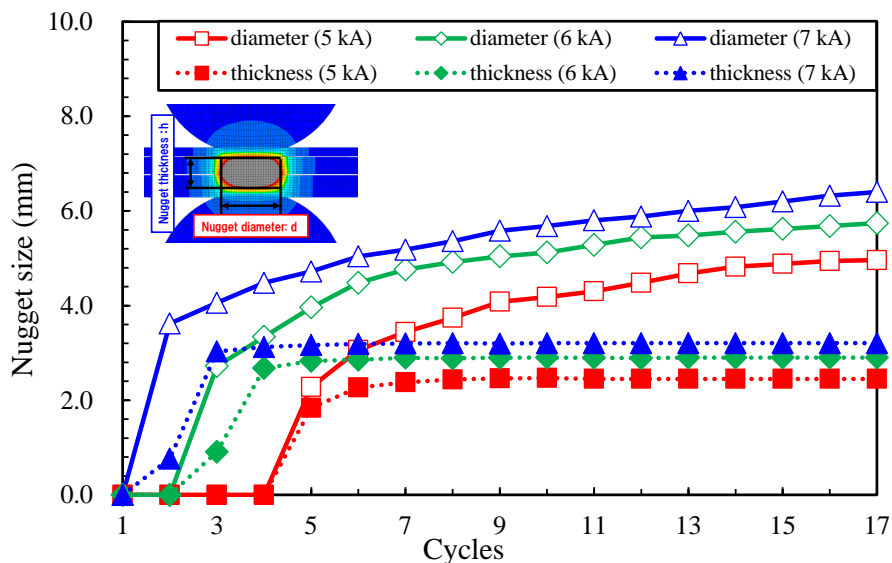


Fig. 6.3.7 Relation between current cycle and nugget size for each electric current.

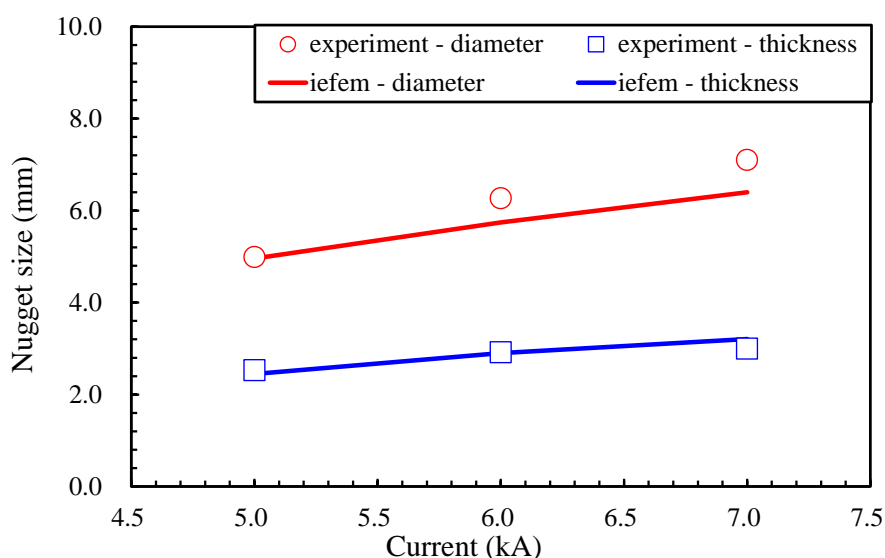


Fig. 6.3.8 Relation between electric current and nugget size for each electric current.

クル程度の加熱で最大となり、それ以降は一定値となっている。これはナゲットの厚さ方向に電極が存在し、電極は熱伝導率の高い銅を使用していることから、発生した熱がすぐに電極に吸収されているためであると考えられる。

Fig. 6.3.8 に電流とナゲットサイズの関係の実験計測結果¹²⁵⁾と解析結果の比較を示す。同図より、解析結果のナゲットサイズは実験計測結果と良好な一致を示しており、開発手法の解析結果が妥当なものであることが確認できる。なお、本解析に要した計算時間は約 12 時間であり、実用可能な計算時間で解析を終えることができたと言える。

6.4 多点スポット溶接時の分流に関する検討

多点スポット溶接時には、分流をはじめとする 3 次元的な影響が生じることから、従来の 2 次元軸対称モデルでの解析は不可能である。そのため、開発手法を用いることで 3 次元的な影響の評価が可能となる。そこで、本節では、開発手法を 4 点のスポット溶接箇所を有する問題の解析に適用することで分流に関する検討を行い、開発手法の有用性について示す。

6.4.1 解析モデルおよび条件

本解析に使用した 4 点のスポット溶接箇所を有するモデルを Fig. 6.4.1 に示す。前節にお

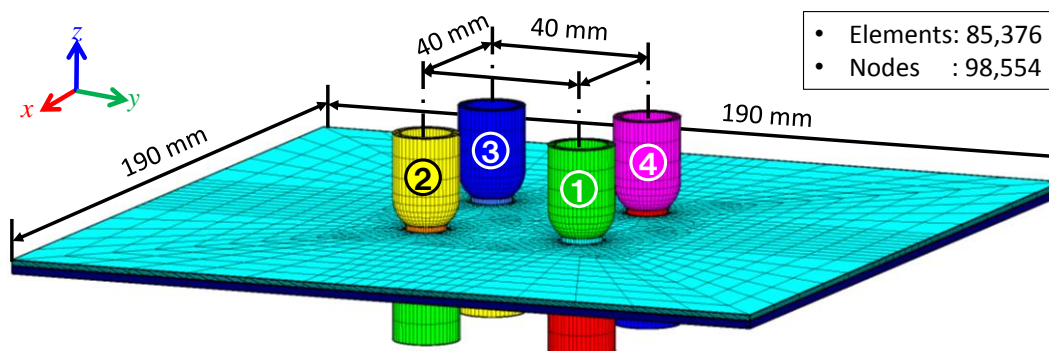


Fig. 6.4.1 Analysis model of 4 points spot welding.

ける解析と同様に、本解析モデルの電極には銅を使用し、被溶接材である板材の材料はいずれも 590Y とした。材料定数の温度依存性は前節と同様に Fig. 6.3.3 ~ Fig. 6.3.5 に示す通りである。また、板の寸法は 190 mm × 190 mm であり、上側の板の厚さが 1.4 mm、下側の板の厚さが 1.8 mm である。また、本解析モデルの節点数は 98,554、要素数は 85,376 である。また、前節の 1 点のスポット溶接の場合と同様に、電極と被溶接材間、被溶接材間に接触要素を挿入した。溶接電流は 7 kA の直流とし、加圧力は 2.45 kN、加熱時間は 1 サイクルあたり 20 ms を 18 サイクル、0.36 s 間通電するものとし、解析上の時間増分は 4.0×10^{-4} s とした。また、溶接は Fig. 6.4.1 に示す番号の通り、①→②→③→④の順で行う。なお、解析に使用した計算機は前節と同様のものである。

6.4.2 解析結果

Fig. 6.4.2 にそれぞれの溶接点の最高到達温度分布を示す。同図(a), (b), (c), (d)はそれぞれ、1 打点目、2 打点目、3 打点目、4 打点目の溶接点における最高到達温度分布である。Fig. 6.4.2 より、最高温度が 1530 度以上に達した領域であるナゲットのサイズは、最初に溶接された 1 打点目が最も大きく、2 打点目、3 打点目、4 打点目の順に小さくなっていることが分かる。

続いて、Fig. 6.4.3 に各溶接点におけるナゲット径と通電サイクル数の関係を示す。同様に、Fig. 6.4.4 にナゲット厚さと通電サイクル数の関係を示す。Fig. 6.4.3 より、すべての溶接点で通電のサイクル数が進むにつれナゲット径が大きくなっていることが確認できる。また、Fig. 6.4.4 より、ナゲット厚さは 3~5 パス程度の加熱で大きく増加し、それ以降は電極による冷却効果の影響によりほぼ一定値となっていることが分かる。

Fig. 6.4.5 に各溶接点のナゲットサイズの比較を示す。同図より、2 打点目のナゲット径は 1 打点目に比べて大きく減少しているが、3 打点目のナゲット径は 2 打点目と大きな違いがなく、4 打点目において再び減少するという傾向を示していることが分かる。これは、1

打点目の溶接中は既溶接点が存在しないため分流が生じず、すべての電流が1打点目のナゲット形成に寄与するのに対して、2打点目の溶接においては、1打点目が既に溶接されているために分流が生じることによりナゲットが小さくなることに対応している。特に、電流による発熱量は、電流値の2乗に比例するため、わずかな電流の変化が大きな発熱量の差につながることから、1打点目と2打点目で大きくナゲット径が変化しているものと考え

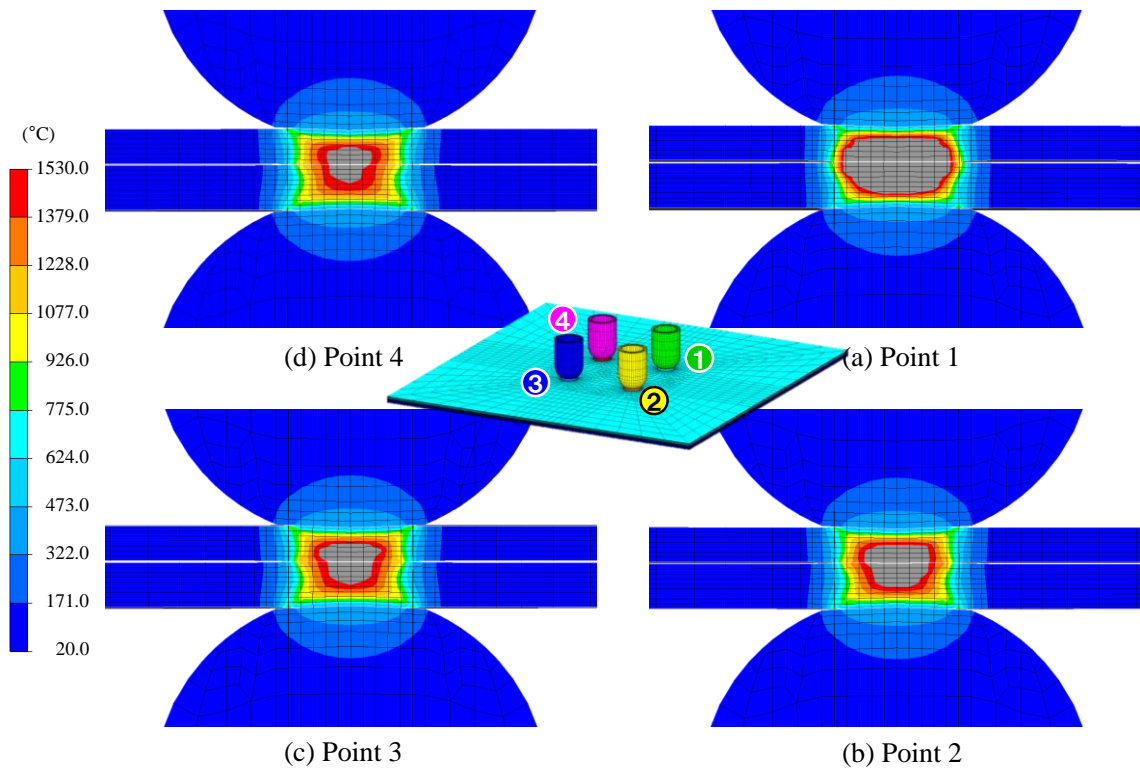


Fig. 6.4.2 Maximum temperature distribution on each welding point.

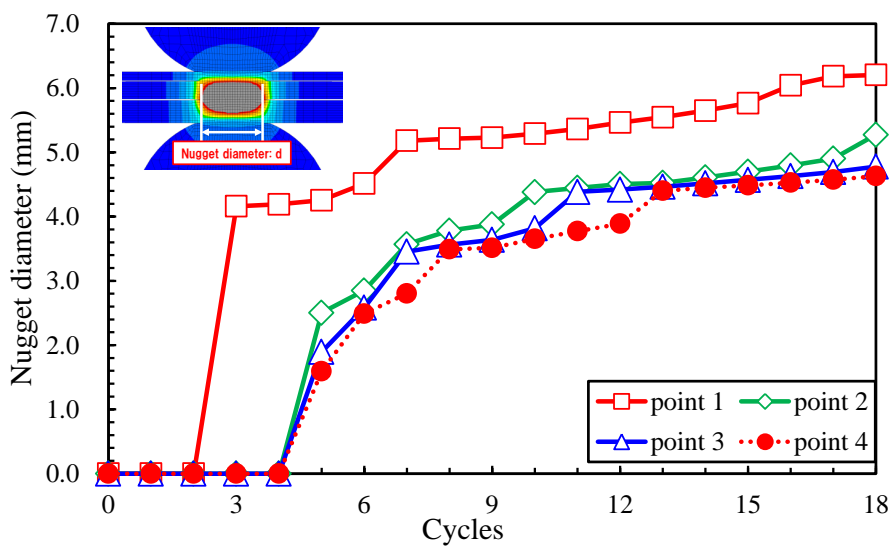


Fig. 6.4.3 Relation between current cycle and nugget diameter.

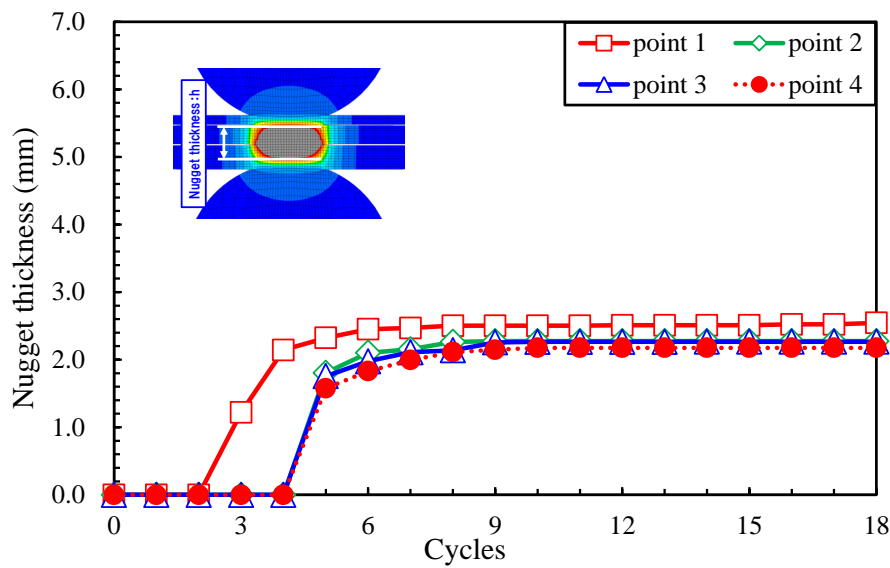


Fig. 6.4.4 Relation between current cycle and nugget thickness.

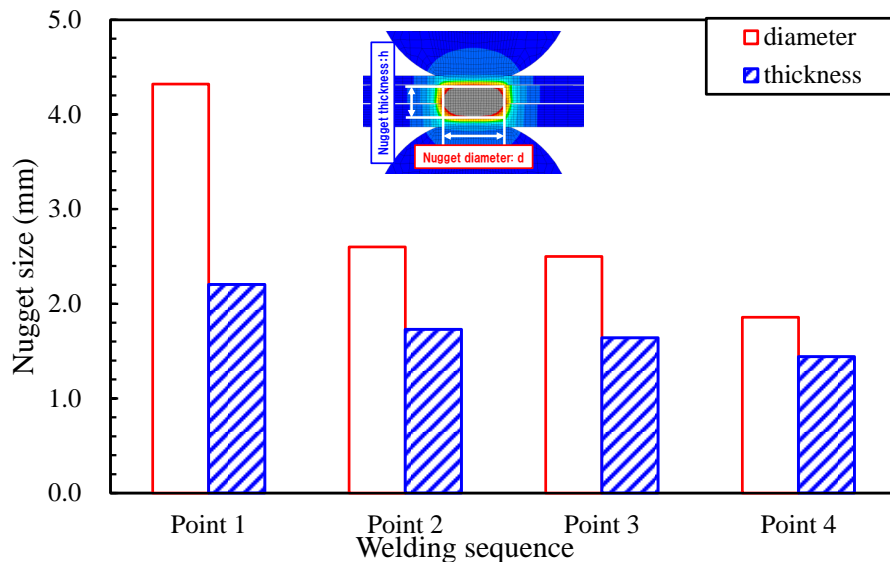


Fig. 6.4.5 Comparison of nugget size among all the welding points.

られる。また、3打点目については、2打点目と比べて減少量が小さくなっているが、これは、Fig. 6.4.1に示すように、3打点目と2打点目は隣接しているものの、1打点目から離れているため1打点目の分流の影響が小さかったためであると考えられる。4打点目に関しては、1打点目と3打点目が隣接しているため分流量が増加し、ナゲット径が更に減少している。ナゲット厚さに関しては、ナゲット径と同様の傾向を示しているが、減少量が比較的小さくなっている。これは、ナゲット厚さに関しては、電極による吸熱効果が大きいため、分流の影響が小さくなっているためであると考えられる。

以上の解析に要した計算時間は約10時間であることから、開発手法は、実用可能な計算時間でスポット溶接における3次元的な問題の検討が可能な手法であると言える。

6.5 自動車構造部材のスポット溶接における溶接順序に関する検討

これまでの議論を通して、開発手法の妥当性ならびに3次元スポット溶接問題における有用性を示した。本節では、開発手法を自動車構造部材のスポット溶接における溶接変形の解析に対して適用することで、開発手法の実施工問題の解析における適用可能性について示す。

6.5.1 解析モデルおよび解析条件

本解析で使用したモデルを Fig. 6.5.1 に示す。本解析モデルは自動車のエンジフレーム部材として使用される片ハット部材と呼ばれる部品を模擬したもので、下板と上板であるハット部材で構成される。それぞれの部材の寸法は、上板、下板ともに $180\text{ mm} \times 270\text{ mm}$ で、板厚が 1.6 mm である。また、上板の左右のフランジ長は 20 mm で、高さが 70 mm である。また、片ハット部材は実際の施工において、上板のフランジと下板は治具により拘束された状態で溶接されるため、本モデルにおいては、治具に対応するように Fig. 6.5.1 に示す箇所を拘束した。

なお、本モデルの節点数、要素数はそれぞれ、 $935,904$ 、 $803,500$ である。

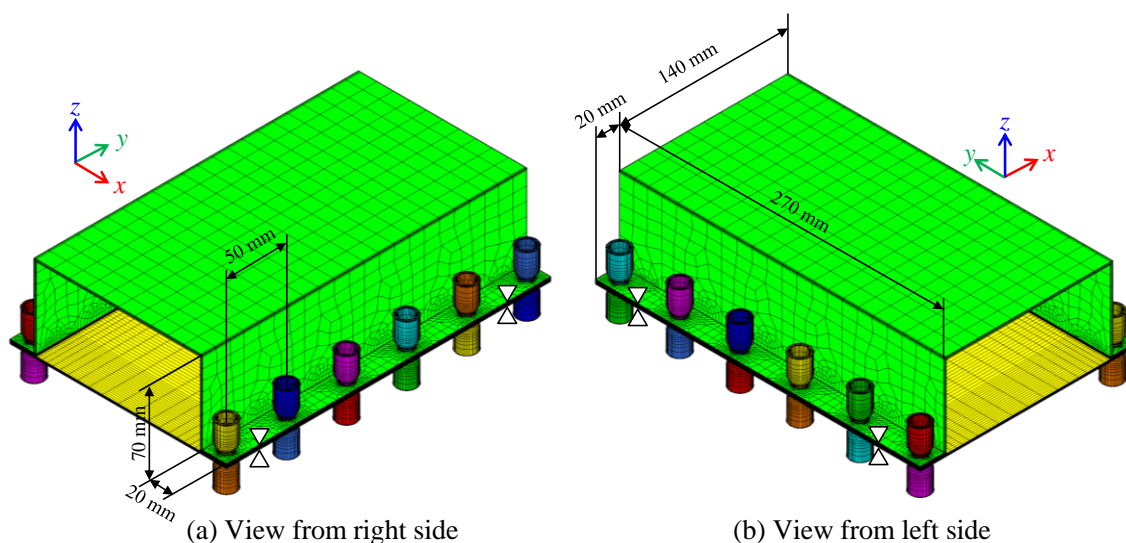


Fig. 6.5.1 Analysis model of hat square column.

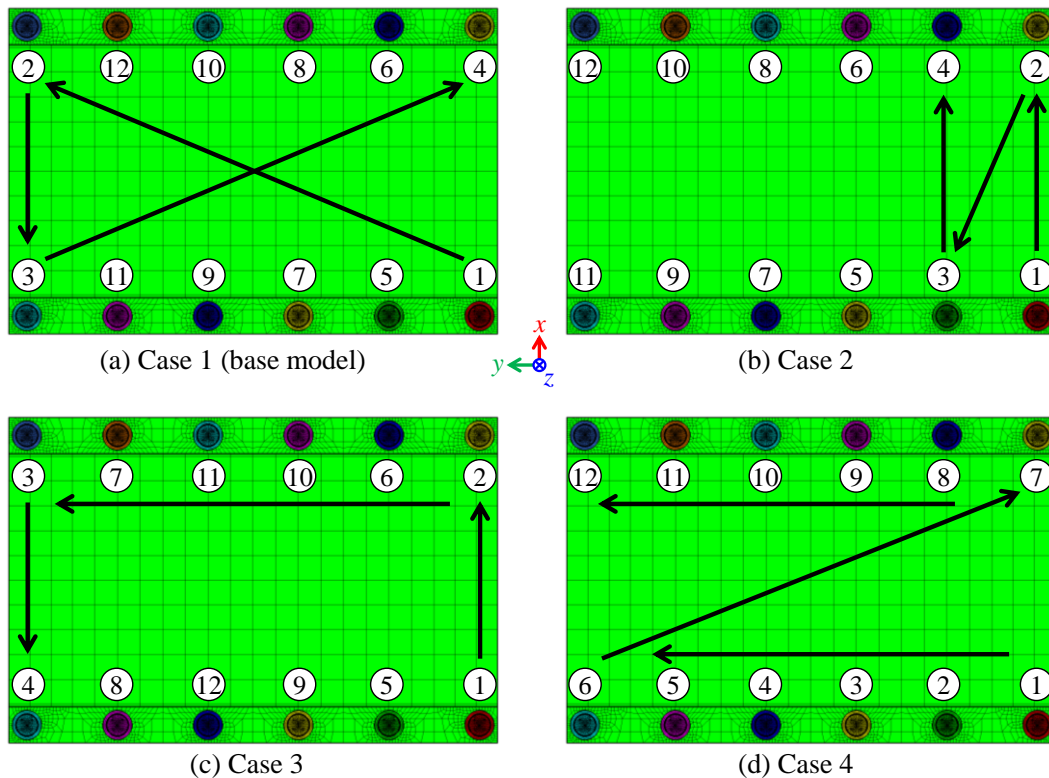


Fig. 6.5.2 Welding sequence of hat square column model.

電極の材料には銅を使用し、上板、下板の材料は 590Y 材とした。590Y 材の材料定数の温度依存性は Fig. 6.3.3 ~ Fig. 6.3.5 に示す通りである。スポット溶接は左右のフランジ部において 50 mm 間隔で計 12 点実施する。溶接条件は、7 kA の直流電流を 18 サイクルにわたり印加するものとした。なお、1 サイクルは 20 ms とした。また、電極の加圧力は 2.45 kN とした。溶接順序は Fig. 6.5.2 に示す 4 ケースを想定し、図中 1 から 12 までの番号順に溶接を行うものとした。また、(a) のモデルを基準モデルとする。

解析に使用した計算機は、前項で使用したのと同じ GPU に GeForce GTX 580 を搭載したものとする。

6.5.2 溶接順序がナゲットサイズに及ぼす影響

Fig. 6.5.3 に case 1 の溶接順(Fig. 6.5.2 参照)の場合における各溶接点を溶接したときの最高到達温度分布を示す。同図において 1530 °C 以上の領域をナゲットと定義する。また、Fig. 6.5.4 に溶接点ごとのナゲットサイズの比較を示す。同図より、case 1(基準モデル)と case 2 を比較すると、case 2 においては 3 打点目と 4 打点目のナゲット径が基準モデルより小さくなっていることが分かる。これは、case 2 においては、隣接する溶接点を順に溶接していく

ような溶接順序としたため、隣接する既溶接点への分流が大きく、発熱量が減少したためであると考えられる。また、case 1 と case 3 の 4 打点目までは溶接点と同じで順序が異なるような溶接順序となっているが、case 1 と case 3 の 4 打点目までのナゲット径の差は小さくなっていることから、この間の溶接順序がナゲット径に及ぼす影響は小さいと言える。case 4 に関しては、case 4 の 2 打点目は既溶接点である 1 打点目に隣接するため 1 打点目への分流量が大きくなるため、case 1 に比べてナゲット径が小さくなっていると考えられる。一方、case 4 の 7 打点目は既溶接点に隣接しないためナゲット径が他のモデルに比べて大きくなっていると考えられる。また、板厚を t としたとき、継手強度の観点から、 $3\sqrt{t}$ より大きなナゲット径が望ましいとされるが、本解析においては、case 3 を除いてこの条件を満たしている。しかしながら、すべてのケースにおいて、7 打点目以降はナゲット径が基準に近い値、

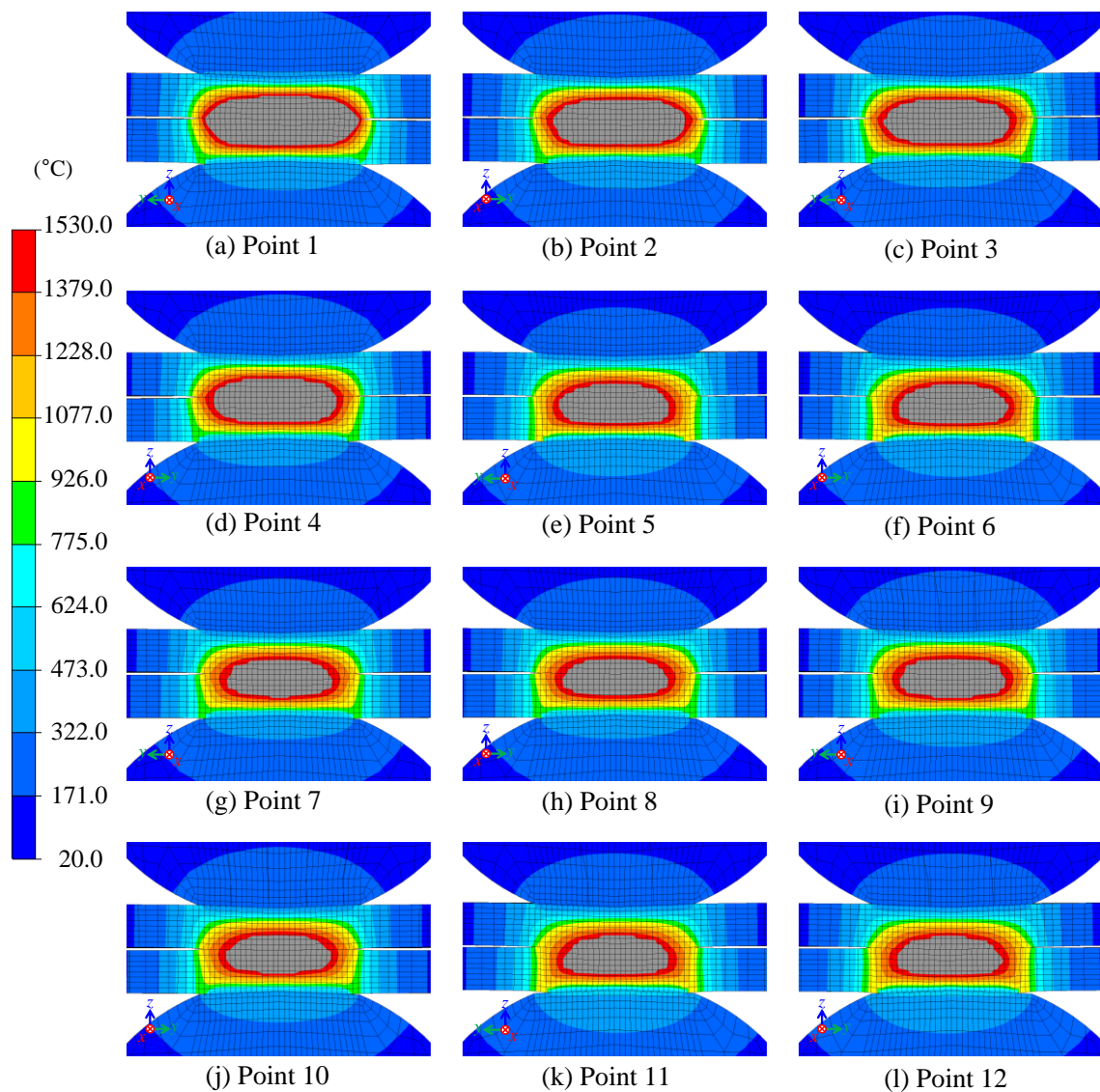


Fig. 6.5.3 Distribution of the maximum temperature for each welding point.

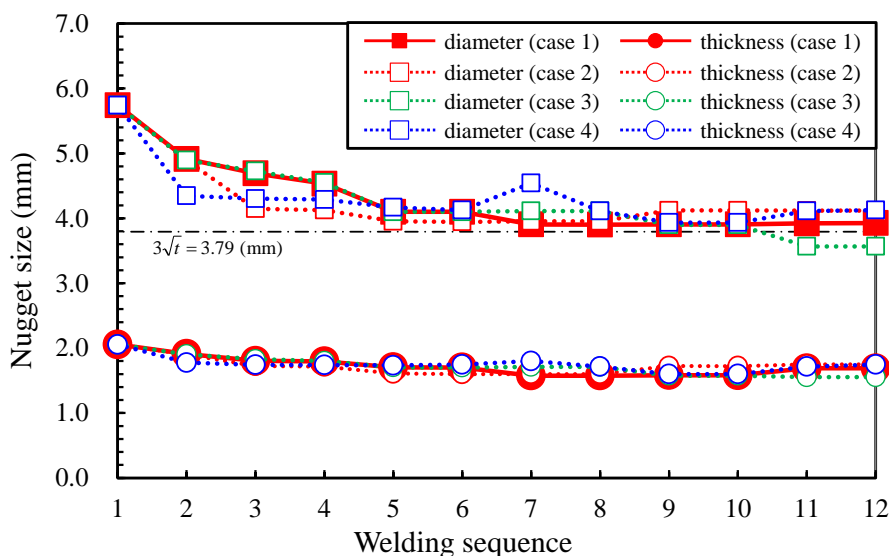


Fig. 6.5.4 Nugget size of each welding point.

もしくは、基準を下回る値となっていることから、溶接条件を変更することが望ましいと考えられる。

このように、溶接点と既溶接点の位置関係によりナゲットサイズが変化する傾向にあることが確認できる。なお、本解析に要した計算時間は約 10 日であった。

6.5.3 溶接順序が溶接変形に及ぼす影響

Fig. 6.5.5 に溶接終了後の下板の面外方向、すなわち、 z 方向の変位分布を示す。同図(a)~(d)は、それぞれ、case 1 ~ case 4 の面外方向の変位分布である。Fig. 6.5.5 より、溶接順序にかかわらず、下板は長手方向の中央部が z 軸に対して負の方向にたわむような変形傾向となっていることが分かる。Fig. 6.5.6 に、上板のハット部の幅方向の中央線上の面外方向変位分布を示す。また、同様に、Fig. 6.5.7 に下板の変位分布を示す。Fig. 6.5.6, 6.5.7 から、面外方向の変形は、溶接順序によらず同じ傾向であるが、端部と中央部において、若干の差が生じていることが確認できる。以上より、本ハット部材を 12 点スポット溶接した際には、0.1 mm 程度の面外変形が発生することが示された。実施工においては、このこと、および、ナゲット径が約 $3\sqrt{t}$ になることを総合的に評価し、施工条件を決定する必要がある。

以上で示すように、開発手法を用いることで、スポット溶接の施工において問題となる分流によるナゲットサイズの変化や、溶接の施工に伴う変形について検討することが可能であることから、開発手法は、特に、多点スポット溶接の施工条件を決定する際に非常に有効な手法であると言える。

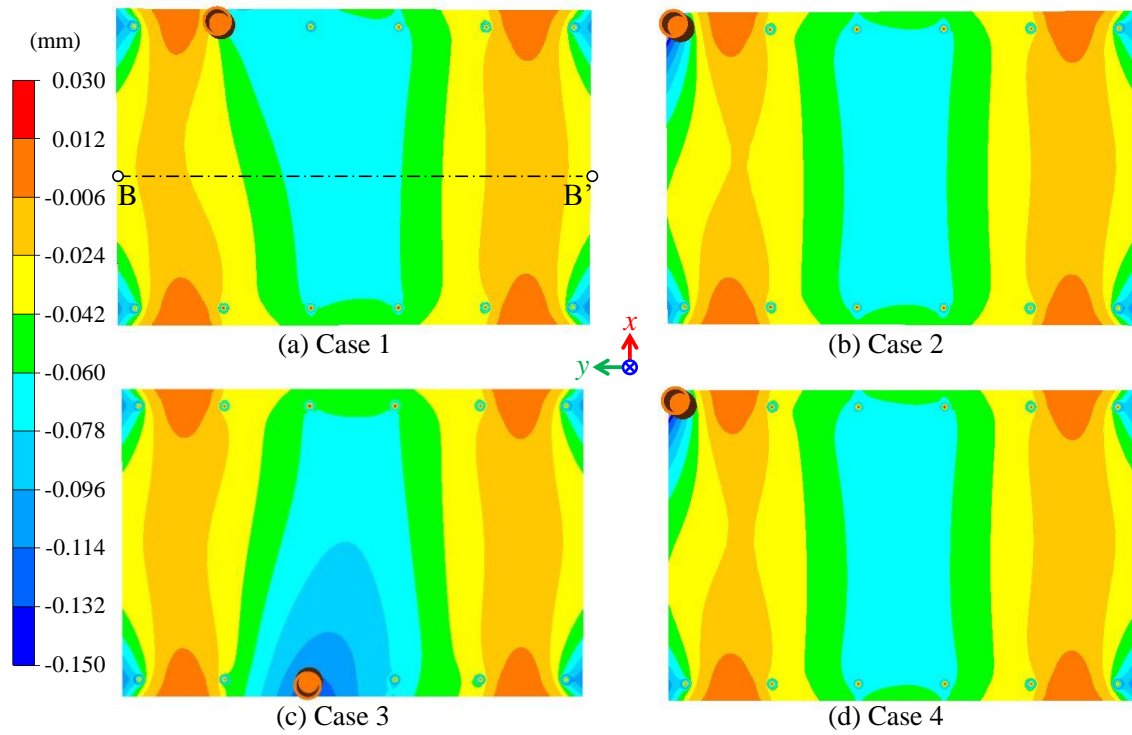


Fig. 6.5.5 Distribution of displacement in z direction of bottom plate.

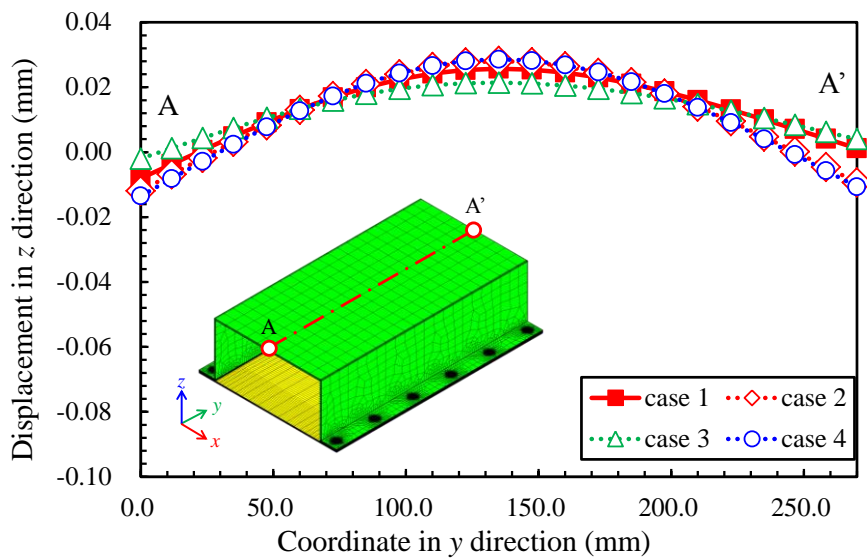


Fig. 6.5.6 Comparison of distribution of displacement in z direction on top plate.

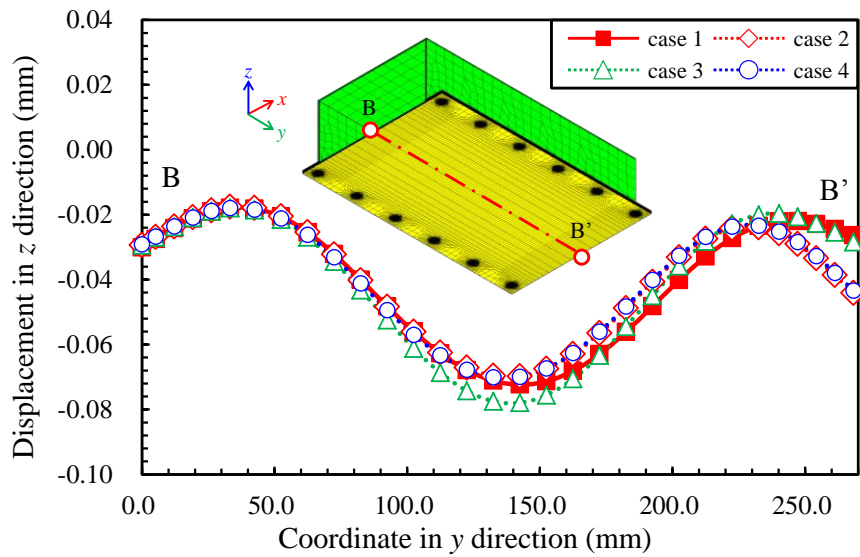


Fig. 6.5.7 Comparison of distribution of displacement in z direction on bottom plate.

6.6 結 言

本章では、スポット溶接において問題となる分流の影響を検討するために、理想化陽解法 FEM を用いた 3 次元スポット溶接シミュレーション手法を開発した。開発手法の妥当性を検証するために、1 点のスポット溶接を行う基礎的な問題の解析に対して適用した。また、ナゲットの形成に及ぼす分流の影響を評価するために、開発手法を 4 点のスポット溶接を行う問題の解析に対して適用した。更に、実施工における問題に対する開発手法の適用性を示すために、自動車の構造部材として使用される片ハット部材のスポット溶接問題に対して開発手法を適用した。その結果、次の結論が得られた。

- 1) 開発手法を 1 点のスポット溶接を行う基礎的な問題の解析に適用し、ナゲットサイズに関して、実験計測結果と解析結果を比較した。その結果、開発手法による解析結果は実験計測結果と良好に一致することから、開発手法による解析結果は妥当であると言える。
- 2) 4 点スポット溶接の解析に対して、開発手法を適用し、分流の影響に関して検討を行った。その結果、スポット間隔が 40 mm の場合、2 打点目以降のスポット溶接において、ナゲット径が減少する傾向にあることを確認した。ナゲット厚さに関して

は、ナゲット径と同様に 2 点目以降に減少するものの、電極による吸熱の効果が大きく、分流の影響はナゲット径に比べて小さいことが分かった。また、本解析に要した計算時間は約 10 時間であり、実用可能な計算時間であると言える。

- 3) 自動車構造部材である片ハット部材のスポット溶接における溶接順序の影響について、要素数 803,500, 節点数 935,904 のモデルを用いて開発手法により検討した。その結果、ナゲットサイズは溶接点と既溶接点の位置の関係により変化する傾向にあることを確認した。また、溶接順序によらず溶接変形の傾向に大きな差はなく、また、溶接変形も小さいことが分かった。なお、本解析は約 10 日で完了することができたことから、開発手法は、スポット溶接の大規模実施工モデルにおいて施工条件の検討が可能な手法であると言える。

第七章

反復サブストラクチャー法の導入による理想化 陽解法 FEM の高速化

7.1 緒言

溶接残留応力の解析を高速化する手法の一つとして、反復サブストラクチャー法 (Iterative Substructure Method: ISM) が⁷⁷⁻⁸⁰⁾提案されている。ISM は溶接現象の力学的特性に注目し、解析対象をトーチ周辺の非線形性の強い領域と、非線形性の弱い領域に分け、非線形の詳細な反復計算をトーチ周辺のごく狭い領域で行うことで解析の高速化を図った手法であり、通常、構造解析に用いられる静的陰解法 FEM と比較して、大幅な高速化を達成している。このように、計算資源を、詳細な解析が必要な溶接トーチ周辺の非線形性の強い領域に集中させることができれば、理想化陽解法 FEM をさらに大規模な解析に適用することが可能になると考えられる。

本研究では、これまでに、第二章において、理想化陽解法 FEM と呼ばれる手法を開発し、大規模な溶接変形・残留応力解析に適用可能であることを示した。理想化陽解法 FEM は、

動的陽解法 FEM を基に、溶接過渡現象を解析可能な熱弾塑性解析に対して計算効率を高めた手法であり、従来手法とほぼ同程度の解析精度を有し、かつ、高速、省メモリに解析を行うことが可能な手法である。理想化陽解法 FEM が高速かつ省メモリな解析手法となる理由の一つに、要素や節点単位で計算を進める点が挙げられ、これにより、理想化陽解法 FEM は並列化に非常に適しているという特徴を持つ。この特徴を考慮して、第四章において、近年、安価かつ高性能な並列計算環境として注目されつつある画像処理用プロセッサ(GPU)による並列化手法を適用することで、従来手法では困難と考えられてきた多層溶接継手の3次元移動熱源モデルによる残留応力解析が容易に実行できることを示した。

そこで、本章では、溶接問題の物理的な性質を考慮した解析手法として ISM に注目し、まず基礎的な溶接問題において理想化陽解法 FEM の計算時間に関して議論した上で、理想化陽解法 FEM に対して ISM を導入する方法について検討する。次に、溶接時における構造物全体の残留応力を更に高速に解析できる手法を提案する。続いて、提案手法を基礎的なパイプ構造の周溶接問題に対して適用し、提案手法の解析精度および有用性について検討する。さらに、提案手法を高レベル放射性廃棄物の最終処分容器の溶接工程を模擬した多層溶接の残留応力解析に適用し、実験結果と比較することで、300万自由度を超える大規模溶接過渡応力変形問題に対する提案手法の適用可能性について検討する。

7.2 理想化陽解法 FEM に対する反復サブストラクチャー法の導入

これまでに述べたとおり、理想化陽解法 FEM は溶接残留応力問題の解析において大幅な高速化並びに省メモリ化を実現しており、従来手法では解析が困難であった大規模な問題を解析可能であることを第四章および第五章を通して示した。

本節では、理想化陽解法 FEM の一層の大規模化を達成するために、これまでに開発した GPU 並列化を適用した理想化陽解法 FEM に関して、その計算時間の詳細について改めて分析し、ISM を導入した解析手法を提案する。

7.2.1 理想化陽解法 FEM における計算時間に関する検討

GPU 並列化を適用した理想化陽解法 FEM の計算時間に関して、Fig. 7.2.1 に示す単純な

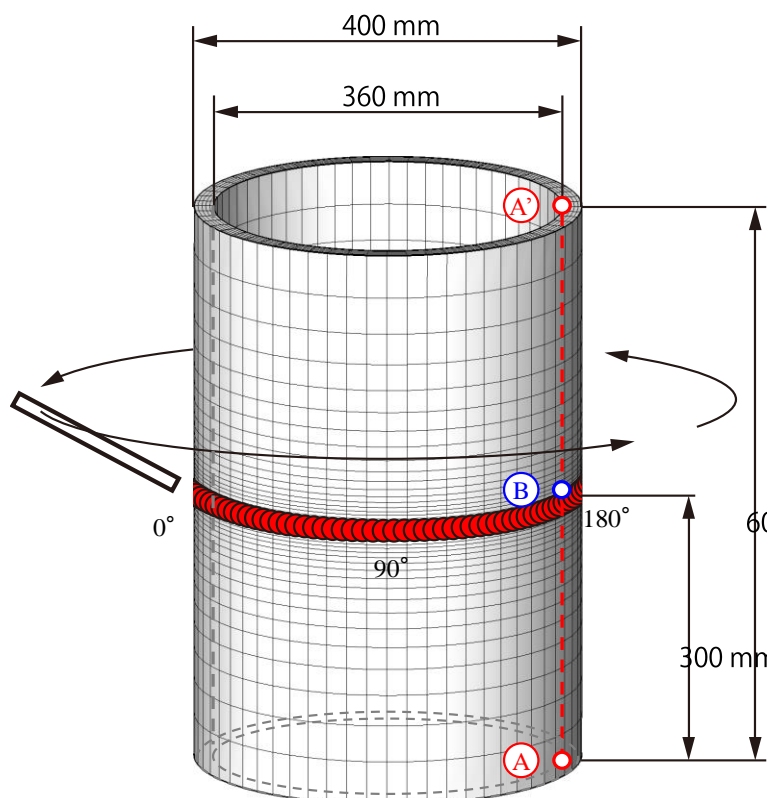


Fig. 7.2.1 Analysis model of circumferential welding of pipe.

パイプの周溶接問題の解析を通して議論する. 本モデルの要素数は 12,000 で節点数は 14,760 であり, 境界条件として剛体変位のみを拘束するものとした. 溶接条件は入熱量を $Q_{net} = 4.8$ kJ/mm, 溶接速度を 1.5 mm/s とした. 熱伝導解析の結果, 全温度ステップ数は 1801 となった. なお, 本検討には CPU が Intel Core i7 3.2 GHz, メモリが 64 GByte, GPU が GeForce GTX 680 の計算機を使用した.

Fig. 7.2.2 に準定常状態にある温度ステップ(200~1200 ステップ)を解析する際における, 理想化陽解法 FEM の各処理の計算時間を時系列で示す. Fig. 7.2.2 において, 横軸は温度ステップ, 縦軸は計算時間を示す. また, 図中の赤色の一点鎖線は要素単位の応力積分により全要素の等価節点力を算出するのに要した計算時間を示し, 緑色の破線は質量マトリックスおよび減衰マトリックスの作成に要した計算時間を示す. また, 青色の破線は収束判定に要した計算時間, 赤色の破線は動的陽解法に基づき時間ステップを進めることで変位を計算する処理に要した計算時間, 緑色の実線は残りの計算時間の総和を示す. さらに, 青色の実線は各温度ステップにおける総計算時間を示している. Fig. 7.2.2 より, 1 温度ステップの各項の計算時間の合計は, 多少の変動はあるものの, およそ 1.6 秒程度となっていることがわかる. また, 時間ステップの計算に要した時間は全体に対しては小さくなっている. これは, 時間ステップの計算が自由度単位のごく簡単な演算であるためである. また,

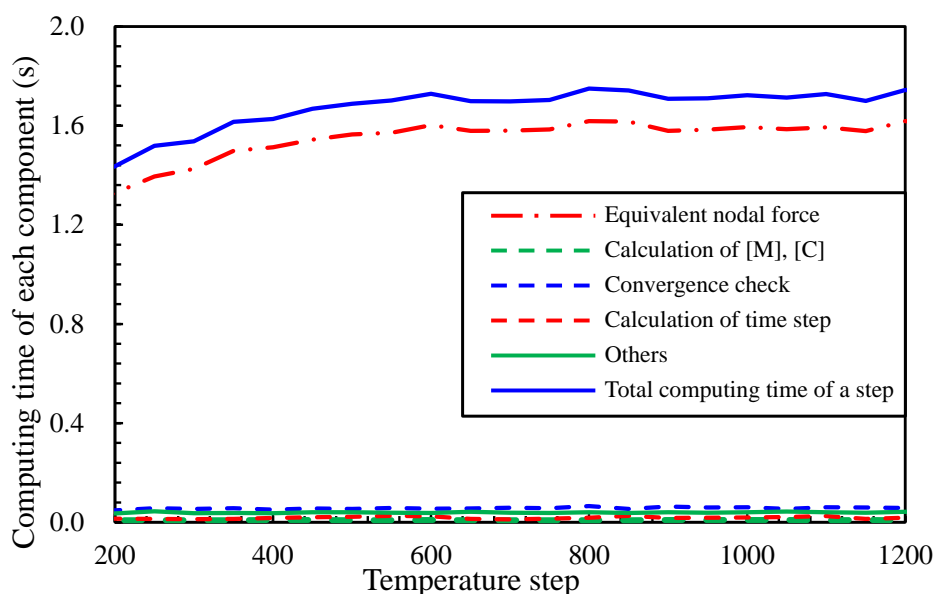


Fig. 7.2.2 Computing time of each component in Idealized Explicit FEM.

質量マトリックスと減衰マトリックスの作成に関しても、計算に要した時間が小さくなっているが、これは、質量マトリックスおよび減衰マトリックスの作成が各温度ステップの最初に一度計算されるのみであり、計算回数が少ないためである。収束判定に要した計算時間に関しては、時間ステップや質量マトリックス、減衰マトリックスの計算と比較すると大きいですが、計算時間全体に対しては大きな割合とはなっていない。理想化陽解法 FEM において、計算時間の大半を占めるのが要素単位の応力積分により等価節点力を算出する過程である。これは、要素等価節点力の計算にはガウス積分を行う必要があり、1 要素あたりの演算量が多く、また、収束の過程において時間ステップ毎に計算する必要があり、計算回数が非常に多くなるためであると考えられる。なお、本解析においては、各温度ステップにおいて静的平衡状態に達するまでに要した時間ステップは約 300 ステップであったことから、要素等価節点力の計算も温度ステップ毎に 300 回程度行われたことになる。

以上のように、理想化陽解法 FEM においては、静的平衡状態に収束するまでの各時間ステップの計算における要素等価節点力の算出が計算時間の大部分を占めていることから、要素等価節点力の計算回数を削減することで計算効率を向上させることができると考えられる。

7.2.2 理想化陽解法 FEM への反復サブストラクチャー法の導入

前節で述べたように、理想化陽解法 FEM において、要素等価節点力の計算回数を減らすことで計算時間を削減することができると考えられる。そこで、本節では、反復サブスト

ラクチャー法(ISM)を導入することで、理想化陽解法 FEM において等価節点力の計算回数を削減し、計算効率の向上を図る。

ISM においては、Fig. 7.2.3 に示すように、解析領域をトーチ周辺の非線形性の強い領域 (B 領域) と、解析領域全体の非線形性の弱い領域 (A+B') に分けて取り扱う。A+B' 領域は非線形性が弱い領域であると仮定するので、修正ニュートンラプソン法により、初期の温度ステップの全体剛性マトリックスの LU 分解を用いて高速に求解する。B 領域に関しては、A+B' 領域の解より境界 Γ の変位を抽出し境界条件として負荷した上で、B 領域に関する剛性マトリックスを用いてニュートンラプソン法により収束計算を行う。解析領域全体の整合性を取るために、B 領域の解が求まった時点で残差力を計算し、残差力をもとに A+B' 領域の変位を修正し、再度、B 領域の解析を行う。これらの過程を解析領域全体が静的平衡状態に達するまで繰り返し、静的平衡状態が得られた段階で次の温度ステップの計算に移る。このような手法を採用することで、非線形解析において一般的に行われる全体の巨大な剛性マトリックスを用いたニュートンラプソン法による反復計算を行わずに解析を進めることができることから、ISM は大幅な高速解析を実現している。なお、A+B' 領域に関して、初期の全体剛性マトリックスを保持する必要があることから、メモリ消費量は従来手法と同程度となり、大まかには解析自由度数の 3 乗に比例する程度となる。

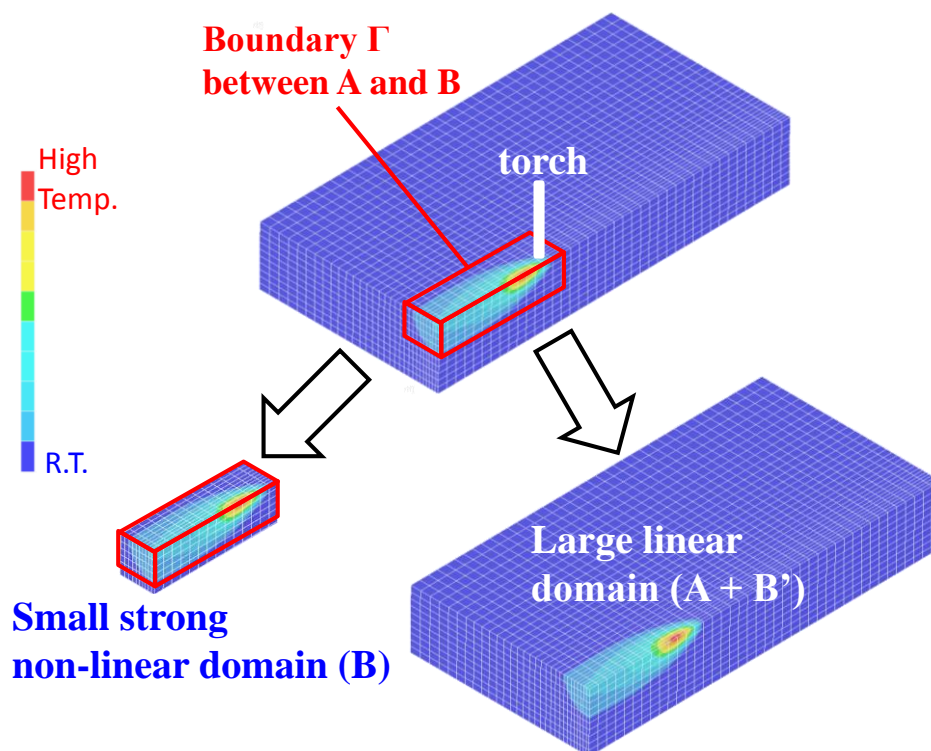


Fig. 7.2.3 Schematic illustration of strong non-linear domain and weak non-linear domain in ISM.

このように、ISM を用いることで非線形の計算が必要な領域に計算資源を集中させることで効率的な解析が可能になると考えられる。しかしながら、理想化陽解法 FEM では全体剛性マトリックスを保持しないことで省メモリな解析を実現しているため、A+B'領域において初期の全体剛性マトリックスの LU 分解を保持することはできない。そこで、A+B'領域においては、ISM と同様にほぼ線形な挙動を示すと仮定し、理想化陽解法 FEM において変位の算出に使用される式(7-2-1)右辺第二項の要素等価節点力の計算を式(7-2-2)のように要素剛性マトリックスと要素節点変位ベクトルの積に置き換える。

$$\left(\frac{1}{\Delta t^2} [M] + \frac{1}{2\Delta t} [C] \right) \{U\}_{t+\Delta t} = \{F\}_t - \sum_{e=1}^{N_e} \int_{V^e} [B]^T \{\sigma\} dV - \frac{2}{\Delta t^2} [M] \{U\}_t - \left(\frac{1}{\Delta t^2} [M] - \frac{1}{2\Delta t} [C] \right) \{U\}_{t-\Delta t} \quad (7-2-1)$$

$$\{F_e\} = \int_{V^e} [B]^T \{\sigma\} dV = [K_e] \{U_e\} \quad (7-2-2)$$

ここで、 $[M]$ 、 $[C]$ 、 $[B]$ 、 $\{\sigma\}$ はそれぞれ質量マトリックス、減衰マトリックス、変位-ひずみ関係マトリックスおよび、応力ベクトルを示し、 $\{U\}_{t+\Delta t}$ 、 $\{U\}_t$ 、 $\{U\}_{t-\Delta t}$ 、 $\{F\}_t$ はそれぞれ、時刻 $t+\Delta t$ 、 t 、 $t-\Delta t$ における変位ベクトル、および、時刻 t における荷重ベクトルを示す。また、 N_e は解析モデルの要素数、 V^e は要素 e の体積を示し、 $\{F_e\}$ 、 $[K_e]$ 、 $\{U_e\}$ はそれぞれ要素等価節点力ベクトル、要素剛性マトリックス、要素節点変位ベクトルを表す。このような形をとることで、A+B'領域における要素等価節点力ベクトルの演算量を大幅に削減することができる。メモリ消費量に関しては、要素剛性マトリックスを保持する必要があるため増加することになると考えられるが、要素単位で剛性マトリックスを保持するため、メモリ消費量は要素数に比例することとされる。B領域に関しては、A+B'領域の計算により得られた境界での変位を境界条件として付与する以外はこれまでの理想化陽解法 FEM と同様に解析を行う。

以上の解析方法をフローの形でまとめたものを Fig. 7.2.4 に示す。同図に示すように、ISM を適用した理想化陽解法 FEM では、各温度ステップの計算の初めに要素剛性マトリックス $[K_e]$ 、質量マトリックス $[M]$ 、減衰マトリックス $[C]$ を計算し保存する。そして、通常理想化陽解法 FEM と同様の時間ステップの計算を B 領域について行う。続いて A+B'領域の計算に移り、理想化陽解法 FEM を用いて時間ステップを進める。ここで、先ほど述べたように、A+B'領域の計算においては、要素の等価節点力を求める際に式(7-2-2)を用いる。A+B'領域の計算が終了した時点で、解析領域全体(A+B 領域)の等価節点力を計算し、領域

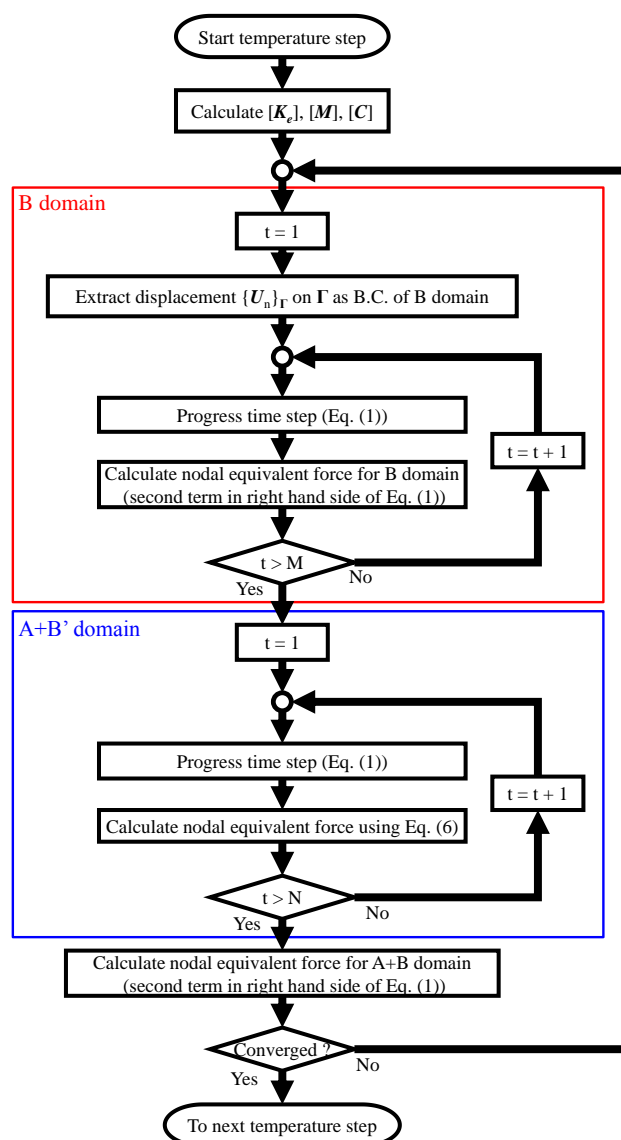


Fig. 7.2.4 Flowchart of Idealized Explicit FEM

全体が静的平衡状態に達しているかを確認する。ここで、静的平衡状態が得られている場合は、次の温度ステップの計算に進み、静的平衡状態が得られていない場合は、静的平衡状態に達するまで **B** 領域と **A+B'** 領域の計算を繰り返す。なお、図中の変数 t , M , N は、それぞれ陽解法時間ステップ数のカウンタ、**B** 領域における時間ステップ計算回数、**A+B'** 領域における時間ステップ計算回数である。また、**B** 領域の設定方法に関しては、文献⁸⁰⁾に記載されている方法と同様に、指定した温度以上の節点を含む要素を **B** 領域とした。

以上のように提案した解析手法を GPU 並列化を適用した理想化陽解法 FEM において構築し、次章において提案手法が持つ基礎的な性質について議論する。

7.3 パイプの周溶接問題への適用による提案手法の性能評価

前節で提案した ISM を適用した理想化陽解法 FEM の解析精度および計算時間、メモリ消費量について検討するため、基礎的な溶接問題に対して提案手法を適用する。解析モデルは前節で用いたものと同様の Fig. 7.2.1 に示すパイプの周溶接モデルで、その他の条件も前章の検討で用いたものと同等のものとした。また、材料定数は Fig. 7.3.1 に示すものを仮定した。

また、提案手法の比較対象として、GPU 並列化を導入した理想化陽解法 FEM、スカイラインソルバーを用いた静的陰解法 FEM、および ISM を用いた解析手法を使用した。

なお、Fig. 7.2.4 では、B 領域と A+B 領域において、それぞれの時間ステップの計算回数を N, M として指定しているが、本解析においては両者ともに 100 (時間ステップ)とした。

7.3.1 解析精度の検証

Fig. 7.3.2 に溶接線上縦断面における提案手法と静的陰解法 FEM の軸方向残留応力分布を示す。Fig. 7.3.2 (a)は提案手法による解析結果であり、(b)は静的陰解法 FEM による解析結果である。Fig. 7.3.2 より、溶接線直下のパイプ内面に引張りの応力が生じていることがわかる。これは周方向の溶接によりパイプが周方向に収縮したためパイプが内側に向かって

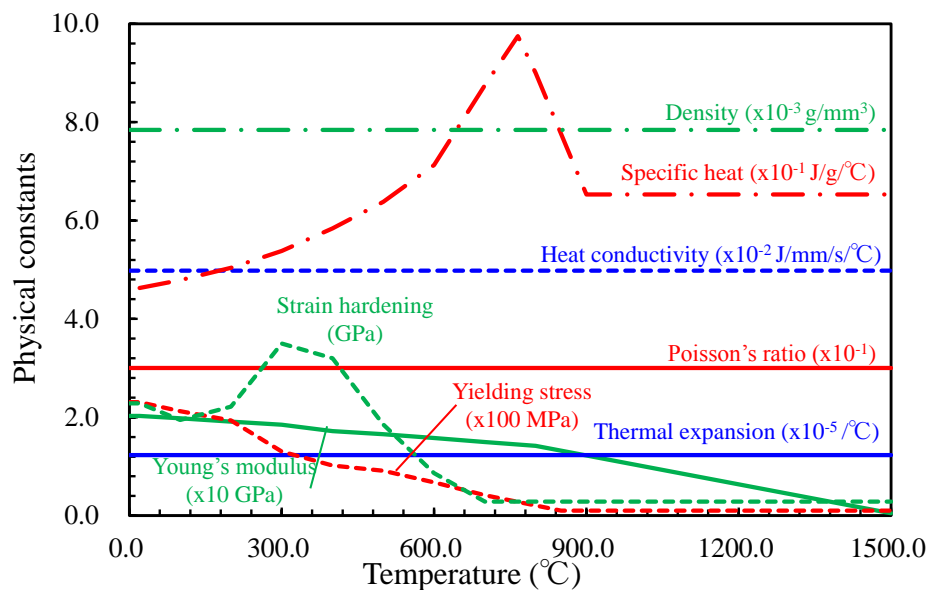


Fig. 7.3.1 Temperature dependent material properties of SF340A.

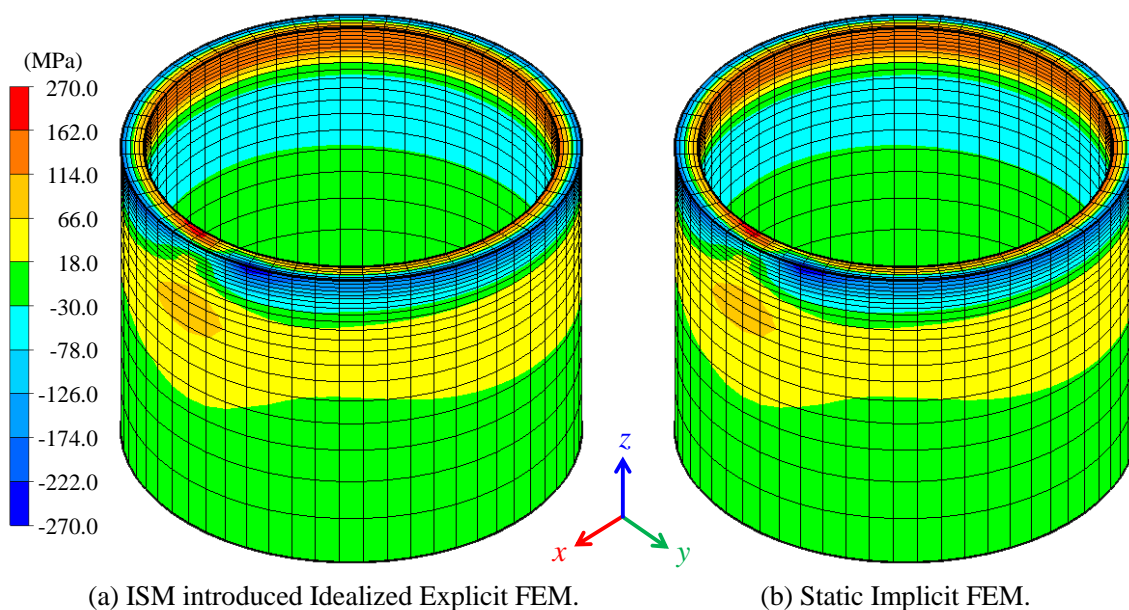
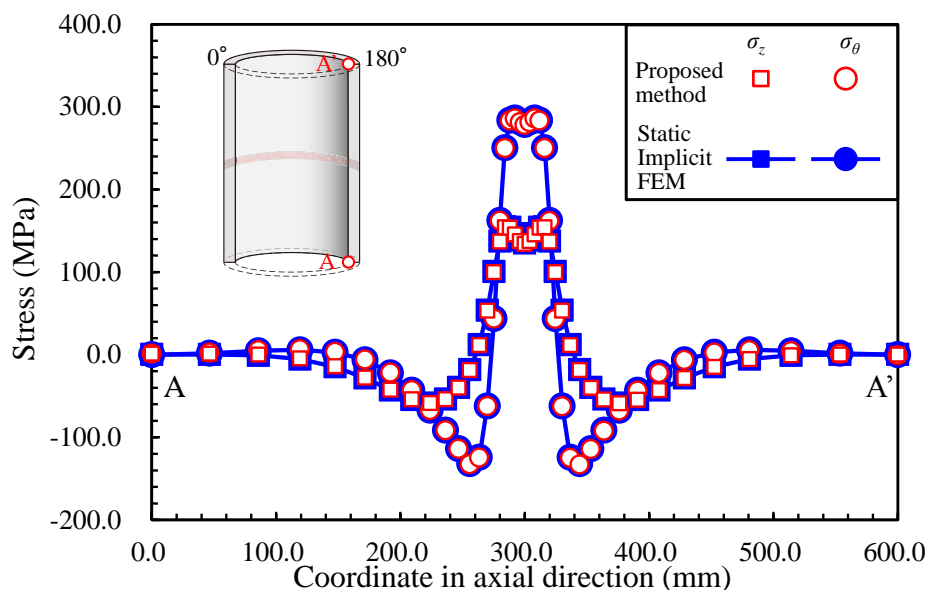
Fig. 7.3.2 Distribution of residual stress in axial direction (σ_z).

Fig. 7.3.3 Distribution of residual stress along line A-A'.

変形した結果、径方向の曲げが生じたためと考えられる。また、同図より、提案手法と静的陰解法 FEM の軸方向残留応力分布は良好に一致していることが確認できる。

Fig. 7.3.3 に Fig. 7.2.1 の A-A'線上における残留応力分布を示す。Fig. 7.3.3において、赤色のプロットは提案手法による解析結果、青色のラインは静的陰解法 FEM による解析結果を示す。また、 \square 、 \circ 印はそれぞれ軸方向の応力と周方向の応力を示す。同図より、溶接開始点より 180度の位置におけるパイプ内面の応力分布に関して、提案手法と静的陰解法 FEM の解析結果はほぼ完全に一致していることがわかる。

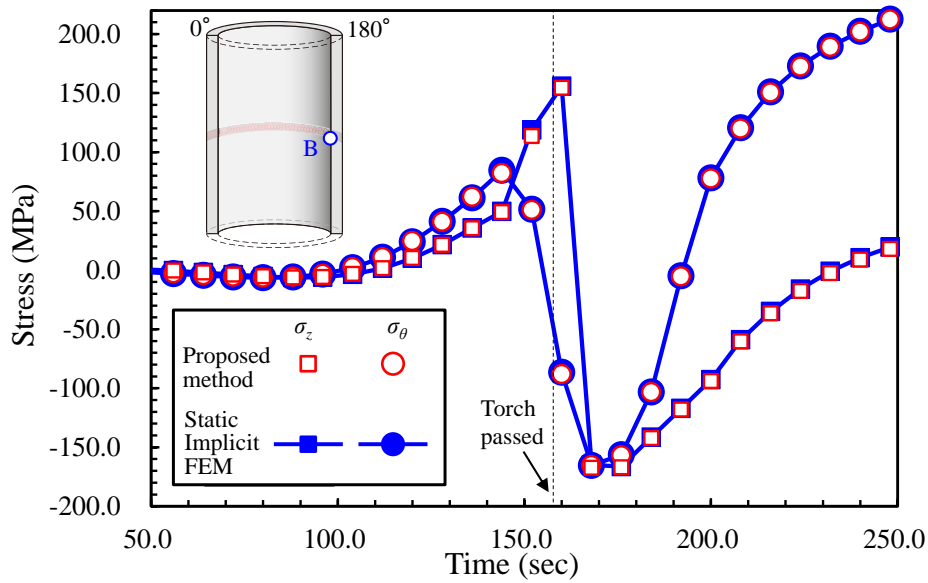


Fig. 7.3.4 History of stress at point B.

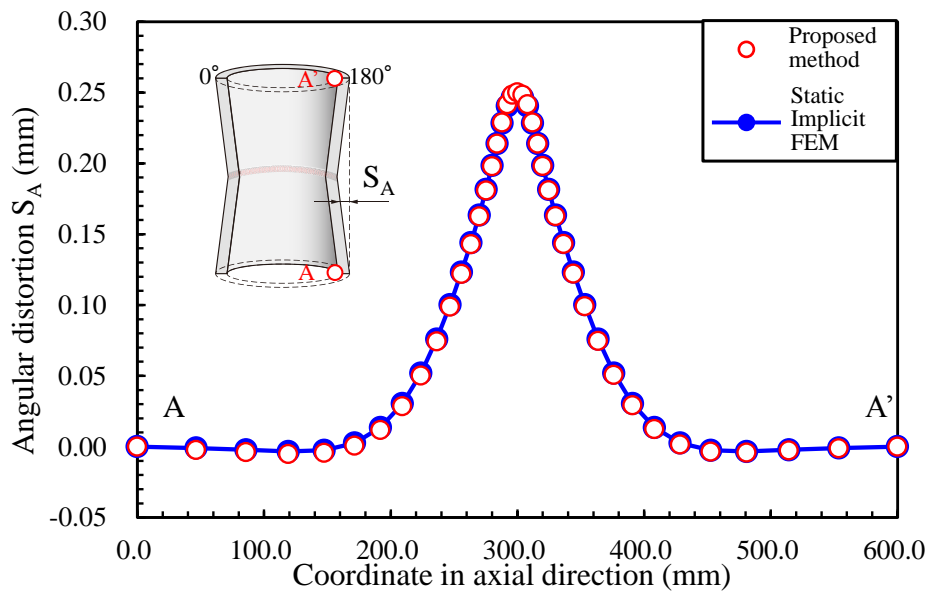


Fig. 7.3.5 Distribution of displacement in radial direction along A-A'.

次に、Fig. 7.2.1 に示す、パイプ内面側の点 B における溶接開始 50 秒後から 250 秒の間の応力の履歴を Fig. 7.3.4 に示す。同図において、Fig. 7.3.3 と同様に赤色は提案手法、青色は静的陰解法 FEM の解析結果を示している。Fig. 7.3.4 より、提案手法と静的陰解法 FEM の解析結果は応力の時系列変化においても良好に一致していることが確認できる。

Fig. 7.3.5 に A-A' 線上における径方向の変位量の分布を、また、Fig. 7.3.6 に軸方向の収縮量の分布を示す。両図において、赤色のプロットは提案手法による解析結果を示し、また、青色のプロットは静的陰解法 FEM による解析結果を示す。Fig. 7.3.5, Fig. 7.3.6 より、残留変形に関しても提案手法と静的陰解法 FEM の解は良好に一致していることが分かる。

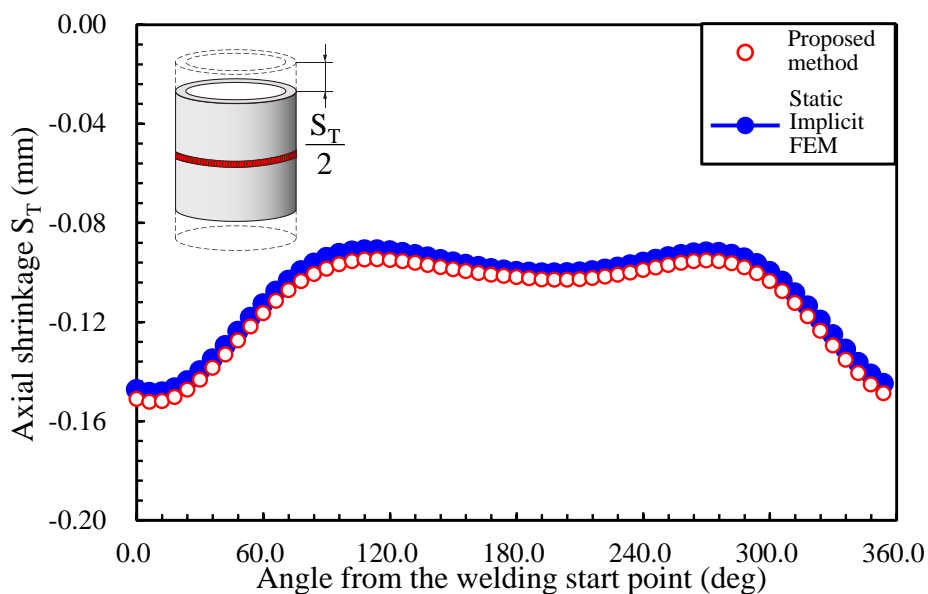


Fig. 7.3.6 Distribution of axial shrinkage

以上の結果より、提案手法と静的陰解法 FEM の解析結果は良好に一致していることから、提案手法は静的陰解法 FEM とほぼ同等の解析精度を有するものと考えられる。

7.3.2 収束過程における計算時間に関する検討

Fig. 7.3.7 に Fig. 7.2.2 と同様にして、200～1200 温度ステップにおける提案手法の各計算項目の計算時間の履歴を示す。Fig. 7.3.7 において、赤色の一点鎖線は非線形領域(B 領域)において応力積分により等価節点力を算出するのに要した計算時間を示す。また、青色の破線は要素剛性マトリックスの計算時間を示し、赤色の破線は全体領域(A+B'領域)において応力積分により等価節点力を算出するのに要した計算時間、緑色の破線は式(6)の要素剛性マトリックスと要素節点変位ベクトルの積算の計算時間、緑色の実線は残りの計算時間の総和を示す。また、青色の実線は各温度ステップにおける総計算時間を示す。同図より、B 領域の等価節点力の計算時間が温度ステップの計算時間に占める割合が大きくなっていることがわかる。また、A+B 領域の等価節点力の計算時間は 100 ステップに 1 回計算するのみとなっているので小さくなっており、要素剛性マトリックスの計算、要素剛性マトリックスと要素等価節点力ベクトルの積算と同程度の計算時間となっている。以上の検討により、ISM を導入した理想化陽解法 FEM の 1 温度ステップあたりの計算時間は、Fig. 7.2.2 に示す通常理想化陽解法 FEM と比較して大幅に短縮されていることが確認できる。

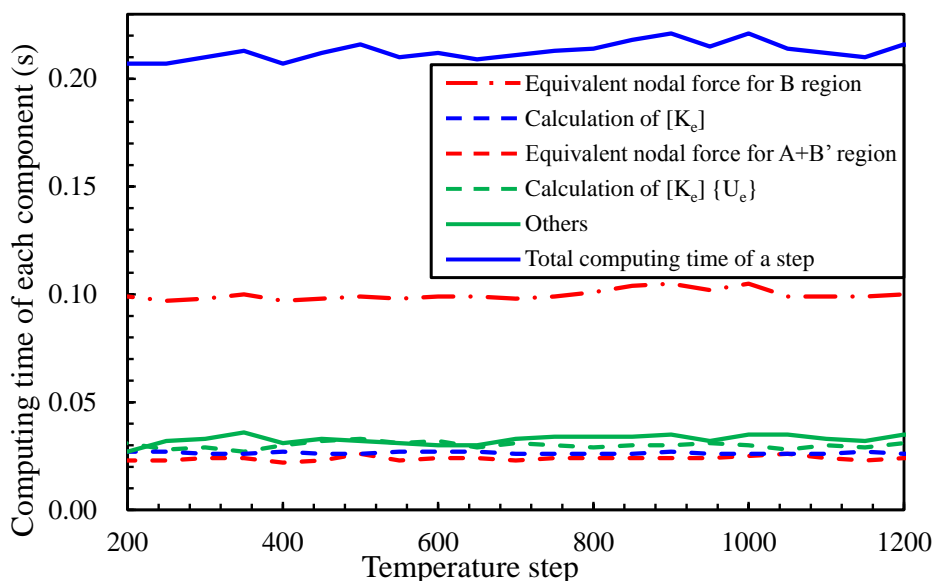


Fig. 7.3.7 Computing time of each time component in Idealized Explicit FEM using ISM.

7.3.3 提案手法の性能評価

提案手法の性能を評価するために要素分割を変更したモデルに対して提案手法，GPU 並列化理想化陽解法 FEM，ISM，静的陰解法 FEM の 4 つの手法を適用し，解析規模と計算時間，メモリ消費量について検討する．なお，ISM に関しては，初期の全体剛性マトリックスの LU 分解を計算する際にスカイラインソルバーを使用した．

Fig. 7.3.8 に，解析に使用した要素分割図を示す．Fig. 7.3.8 の(a)は Fig. 7.2.1 と同様の基礎モデルを示し，(b)，(c)および(d)は，それぞれ，周方向の要素分割数を 2 倍に変更したモデル，半径方向の要素分割数を 2 倍にしたモデル，パイプ軸方向の要素分割数を 2 倍にしたモデルを示し，(e)は，半径および周方向の要素分割数を 2 倍にしたモデル，(f)は軸および周方向の要素分割数を 2 倍にしたモデル，(g)は軸および半径方向の要素分割数を 2 倍にしたモデル，(h)は半径，軸，周方向の要素分割数を 2 倍にしたモデルを示す．

解析結果を整理し，計算時間と解析自由度数の関係について Fig. 7.3.9 に示す．同図において，青色の破線は静的陰解法 FEM の計算時間を示し，青色の実線は ISM の計算時間，赤色の破線は GPU 並列化を適用した理想化陽解法 FEM，赤色の実線は提案手法の計算時間を示す．なお，静的陰解法 FEM を用いて完全冷却時まで解析を行う場合，大規模な解析では全体剛性方程式の求解に要する時間が膨大となり，現実的な計算時間で解析を完了することができないため，溶融および局部塑性という溶接特有の現象が十分に出現する加熱開始後 20 秒，すなわち 100 温度ステップまでの解析時間について比較した．また，Fig. 7.3.9 中

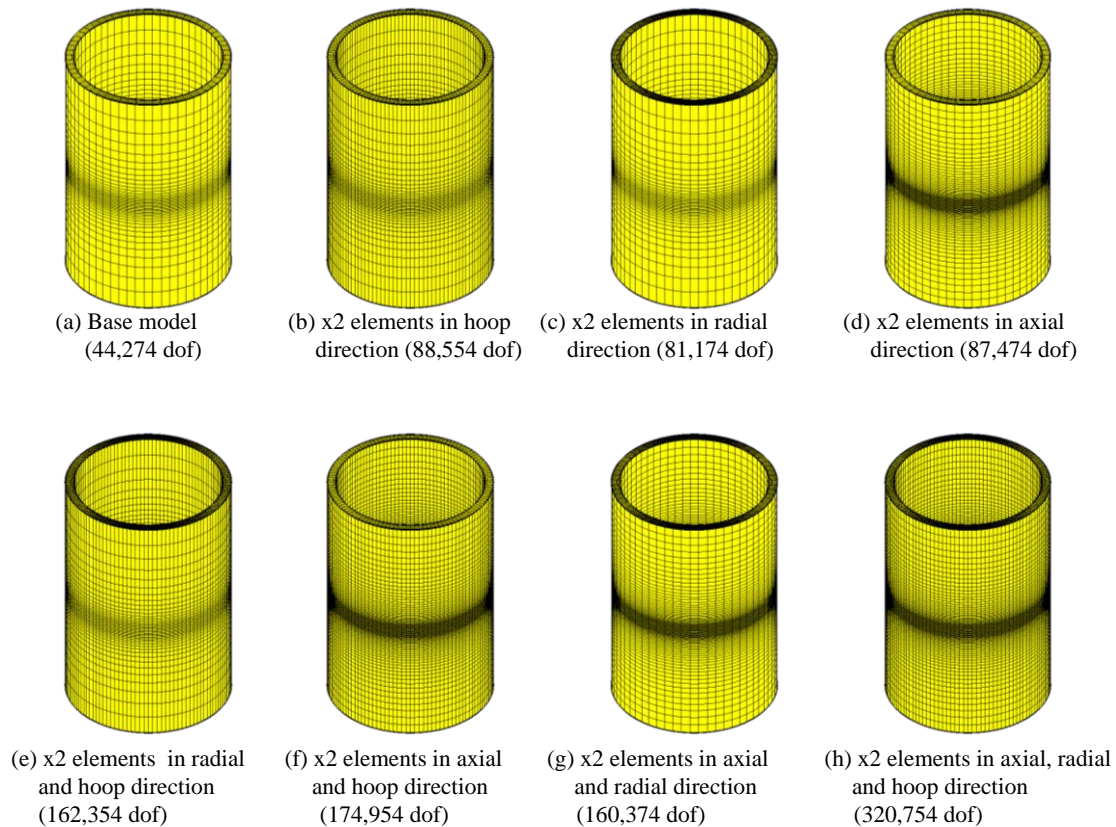


Fig. 7.3.8 FE mesh divisions for the comparison of computing time and memory consumption.

の数値は、べき関数 $y = \alpha x^\beta$ を仮定し、最小二乗法によりそれぞれの手法の計算時間の近似関数を求めた場合のべき関数の指数 β を示している。Fig. 7.3.9 より、提案手法の計算時間の傾きは静的陰解法 FEM の計算時間の傾きの約 0.4 倍となっており、モデル(f)においては提案手法の計算時間は静的陰解法 FEM の約 1/5000 となることがわかる。また、提案手法の計算時間は GPU 並列化を適用した理想化陽解法 FEM と比べ、約 1/10 となることが分かる。

Fig. 7.3.10 に、Fig. 7.3.9 と同様にメモリ消費量と解析自由度数の関係を示す。同図より、提案手法および GPU 並列化を適用した理想化陽解法 FEM のメモリ消費量の傾きは、静的陰解法 FEM および ISM の 0.42 倍となっていることがわかる。また、提案手法のメモリ消費量が GPU 並列化を適用した理想化陽解法 FEM より大きくなっているが、これは ISM を導入するために要素剛性マトリックスを保存するようにしたためである。しかしながら、ISM 導入前とのメモリ消費量の傾きの差は小さいことより、GPU 並列化理想化陽解法 FEM と同様、提案手法は大規模解析における有効性を有しているといえる。

以上の結果より、理想化陽解法 FEM に対して ISM を導入することで更に高速な解析を実現することができ、大規模問題に対する適用性が向上したといえる。

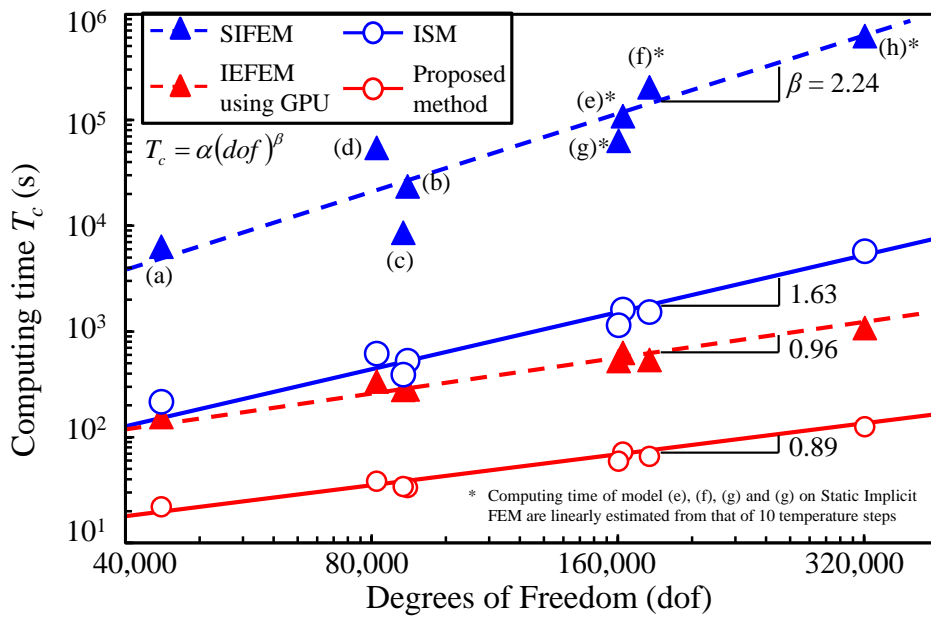


Fig. 7.3.9 Comparison of computing time among proposed method, Idealized Explicit FEM using GPU, ISM and Static Implicit FEM.

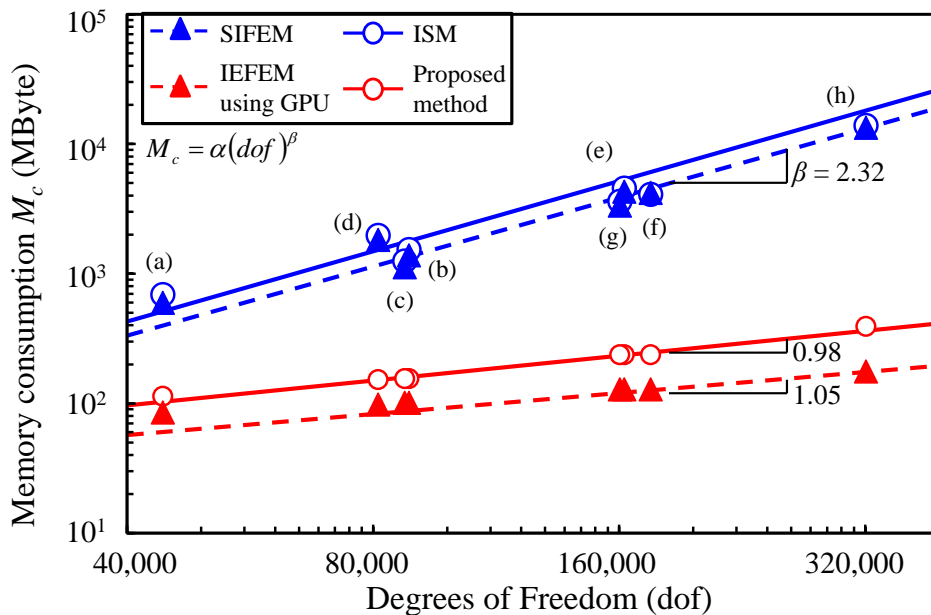


Fig. 7.3.10 Comparison of memory consumption among proposed method, Idealized Explicit FEM using GPU, ISM and Static Implicit FEM.

7.4 提案手法による人工バリアオーバーパック蓋部の多層溶接の解析

前節において、反復サブストラクチャー法を導入した理想化陽解法 FEM の解析精度を検証し、また、提案手法の有効性を示した。本節では、100 万要素を超える大規模溶接問題に対する提案手法の適用性を示すために、Fig. 7.4.1 に示す、原子力発電の使用済み燃料の再処理に伴って生じる高レベル放射性廃棄物の最終処分方法として検討されている地層処分における放射性廃棄物の格納容器である人工バリアオーバーパックの蓋部を模擬した試験体モデルの溶接残留応力問題^{126), 127)}に対して提案手法の適用を試みる。また、提案手法による解析結果を、汎用非線形解析ソフトウェアである ABAQUS による解析結果および計測の結果^{126), 127)}と比較することで、提案手法の大規模問題における解析精度に関しても議論する。

7.4.1 解析モデルおよび条件

解析に用いた要素分割を Fig. 7.4.2 に示す。同図(a)は解析領域全体を示し、(b)は溶接金属部の拡大図および溶接順序を示す。本モデルは直径 800 mm、厚さ 50 mm の円板状のモデル

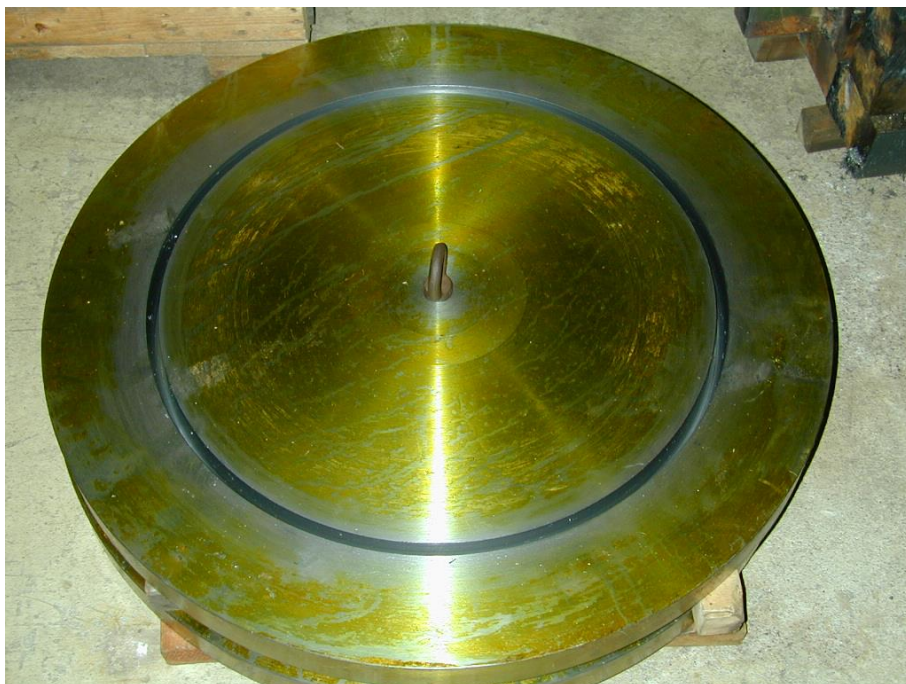
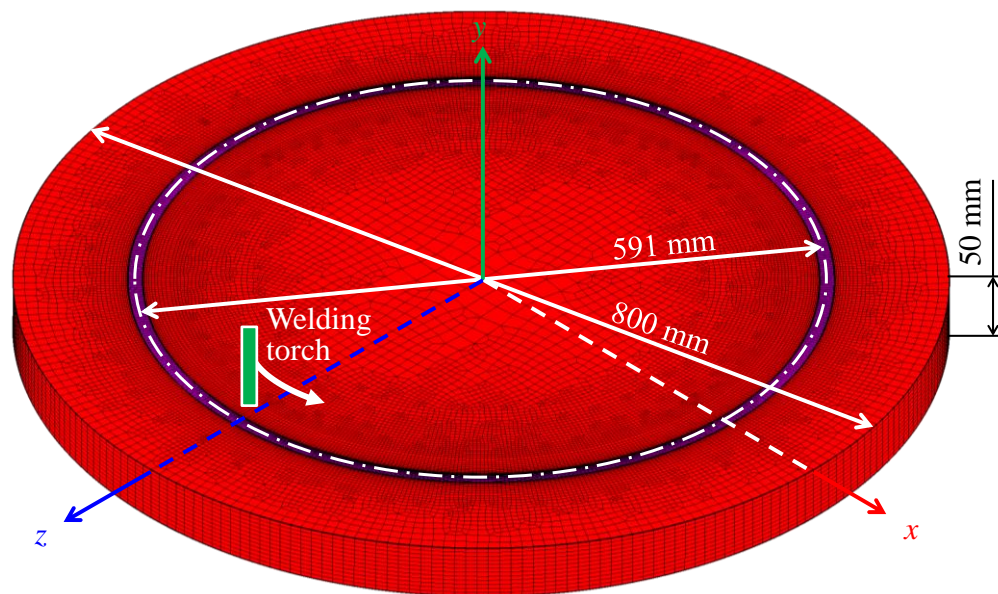
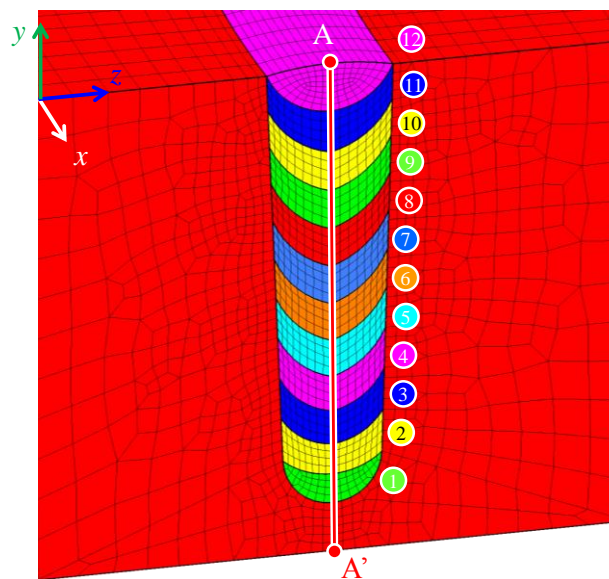


Fig. 7.4.1 Entire view of cover plate of engineered barrier system for high level nuclear wastes.

であり、溶接パス数は 12 パスである。また、本解析モデルの節点数は 1,039,915、要素数は 1,006,368、自由度数は 3,117,390 であり非常に大規模な解析モデルとなっている。溶接条件は Table 7.4.1 に示す通りとした。本モデルは溶接金属部に TGS-50 材を使用し、その他の領域は SF340A 材である。TGS-50 材および SF340A 材の材料定数の温度依存性はそれぞれ Fig. 7.3.1 および Fig. 7.4.3 に示す通りである。なお、本解析で用いた計算機は、前節で用いたものと同じ、GPU に NVIDIA GeForce GTX 680 プロセッサ 1 基を搭載したものである。



(a) Overall model.



(b) Zoomed view of welding part.

Fig. 7.4.2 Analysis model of engineered barrier over pack.

Table 7.4.1 Welding conditions for engineered barrier model.

Pass No.	Current (A)	Voltage (V)	Welding speed (mm/s)	Heat efficiency	Heat Input (kJ/mm)
1	400.0	10.5	1.45	0.7	20.3
2	500.0	10.5	1.12	0.7	32.8
3	500.0	10.5	1.18	0.7	31.1
4	540.0	11.0	1.07	0.7	38.9
5	540.0	11.0	1.05	0.7	39.6
6	540.0	11.0	1.08	0.7	38.5
7	540.0	11.0	1.05	0.7	39.6
8	520.0	11.0	1.07	0.7	37.4
9	520.0	11.0	1.08	0.7	37.1
10	520.0	11.0	1.07	0.7	37.4
11	460.0	10.5	1.42	0.7	23.8
12	500.0	11.0	1.05	0.7	36.7

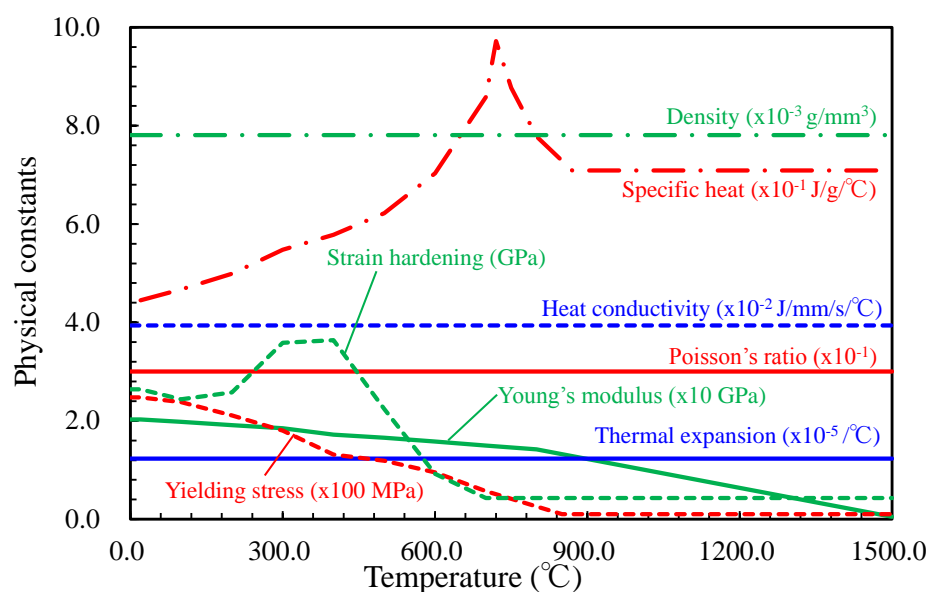


Fig. 7.4.3 Temperature dependent material properties of TGS-50.

本解析の比較対象である ABAQUS の解析に使用した解析モデルは Fig. 7.4.4 に示すものであり、解析時間の都合上、全体のうち 30 度のみをモデル化しており、要素数は 22,260 である。

熱伝導解析の結果、全温度ステップ数は 14,964 となり、提案手法を用い全温度ステップに対応する熱弾塑性解析を実施した。

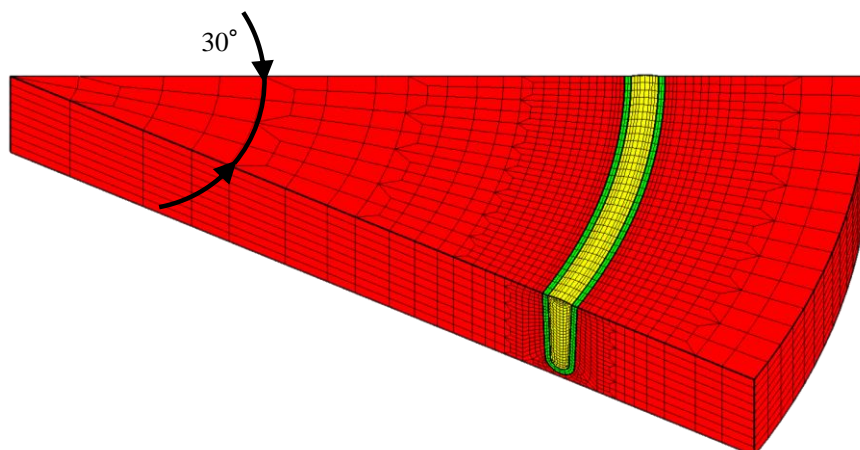
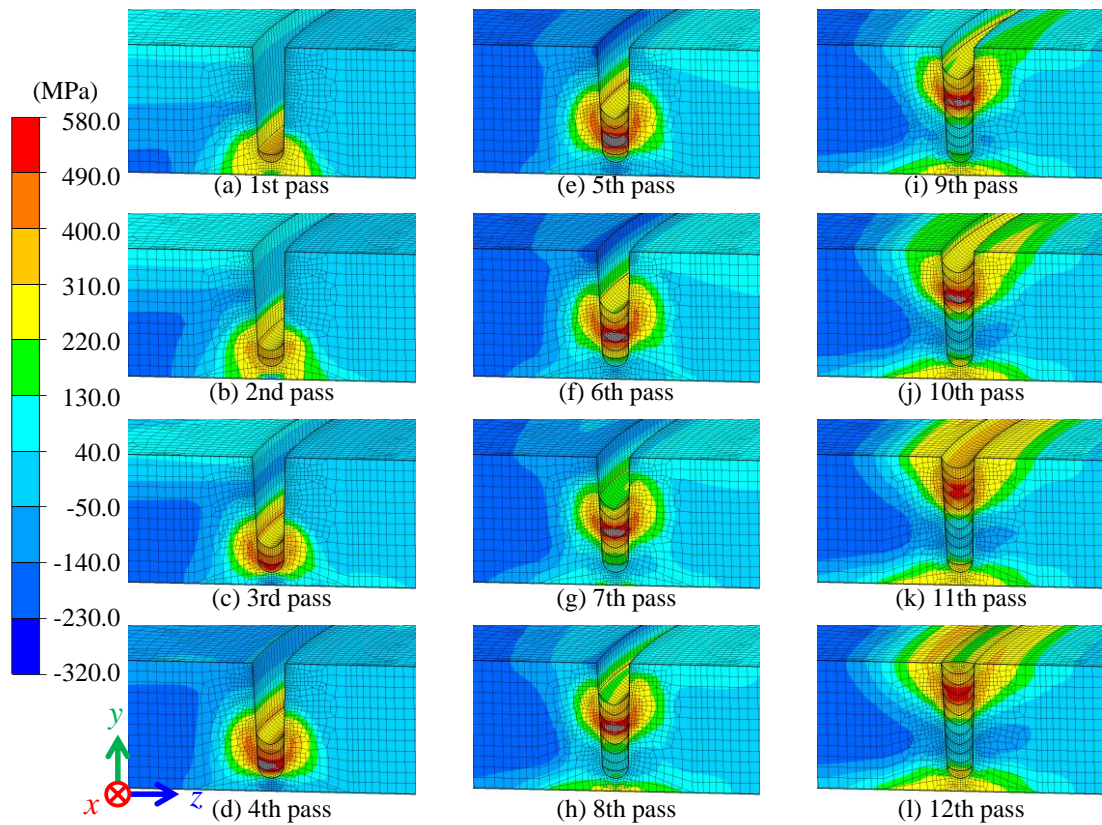
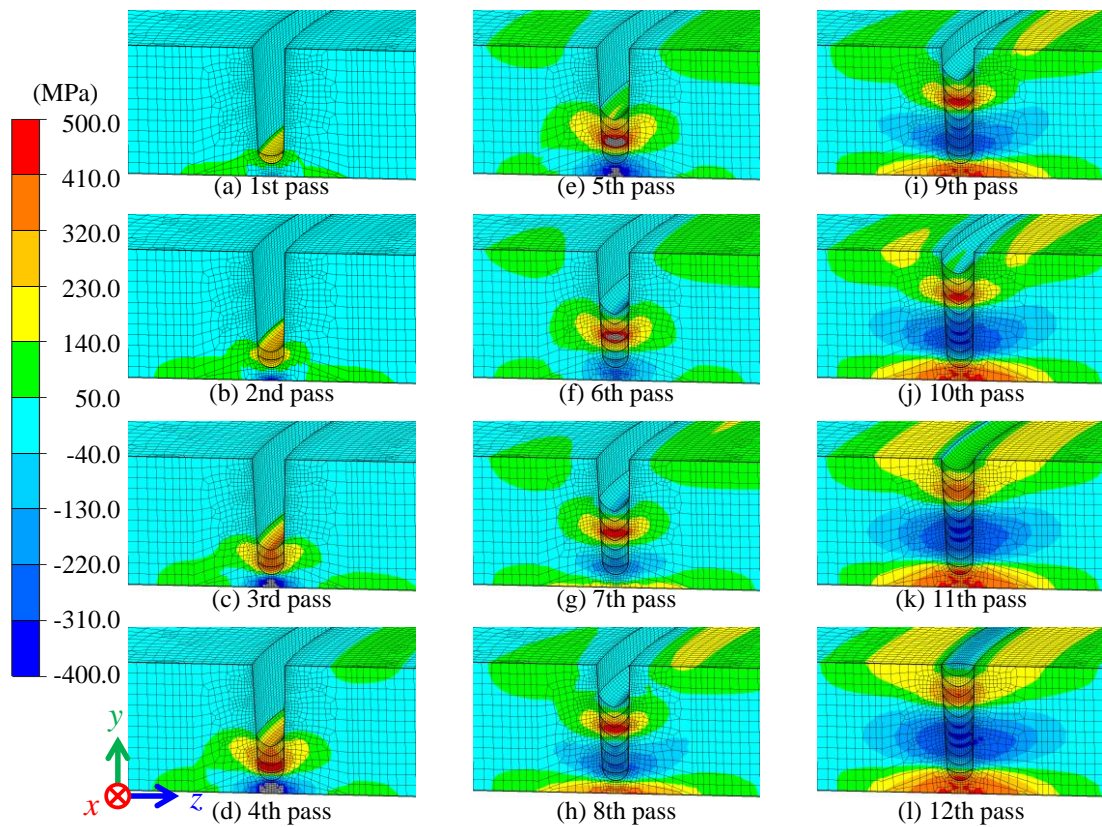


Fig. 7.4.4 Analysis model for ABAQUS.

7.4.2 人工バリアオーバーパック蓋部モデルの大規模多層溶接解析

Fig. 7.4.5 に溶接開始位置から 180 度の断面における周方向の応力分布を示す。(a)から(l)はそれぞれ 1 パスから最終パス(12 パス)溶接終了時までの各パスの冷却完了時における応力分布である。同図より、周方向応力に関して、各パスの溶接終了時に溶接パスに近い部分に大きな引張り応力が発生していることが確認できる。これは、溶接部の収縮が原因であると考えられる。また、その最大値は 2 パス前の溶接金属位置付近であることが確認できる。同様に、Fig. 7.4.6 に径方向応力の分布を示す。同図より、1~7 パス目においては、径方向応力に関して、溶接部に近い部分に引張り応力が発生し、裏面部に大きな圧縮応力が発生していることが確認できる。また、8 パス以降は裏面にも引張りの応力が発生しており、内部は圧縮の応力となっている。これは、溶接パスの進展に従う上面の収縮による曲げ変形が原因と考えられる。

次に、Fig. 7.4.7 に、溶接開始位置から 180 度の断面における Fig. 7.4.2 (b)に示す A-A'線上の周方向の残留応力分布を示す。図中の□印は提案手法による解析結果を示し、△印は ABAQUS による解析結果を示す。また、○印は応力弛緩法による計測結果^{126), 127)}を示す。なお、ABAQUS の解析結果においては、Fig. 7.4.4 に示す 30 度のカットモデルを使用し、15 度の断面における応力分布を引用した。Fig. 7.4.7 より、提案手法および ABAQUS による解析結果と実験結果は良い一致を示し、特に提案手法との一致度が高いことがわかる。同様に、Fig. 7.4.8 に A-A'線上の径方向の残留応力の分布を示す。径方向の残留応力分布においても、提案手法および ABAQUS の解析結果と実験結果はよく一致していることが確認できる。

Fig. 7.4.5 Distribution of stress in hoop direction σ_x on cross section at 180° from start of welding.Fig. 7.4.6 Distribution of stress in hoop direction σ_z on cross section at 180° from start of welding.

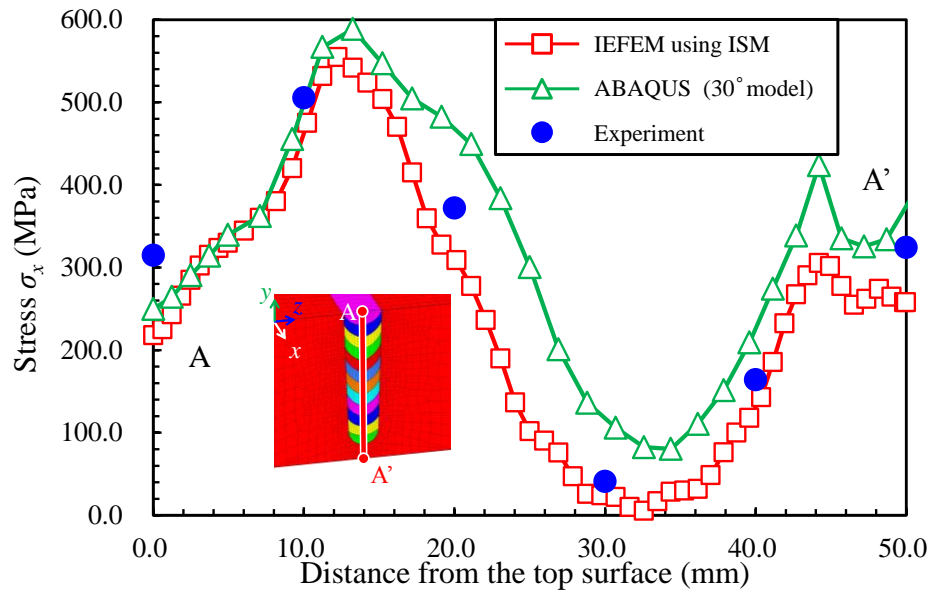


Fig. 7.4.7 Distribution of residual stress in hoop direction on cross section at 180° from start point of welding.

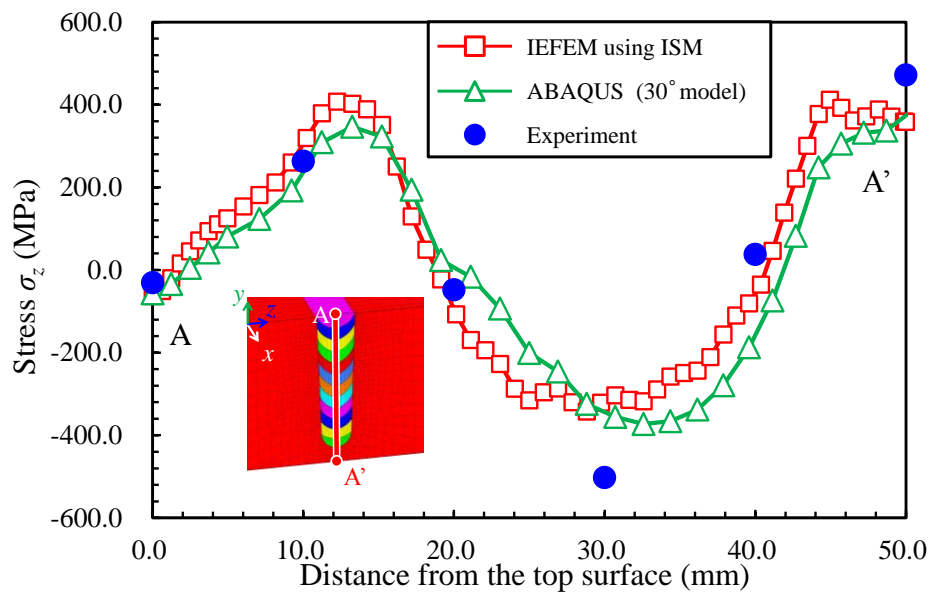


Fig. 7.4.8 Distribution of residual stress in radial direction on cross section at 180° from start point of welding.

最後に Fig. 7.4.9 に各パスの溶接終了時における y 方向の変位分布，すなわち面外方向の変位分布の解析結果を示す．同図より，4 パスまでは溶接パスの進展に伴い中央部が面外方向に持ち上がるような変形となっているが，5 パス目以降中央部の面外方向への持ち上がり量が減少し，8 パス以降は逆に中央部が面外方向に落ち込むような変形となっていることが確認できる．また，Fig. 7.4.10 に，全パスの溶接終了後の溶接開始位置から 0 度の断面にお

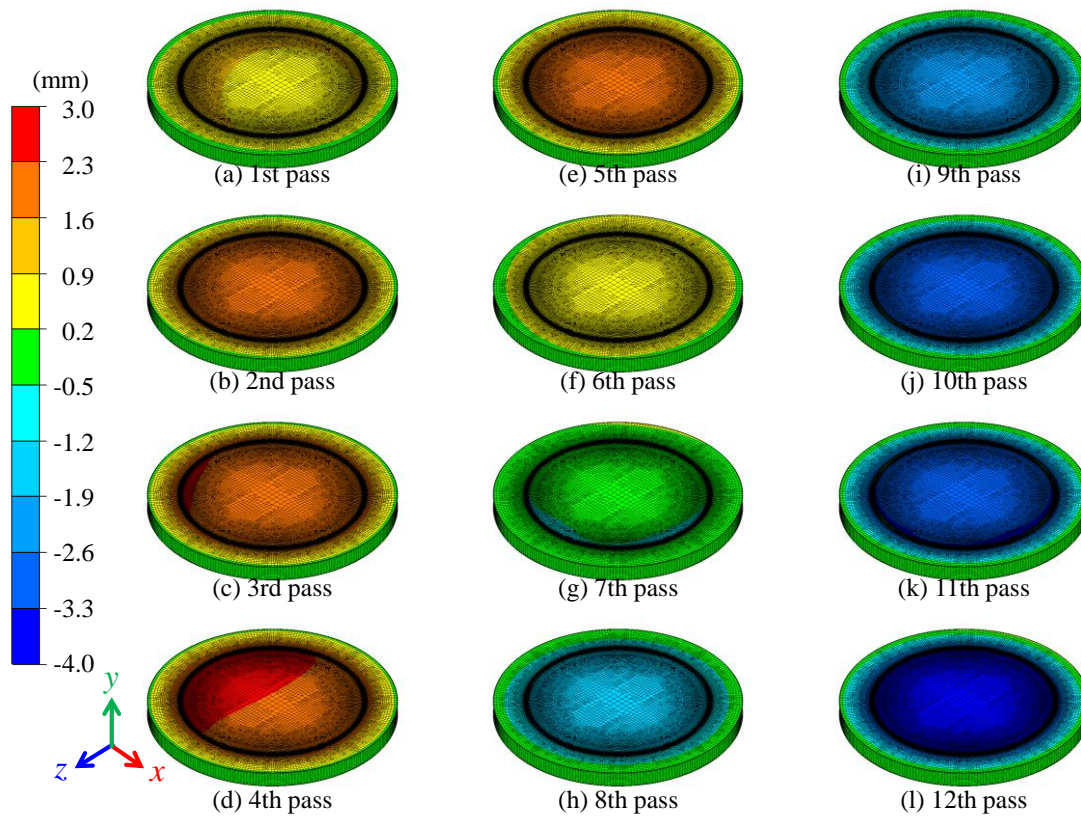


Fig. 7.4.9 Distribution of displacement in y (out of plane) direction.

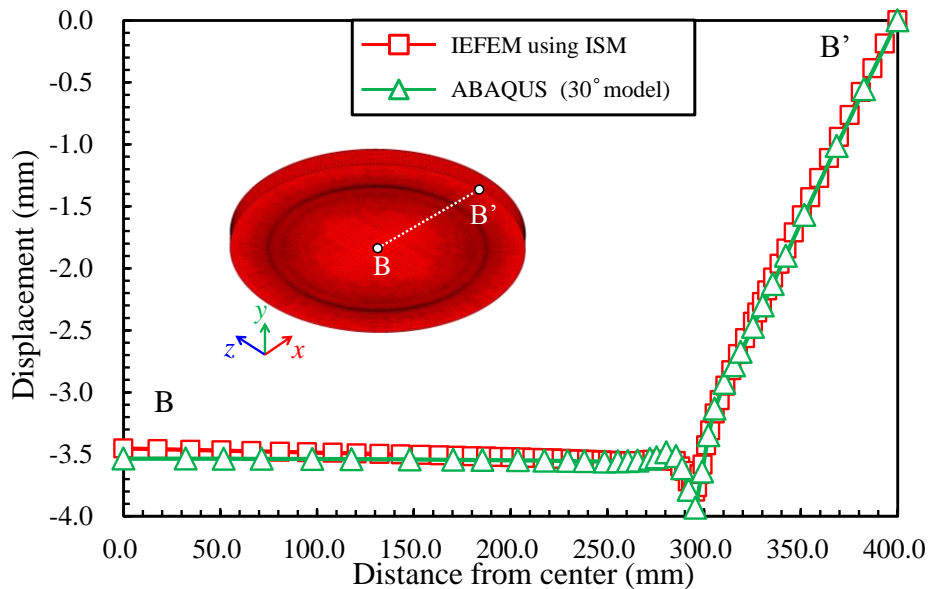


Fig. 7.4.10 Distribution of displacement in y (out of plane) direction on the cross section at 0° from start point of welding.

ける裏面の面外方向変位分布を示す。同図より、溶接変形に関しても、提案手法と ABAQUS の解析結果は良く一致していることが確認できる。

本解析に要した計算時間は約 133 時間であり、実用可能な計算時間で解析を完了することができたといえる。また、ABAQUS の解析に要した計算時間は全体の 30 度のみをモデル化した 22,260 要素の解析において約 30 時間であり、モデル全体を解析した場合、1 温度ステップの計算時間は解析モデルの規模のおよそ 2 乗に比例し、なおかつ溶接線の長さが 30 度から 360 度と 12 倍になることから、総計算時間は $45^2 \times 12 = 24,300$ 倍、すなわち 73 万時間程度になると考えられる。このことから大規模問題の溶接力学解析における提案手法の有効性が確認できる。

7.5 結 言

本章では、GPU を用いた並列化理想化陽解法 FEM に対して反復サブストラクチャー法を適用した大規模溶接力学解析手法を提案した。提案手法を基礎的なパイプの周溶接問題に適用し、従来手法との比較を通して提案手法の解析精度、計算時間、メモリ消費量に関して検討した。また、人工バリアオーバーパック蓋部モデルの大規模多層溶接問題に対して提案手法を適用し、残留応力問題における提案手法の有用性および妥当性について検討した結果、以下の知見が得られた。

- 1) パイプの周溶接問題に対して提案手法を適用した結果、残留応力分布および変位分布において、静的陰解法 FEM と同等の精度で解析可能であることを示した。
- 2) 提案手法および GPU を用いた並列化理想化陽解法 FEM、反復サブストラクチャー法および静的陰解法 FEM を用い、計算時間に関して比較を行った結果、解析自由度が 320,754 のモデル解析において、提案手法は静的陰解法 FEM の約 1/5000 にまで計算時間を低減することができ、また、提案手法の計算時間は GPU を用いた並列化理想化陽解法 FEM と比較し約 1/10 であることが確認できた。
- 3) 提案手法および GPU を用いた並列化理想化陽解法 FEM、反復サブストラクチャー法および静的陰解法 FEM を用いた場合におけるメモリ消費量に関して比較を行った結果、提案手法のメモリ消費量は GPU を用いた並列化理想化陽解法 FEM より増加するものの、静的陰解法 FEM および反復サブストラクチャー法と比較し非常に少ないメモリ消費量で解析可能であることを示した。

- 4) 自由度数 3,117,390, 節点数 1,039,915, 要素数 1,006,268 を有する人工バリアの大規模多層溶接解析に対して提案手法を適用し, 応力弛緩法による残留応力測定結果, 汎用非線形 FEM 解析ソフトウェアである ABAQUS による解析結果と比較した結果, 提案手法は測定結果および ABAQUS による解析結果と良好に一致することを確認した. このことから, 残留応力分布として妥当な結果が得られることが分かった. また, 人工バリアモデルの計算時間は約 133 時間であり, 現実的な計算時間で解析可能であることを示した.

第八章

マルチグリッド法の導入による大規模薄板 構造物の溶接変形解析

8.1 緒言

構造物の製作においては溶接変形が問題になることが多い。特に、船舶に代表される大規模薄板構造物の組立工程における溶接変形により、ギャップや目違いが発生し、それらを矯正するために膨大な人的コスト、作業時間を費やしている。大規模薄板構造物の溶接変形を事前に検討することができれば、事前に溶接変形の防止策について検討することができ、溶接変形の矯正に伴うコストを軽減することにつながるため、数値シミュレーションを用いて溶接変形について検討できる手法の確立が望まれている。また、溶接に伴う変形や残留応力は、構造物の最終強度や疲労強度に影響すると考えられることから、これらを考慮することで、高精度な構造物の崩壊挙動解析や疲労強度解析が実現できるものと考えられる。しかしながら、大規模薄板構造物の溶接変形問題の解析は、解析対象の大きさから計算時間やメモリ消費量が問題となり、従来手法では解析が困難であることから、これまでに FEM 熱弾塑性解析を用いて詳細な解析がなされた例は少ない。

一方、本研究では、前章までに、理想化陽解法 FEM を用いることで、100 万要素を超えるような大規模な溶接過渡/残留応力問題の解析が可能であり、大規模問題において解析条件および施工条件が残留応力分布におよぼす影響について現実的な計算時間で検討できることを示した。本章では、大規模薄板構造物の溶接変形問題に対して理想化陽解法 FEM を適用し、解析を試みる。薄板構造物の解析への理想化陽解法 FEM の適用に先立ち、薄板構造物の解析における理想化陽解法 FEM の性質について検討し、薄板構造物の解析における問題点を明らかにする。また、薄板構造物の解析に対する理想化陽解法 FEM の適用性をさらに向上させるために、理想化陽解法 FEM に対してマルチグリッド法を適用した手法を提案し、基礎的な問題に適用することでその性能について議論する。最後に、提案手法の薄板構造物の解析に対する有効性を確認するために、提案手法を大規模薄板構造物の溶接変形解析に対して適用する。

8.2 薄板構造問題における理想化陽解法 FEM

8.2.1 解析モデルおよび条件

本節では Fig. 8.2.1 に示す基礎的な薄板構造の溶接に対して理想化陽解法 FEM を適用し、薄板構造の溶接変形問題における理想化陽解法 FEM の計算時間に関して議論する。本モデ

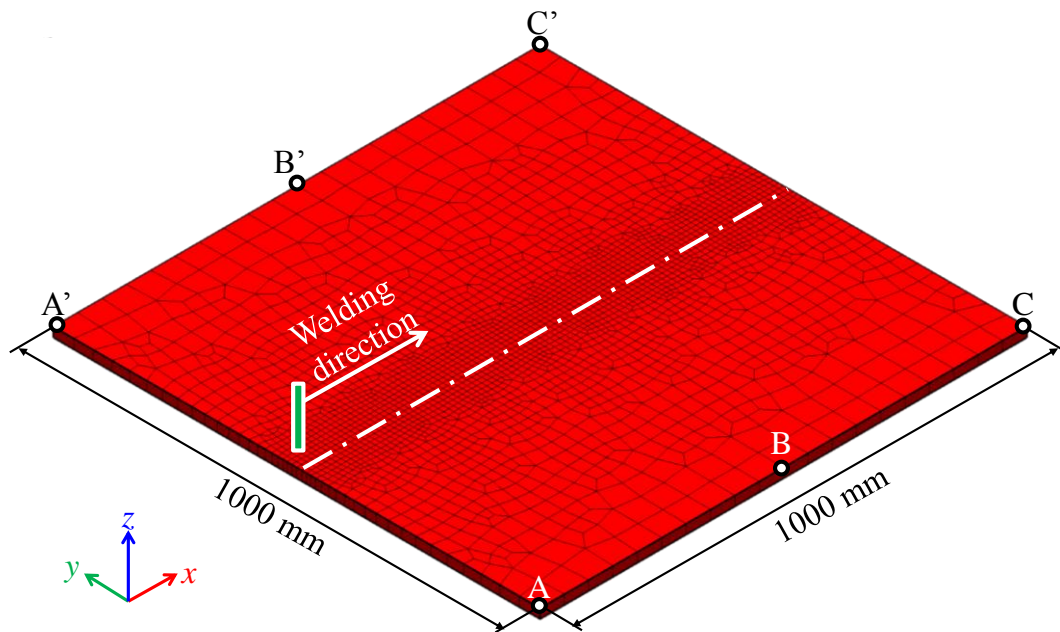


Fig. 8.2.1 Analysis model of simple thin plate problem.

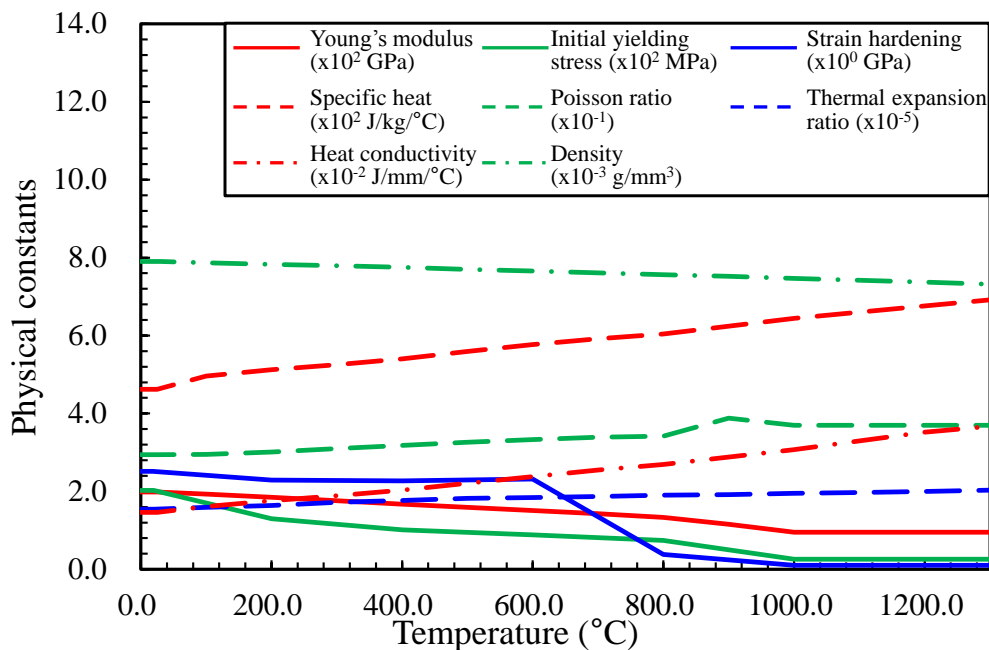


Fig. 8.2.2 Temperature dependent material properties of mild steel.

ルは縦方向に 1000 mm, 横方向に 1000 mm の正方形板の中央をビードオンプレート溶接する場合を想定したもので, 板厚が 20 mm, 10 mm の 2 ケースの解析を実施し, それぞれのケースにおける理想化陽解法 FEM の計算時間を比較する. 溶接条件は, 入熱量を 350.0 J/mm, 溶接速度を 10.0 mm/s とした. 板の材料は軟鋼を仮定し, Fig. 8.2.2 に示す材料定数の温度依存性を用いた. 境界条件は, 剛体変位のみを拘束するものとした.

以上の条件を用いて熱伝導解析を行った結果, 温度ステップ数が 1,087 となり, これに対応する熱弾塑性解析を実施する. 熱弾塑性解析においては, 1 ステップの温度増分ベクトルの最大値が 50.0 °C 以下になるように温度増分ベクトルの再分割を行った. その結果, 熱弾塑性解析における温度ステップ数は, 4,011 となった. また, 非線形の反復計算において, 次式に示す, 残差力ベクトルの L2 ノルムと, 要素等価節点力の絶対値の全要素に関する和をとったベクトルの L2 ノルムの比を考え, ノルムの比が所定の値以下となった時に静的平衡状態に達したとして, 次の温度ステップに進むものとした.

$$\frac{|R|}{\sum_e |F_e|} < TOL, \{R\} = \{F\} - \sum_e \int_{V_e} [B]^T \{\sigma\} dV, \{F_e\} = \int_{V_e} [B]^T \{\sigma\} dV \quad (8-2-1)$$

ここで, $\{R\}$, $\{F_e\}$, $\{F\}$, $[B]$, $\{\sigma\}$, TOL はそれぞれ, 残差力ベクトル, 要素等価節点力ベクトル, 外力ベクトル, 変位—ひずみマトリックス, 応力ベクトル, 収束判定の閾値

である。本解析では、収束条件 TOL の値を 1.0×10^{-3} とし解析を行った。なお、開発手法の比較対象として、ニュートンラプソン法と Intel Fortran Compiler ver.11.1 の直接法スパースソルバー(PARDISO)を採用した静的陰解法 FEM を用いた。また、解析には、CPU に Intel Core i7 3.2 GHz, メモリ 64 GB, GPU に NVIDIA GeForce GTX 680 を搭載した計算機を使用した。

8.2.2 計算時間に対する板厚の影響

板厚が 10 mm と 20 mm のモデルにおける理想化陽解法 FEM と静的陰解法 FEM の計算時間の比較を Fig. 8.2.3 に示す。一般的に、静的陰解法 FEM の計算時間は解析自由度数の 2 乗程度に比例するとされるが、Fig. 8.2.3 より、本解析においても、板厚が 20 mm の解析モデルの自由度は、10 mm の解析モデルの約 2 倍となっているのに対して、計算時間は約 $4(=2^2)$ 倍となっていることが確認できる。一方、理想化陽解法 FEM においては、解析に要した時間自体は静的陰解法 FEM に比べて短いものの、板厚が 10 mm のモデルは 20 mm のモデルに対して自由度数が約半分になっているが、計算時間が増加していることが Fig. 8.2.3 より確認できる。これは、理想化陽解法 FEM が動的陽解法 FEM を基にした手法であり、1 時間ステップの計算において、隣接する自由度にのみ変位を伝達させることから、全体の変形を求めるためには時間ステップを進める必要がある。加えて、薄板構造は固有周期が長いから、静的平衡状態へ収束するのに要する時間が長いことから、理想化陽解法 FEM は、薄板構造物の解析において収束に要するステップ数が増大するためであると考えられる。

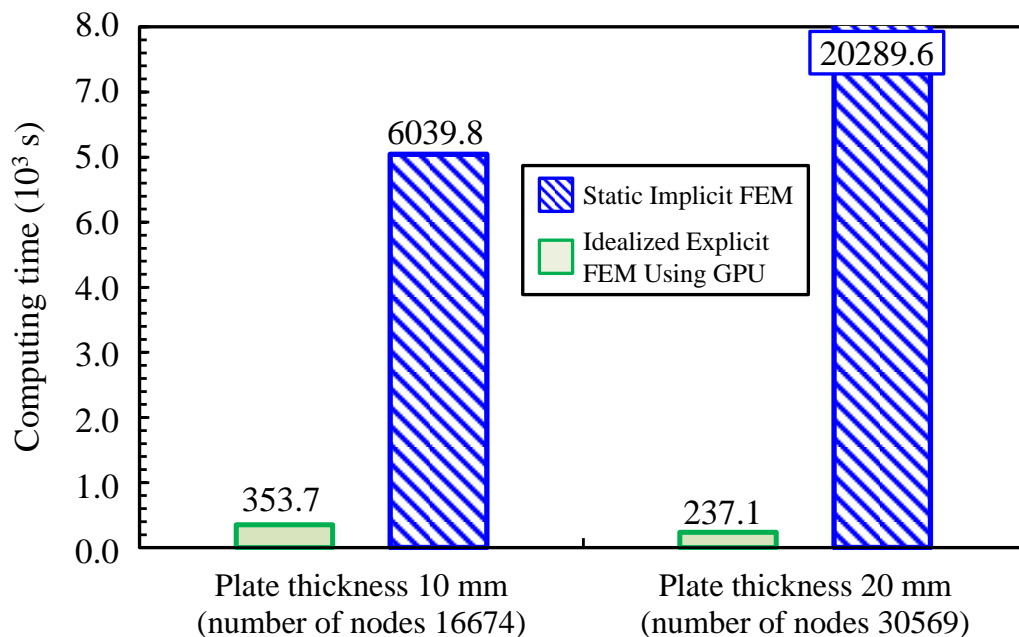


Fig. 8.2.3 Comparison of computing time between Idealized Explicit FEM and Static Implicit FEM on different plate thickness model.

このように、理想化陽解法 FEM は、動的陽解法 FEM を基にした解析手法であるため、薄板問題の解析においては、収束に要する時間ステップが増加し、計算時間が増大する傾向にある。そのため、理想化陽解法 FEM を薄板構造物の解析に適用するためには、更なる効率化が必要であると言える。

8.3 マルチグリッド法を導入した理想化陽解法 FEM

前節で示した通り、理想化陽解法 FEM では、薄板問題の解析において静的平衡状態への収束に要する時間ステップ数が増大する傾向にあることから、大規模薄板構造物の溶接変形解析を実現するためには、解析手法の更なる効率化が要求される。

本節では、この問題を解決するために、理想化陽解法 FEM に対してマルチグリッド法を導入した新しい解析手法を提案する。また、提案手法を前節と同様な基礎的な薄板問題の溶接変形問題に対して適用し、提案手法の薄板構造物の解析における有用性について示す。

8.3.1 マルチグリッド法

数値シミュレーションにおいては、大規模な連立方程式の求解が必要になる場合が多く存在する。マルチグリッド法は大規模な連立方程式を効率的に解くための方法の一つで、Fig. 8.3.1 に示すように、反復解法において波長の長い誤差を疎な格子で収束させ、波長の短い誤差を密な格子で収束させる手法である。このような手法を採ることで、通常反復解法において収束の遅い波長の長い誤差を早く収束させることが可能になることから、大規模問題において高速に連立方程式を求解できる手法として期待されている。また、一定精度の解を得るために必要な演算量が自由度に比例することが証明されており、高速な反復解法であることが知られている^{128), 129)}。このように、マルチグリッド法は非常に高速な解法として注目されており、現在、盛んに開発が進められている手法の一つである。

しかし、マルチグリッド法は、その計算において、波長の長い誤差を収束させるための疎な格子を準備する必要があることから、これまでは疎な格子を容易に作成できる差分法に多く適用されてきた。一方、FEM をはじめとする複雑な構造を持つ非構造格子においては、メッシュ作成に要するコストが大きく、疎な格子を作成することは難しいことから、FEM でのマルチグリッド法の利用は困難である。

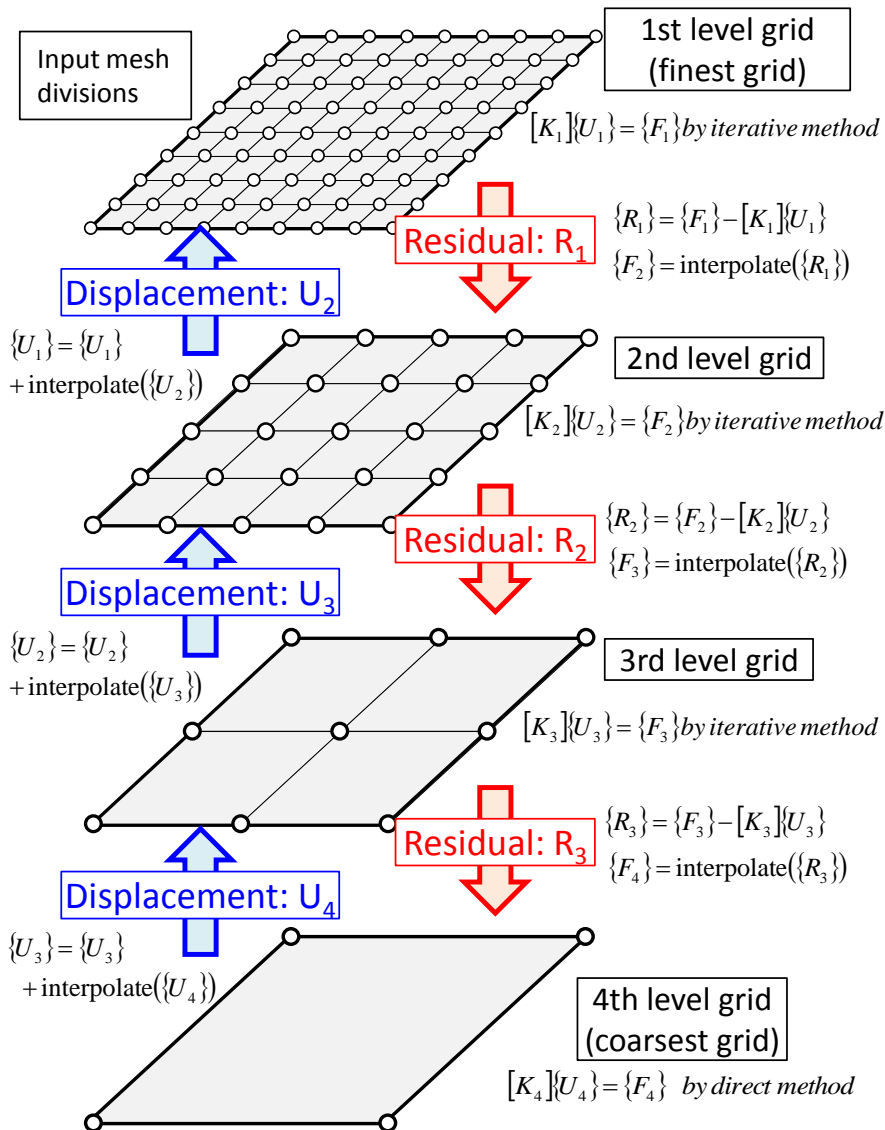


Fig. 8.3.1 Schematic illustration of multigrid method.

このような問題を解決するために代数マルチグリッド法 (AMG: Algebraic Multgrid)²⁹⁻³¹⁾ が提案されている。AMG では、連立方程式の係数マトリックスの代数的性質のみから疎な格子を作成し、この格子に対してマルチグリッド法の考え方を適用する。このような手法を採ることで、AMG では疎な格子が自動的に作成されることから、ユーザー側で疎な格子を作成する必要がないため、高速かつ汎用的な解法として注目されており、現在、様々な手法が開発されている。AMG を用いた主要な解法としては、Stüben による手法^{130), 131)}、Brandt らによる手法¹³²⁻¹³⁴⁾、Smoothed Aggregation を用いた手法^{135), 136)}の3つが挙げられる。これらの手法は、上位階層から下位階層に補間を行う際の行列の生成手順が異なるのみで、補間行列を生成する際に、次式のようなベクトル $\{e\}$ を異なる階層においても精度よく近似できるような補間行列 $[P_i]$ を求める。

$$[K_i]\{e\} \approx 0 \quad (8-3-1)$$

なお、式(8-3-1)において、 $\{e\} \neq 0$ である。式(8-3-1)を満たすような $\{e\}$ は、長波長の誤差に相当し、密なグリッドでの反復解法では収束しにくい成分となるため、これらの成分をより下位の階層のグリッドで補正することで効率的に解を求める。

なお、下位階層における剛性行列、すなわち係数行列 $[K_{i+1}]$ は、補間行列 $[P_{i+1}]$ と上位階層の係数行列 $[K_i]$ を基に、次式により算出する。

$$[K_{i+1}] = [P_{i+1}]^T [K_i] [P_{i+1}] \quad (8-3-2)$$

上記の AMG における代表的な 3 つの手法の内、Stüben らの方法、および、Brandt らの方法は、上位階層のグリッドの中から下位階層に残す自由度を選択する必要がある。加えて、これらの方法においては、下位階層の係数行列を作成するために、複数のパラメータを調整する必要がある。一方、Smoothed Aggregation による方法は、Fig. 8.3.2 に示すように、上位階層の自由度の集合(アグリゲート)として下位階層の自由度を表現する。この時、上位階層の自由度は、係数行列で記述される自由度同士の関係性の強弱を基に、下位階層のアグリゲートの 1 つに必ず入るように判定される。

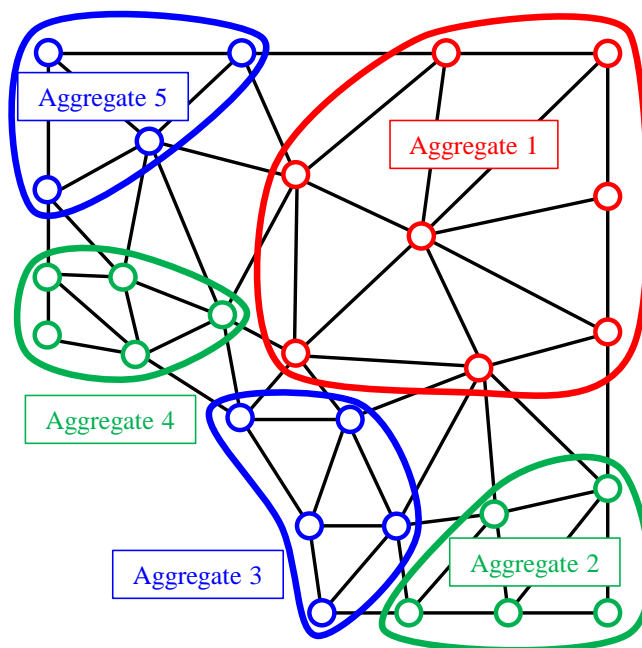


Fig. 8.3.2 Typical 2D aggregates.

以上のように、AMG法を用いることでFEMに対してもマルチグリッド法を導入することが可能であり、その中でもSmoothed Aggregationによる手法はチューニングパラメータが少なく、扱いやすいと考えられることから、以降では、Smoothed Aggregationによる方法に基づき、大規模薄板構造物の溶接変形解析に向けた解析手法を提案する。

8.3.2 理想化陽解法FEMへのAMGの導入

FEM溶接熱弾塑性解析においては、溶接の現象を逐次解析するため、加熱の開始から完全冷却にいたるまでを荷重ステップに分割し、それぞれの荷重ステップにおいて弾塑性の非線形解析を行う。そのため、解析全体の荷重ステップは数百から数千に達するが、前項で述べたマルチグリッド法の処理は複雑な計算手順を含むため、すべての荷重ステップにおいてその処理を行うことは非効率である。そこで、本研究では、Fig. 8.3.3のフローに示すような手法で理想化陽解法FEMに対してマルチグリッド法を導入した。まず、解析の前処理としてアグリゲートを作成し、最下層のグリッドにおいてLU分解を行い保存する。続いて、温度場を更新し、更新された温度場での全体剛性マトリックスを作成する。ここで、

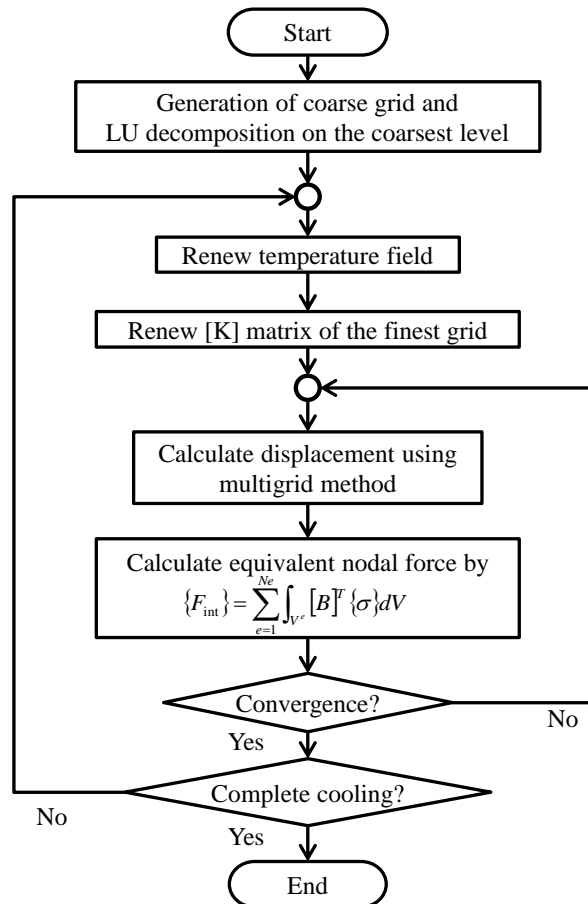


Fig. 8.3.3 Flow of multigrid method introduced Idealized Explicit FEM.

剛性マトリックスの作成は最上位の階層においてのみ行う。これは、溶接の進展に伴う温度変化による非線形の変形は、トーチ周辺の狭い領域に生じる局所的な変形であることから、最上位、すなわち、入力したメッシュ上の剛性マトリックスを更新することで非線形の変形への追従性を向上させるためである。なお、すべての階層の剛性マトリックスは疎行列形式で保存することで、メモリ消費量を解析自由度数に比例する程度に削減する。

更新した最上位の剛性マトリックスとその他の階層の剛性マトリックスを用いて、理想化陽解法 FEM の考え方に基づき変位を計算する。これは Fig. 8.3.4 に示す手順で行う。まず、最上位の階層において、与えられた残差力ベクトルに対して理想化陽解法を適当な回数適用し変位を計算し、その状態で次式により残差力ベクトルを算出する。

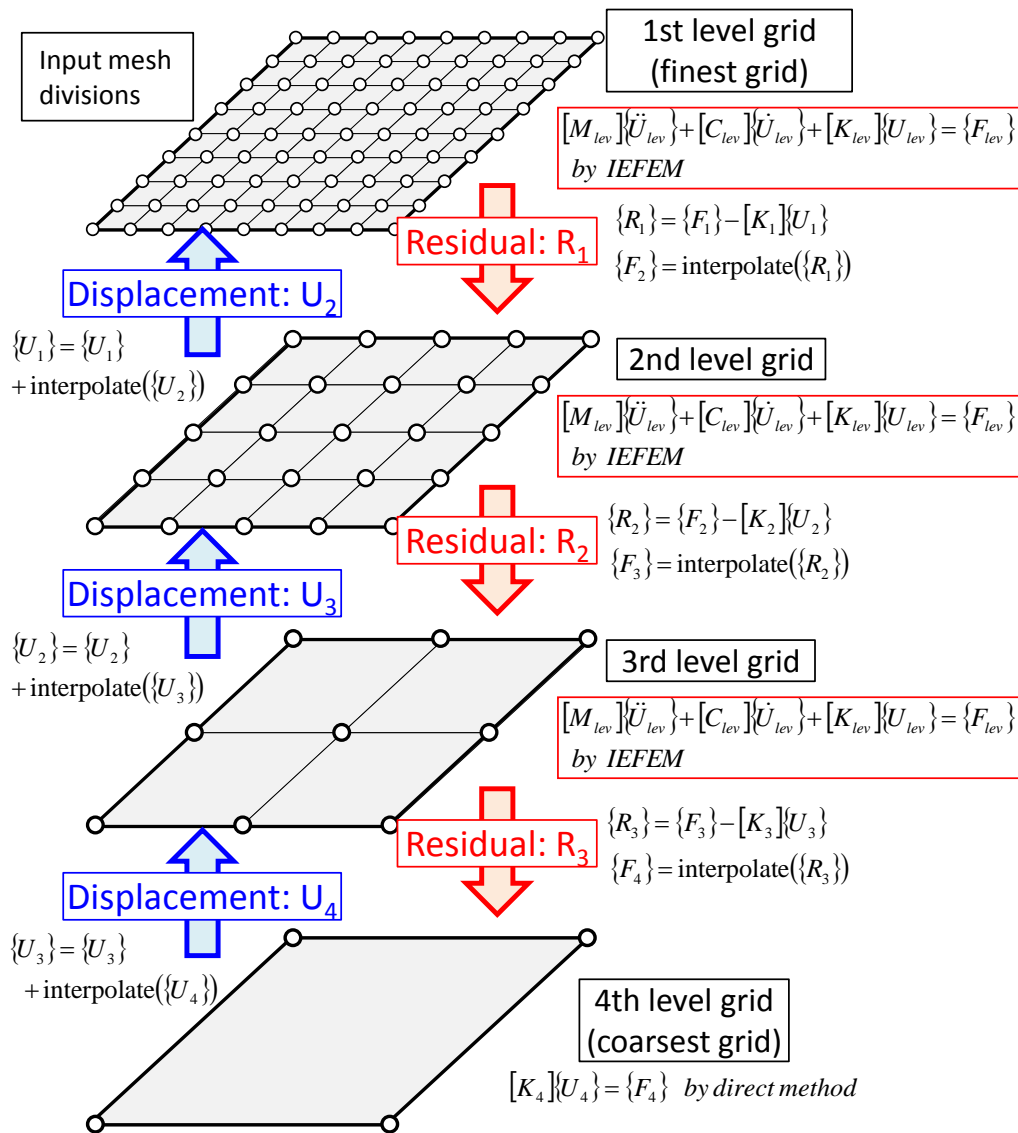


Fig. 8.3.4 Schematic illustration of multigrid method introduced Idealized Explicit FEM.

$$\{R_1\} = \{F_1\} - [K_1]\{u_1\} \quad (8-3-3)$$

計算された残差力ベクトル $\{R_1\}$ を次式により第二層のグリッド上に補間し、第二層のグリッド上での荷重ベクトル $\{F_2\}$ を算出する。

$$\{F_2\} = [P_2]^T \{R_1\} \quad (8-3-4)$$

ここで、 $[P_2]$ は、第二層のグリッドを作成する際に生成した補間関数を表す。なお、補間関数の作成方法は文献¹³⁶⁾に示されている pseudo-Laplacian を用いた異方性の強い問題に対応した手法を採用した。式(8-3-4)の補間処理により得られた荷重ベクトルを用いて、第一層と同様に理想化陽解法に基づき変位を算出する。以上の処理を最下層のグリッドに達するまで再帰的に行い、最下層のグリッドにおいては、グリッド作成時に行った LU 分解を使用し直接法により変位を算出する。

最下層の変位を算出した後は、次のように、最下位の変位を第三層のグリッド上に補間し、第三層のグリッドの変位との和をとり、第三層の変位を更新する。

$$\{U_3\} \leftarrow \{U_3\} + [P_4]\{U_4\} \quad (8-3-5)$$

計算された第三層のグリッドの変位と荷重ベクトルを用いて理想化陽解法に基づき変位を算出する。理想化陽解法による変位の計算が完了した後は、第三層の変位ベクトルを第二層に補間し、第三層と同様に変位を算出する。これらの処理を最上位のグリッドまで再帰的に行い、マルチグリッド法による1回の反復計算を終了する。

なお、通常のマルチグリッド法においては、Fig. 8.3.1 の反復解法の計算部分に Jacobi 法などの定常反復法を用いることが多いが、本手法では理想化陽解法を用いた。これは、Gauss-Seidel 法や SOR 法などの定常反復法は逐次処理を伴うため、並列化が難しいためである。また、Jacobi 法に対しては並列化を容易に適用することができるが、Jacobi 法は係数行列が狭義優対角であることが収束するための条件として要求されるため、安定的に収束が得られない可能性があり、解析の安定性という点から使用を見送った。

以上の計算手順を所定の収束条件を満たすまで反復することで、1 荷重ステップの変位を求める。また、完全冷却に達するまで荷重ステップの計算を繰り返し、解析を進める。

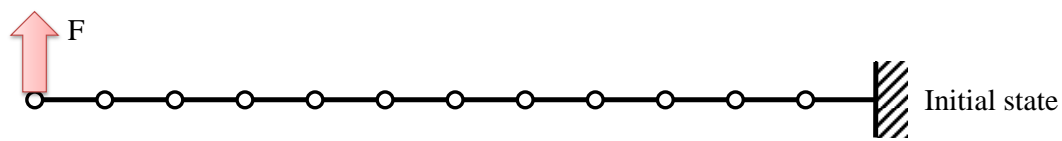


Fig. 8.3.5 1-dimensional beam model.

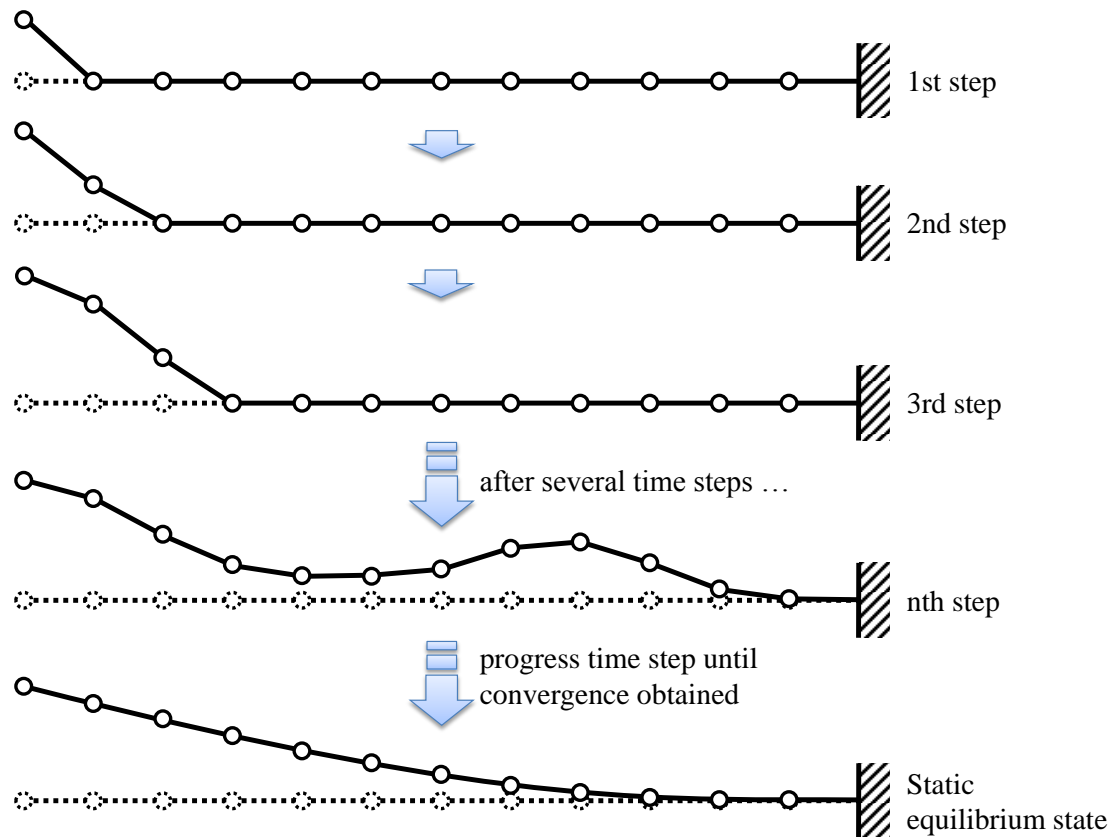


Fig. 8.3.6 Schematic illustration of convergence process on Idealized Explicit FEM.

本節で提案した手法と通常理想化陽解法 FEM の収束の過程の概念を Fig. 8.3.5 に示す単純な 1 次元の梁モデルを例に考える。本モデルは、梁の一端を完全拘束し、別の一端に上向きの荷重を与えるようなモデルである。Fig. 8.3.6 に、通常理想化陽解法 FEM における収束過程の概念を示す。同様に、Fig. 8.3.7 に提案手法であるマルチグリッド法を導入した理想化陽解法 FEM における収束過程の概念を示す。Fig. 8.3.6 に示す通り、理想化陽解法 FEM においては、動的陽解法 FEM に基づき変位を計算するため、1 時間ステップの計算で隣接する 1 自由度に変位を伝達する。これを静的平衡状態に達するまで繰り返すため、収束が得られるまでには、最低でも端部までの自由度の分の時間ステップが必要となる。薄板構造物においては、変形が端部に達するまでに多くの自由度に変形を伝達させる必要があることから、収束に要する時間ステップの増大につながる。一方、Fig. 8.3.7 に示すように、提案手法においては、各階層において理想化陽解法に基づき変位を計算するため、下位階層においては疎なグリッドで変位を伝達させるので、遠方の自由度に素早く変位を伝

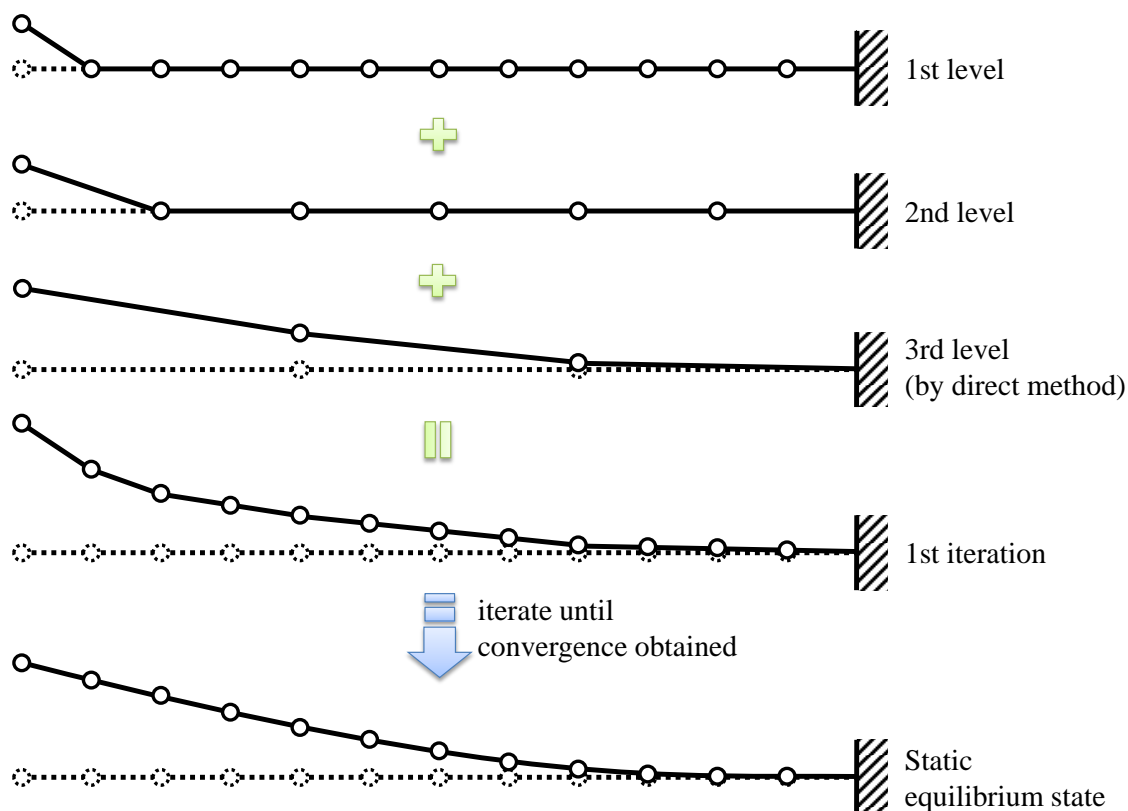


Fig. 8.3.7 Schematic illustration of convergence process on the proposed method.

達させることが可能となる。また、最下層のグリッドにおいては、直接法を用いて変位を計算するため、全体の変形を一度に求めることができる。最終的に、すべての階層の変位の和が解となるため、構造全体の変形を疎なグリッドで求め、局所の変形を密なグリッドで計算することで効率的な解析が可能となる。特に、大規模薄板構造物の解析においては、構造全体に短時間に変位を伝達できることから効果が大きいと考えられる。

以上のような計算手順をとることで、提案手法は、通常理想化陽解法 FEM と比較し、薄板構造物の解析において優れた収束性が得られると考えられる。

8.4 提案手法の基礎的性能の検証

8.4.1 解析モデルおよび条件

提案したマルチグリッド法を導入した理想化陽解法 FEM を基礎的な薄板構造物の溶接変形問題に対して適用し、提案手法の解析精度、ならびに、計算時間などの基礎的性能について検討する。

解析モデルは、前節と同様、Fig. 8.2.1 に示す板厚 20 mm のビードオンプレート溶接の解析を実施し、提案手法と静的陰解法 FEM の解析結果を比較することにより、提案手法の解析精度について示す。また、板厚 10 mm のモデルの解析を実施し、提案手法と GPU 並列化を用いた理想化陽解法 FEM、静的陰解法 FEM の計算時間を比較する。なお、解析に使用した計算機、溶接条件、解析条件に関しても前節と同様とした。また、マルチグリッド法における理想化陽解法の反復回数は 100 回とし、疎な格子の作成は格子の自由度が 2,000 以下になるまで行うものとした。以上の条件を用いて開発手法により疎な格子を生成した結果、本解析においては、疎な格子は 5 階層で構成され、各階層の自由度は最上位の階層からそれぞれ、91,701、66,696、26,784、7,290、1,428 となった。

8.4.2 解析精度の検証

Fig. 8.4.1 に x 方向の残留応力分布を示す。同図において、(a)は提案手法による解析結果を示し、(b)は静的陰解法 FEM による解析結果を示す。また、同様に、Fig. 8.4.2 に y 方向の残留応力分布を示す。Fig. 8.4.1、8.4.2 より、提案手法と静的陰解法 FEM の残留応力分布は良好に一致していることが確認できる。

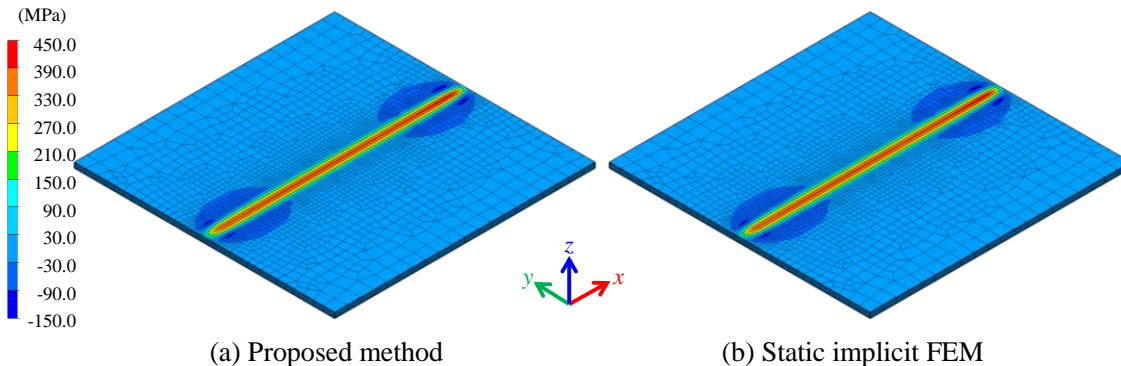


Fig. 8.4.1 Distribution of residual stress in x direction.

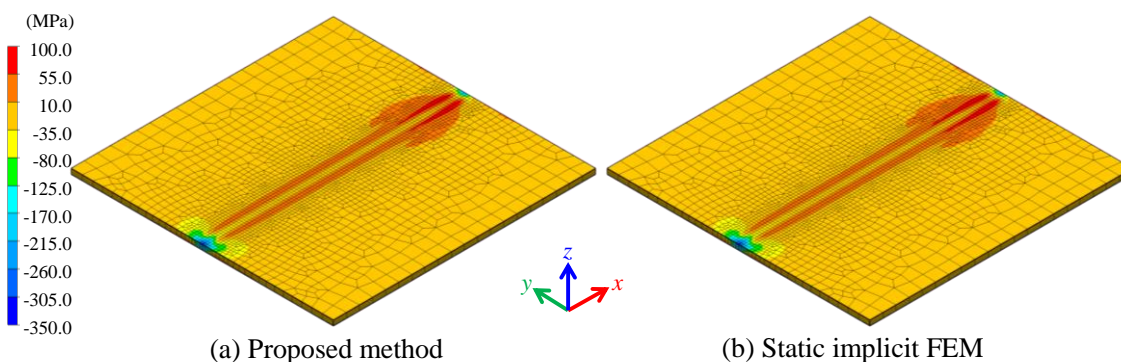


Fig. 8.4.2 Distribution of residual stress in y direction.

また、Fig. 8.2.1 に示す溶接線中央横断面上の B-B'線に沿った残留応力分布の比較を Fig. 8.4.3 に示す。同図において、■印および▲印は、それぞれ、静的陰解法 FEM による x 方向の残留応力、y 方向の残留応力を示し、□印および△印は、それぞれ、提案手法による x 方向の残留応力、y 方向の残留応力を示す。Fig. 8.4.3 より、提案手法と静的陰解法 FEM の溶接線中央横断面上における残留応力分布は定量的に一致していることが分かる。

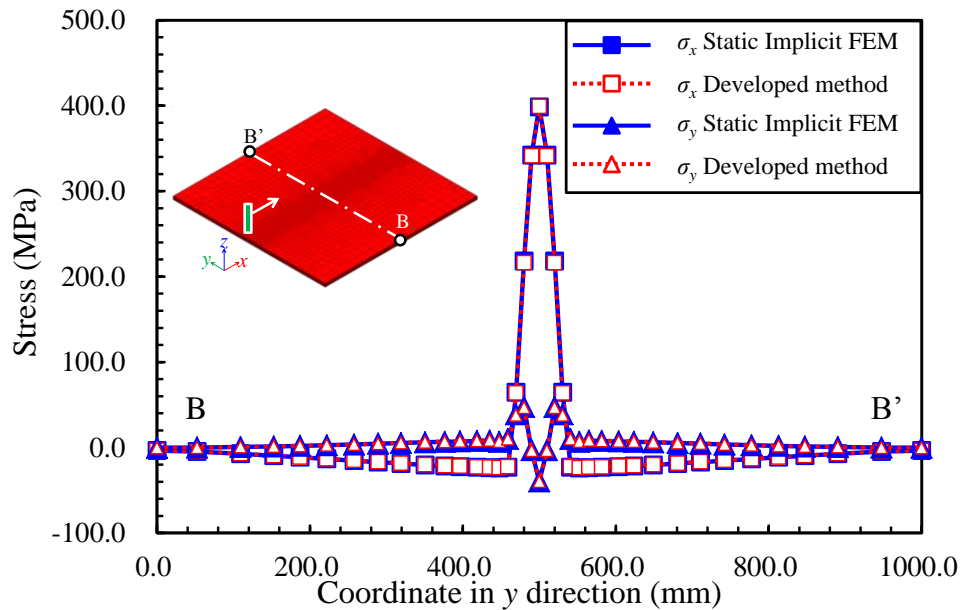


Fig. 8.4.3 Comparison of distribution of residual stress along line B-B'.

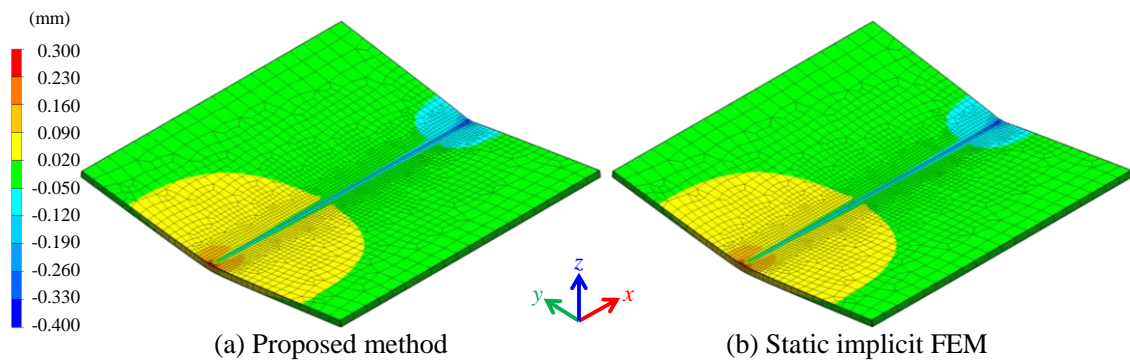


Fig. 8.4.4 Distribution of displacement in x direction.

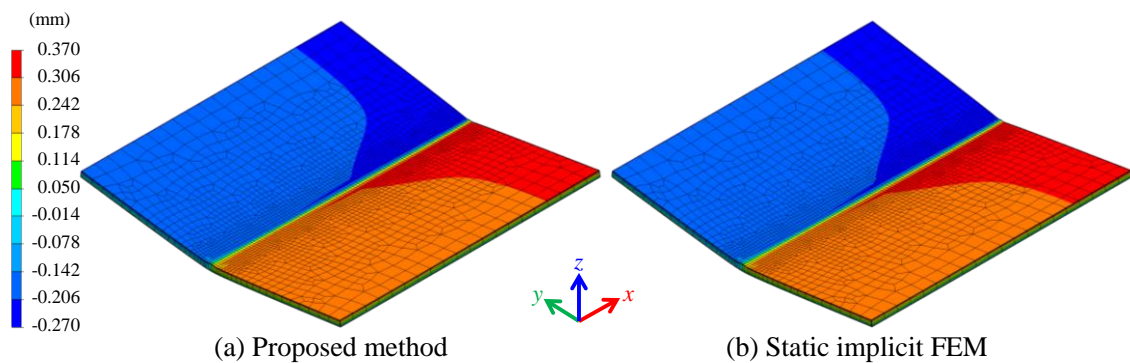


Fig. 8.4.5 Distribution of residual stress in y direction.

次に、Fig. 8.4.4 に x 方向の残留変位分布を示す。同図において、(a)は提案手法による変位分布、(b)は静的陰解法 FEM による変位分布を示している。なお、同図において、変形倍率を 10 倍としている。同様に、y 方向残留変位分布、z 方向残留変位分布を Fig. 8.4.5, 8.4.6 に示す。Fig. 8.4.4, 8.4.5, 8.4.6 より、x 方向、y 方向、z 方向、いずれの変位分布に関しても提案手法と静的陰解法 FEM の解析結果はほぼ同等であることが確認できる。

Fig. 8.4.7 に x 方向の収縮量、すなわち縦収縮の y 方向分布を示す。同図において、■印は静的陰解法 FEM による縦収縮、◇印は提案手法による縦収縮を示す。また、同様に、Fig. 8.4.8 に横収縮に相当する y 方向の収縮量の x 方向分布を示し、Fig. 8.4.9 に溶接線中央横断面上での面外変位、すなわち角変形の分布を示す。Fig. 8.4.7, 8.4.8, 8.4.9 より、提案手法の解析結果は、縦収縮、横収縮、各変形のいずれにおいても静的陰解法 FEM の解析結果と定量的に一致していることが分かる。

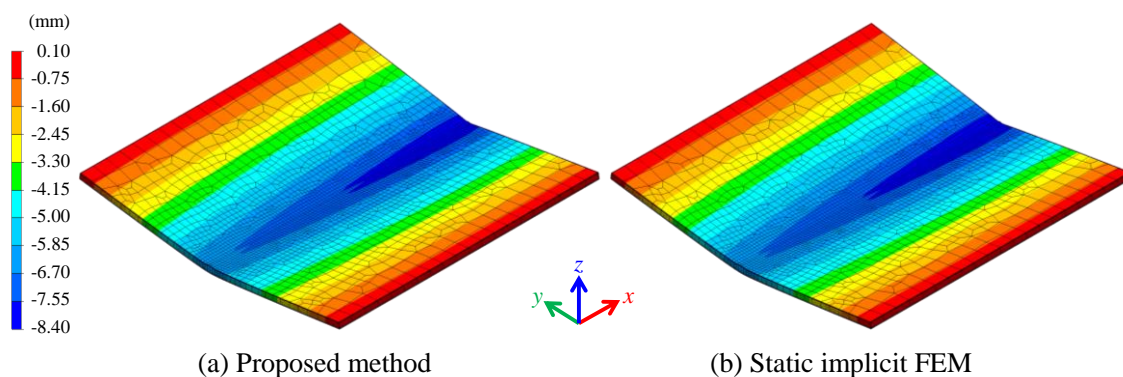


Fig. 8.4.6 Distribution of residual stress in y direction.

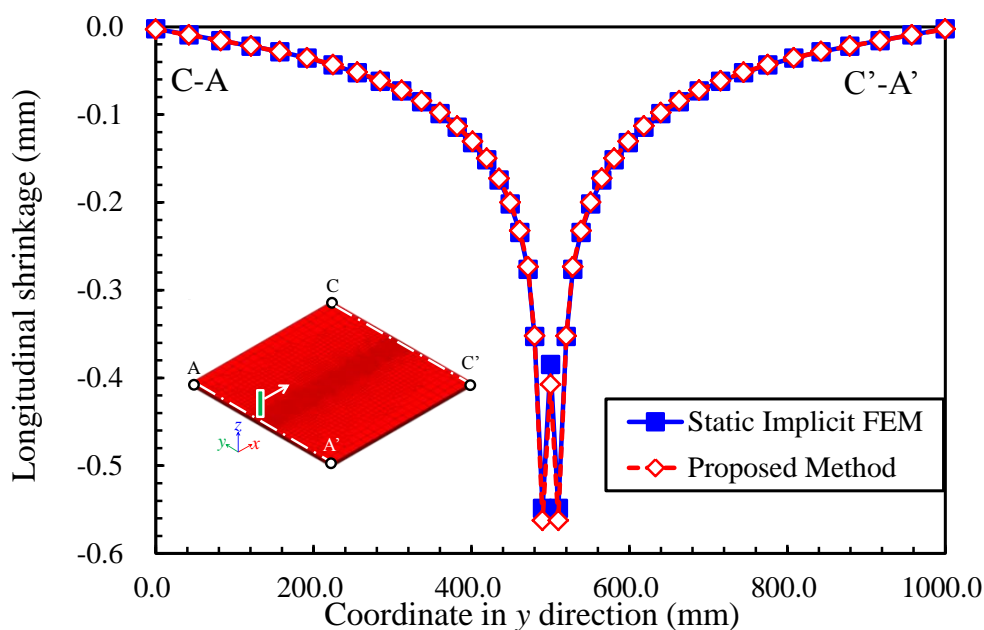


Fig. 8.4.7 Comparison of distribution of longitudinal shrinkage.

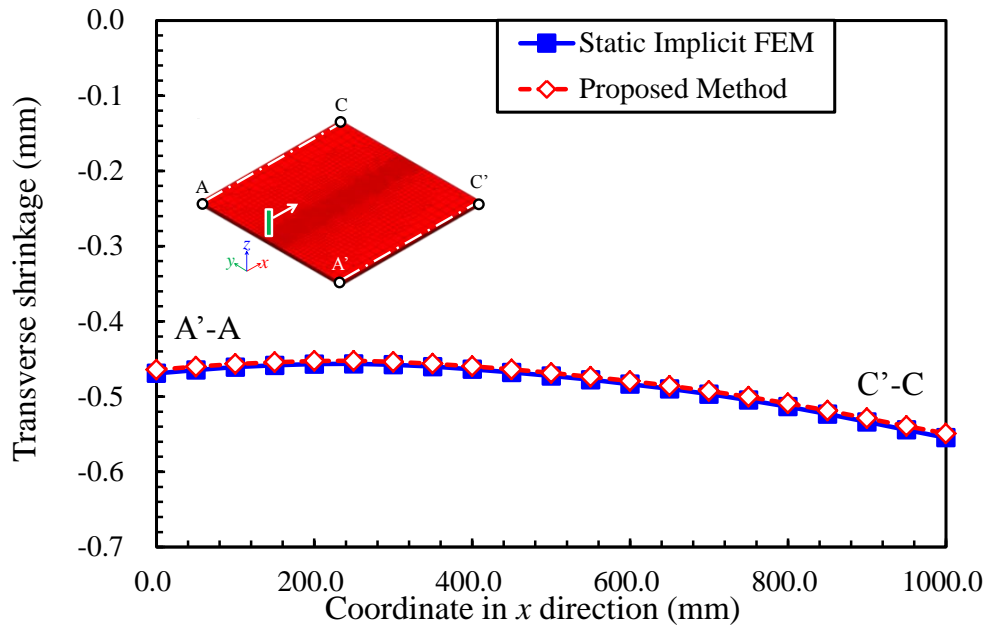


Fig. 8.4.8 Comparison of distribution of transverse shrinkage.

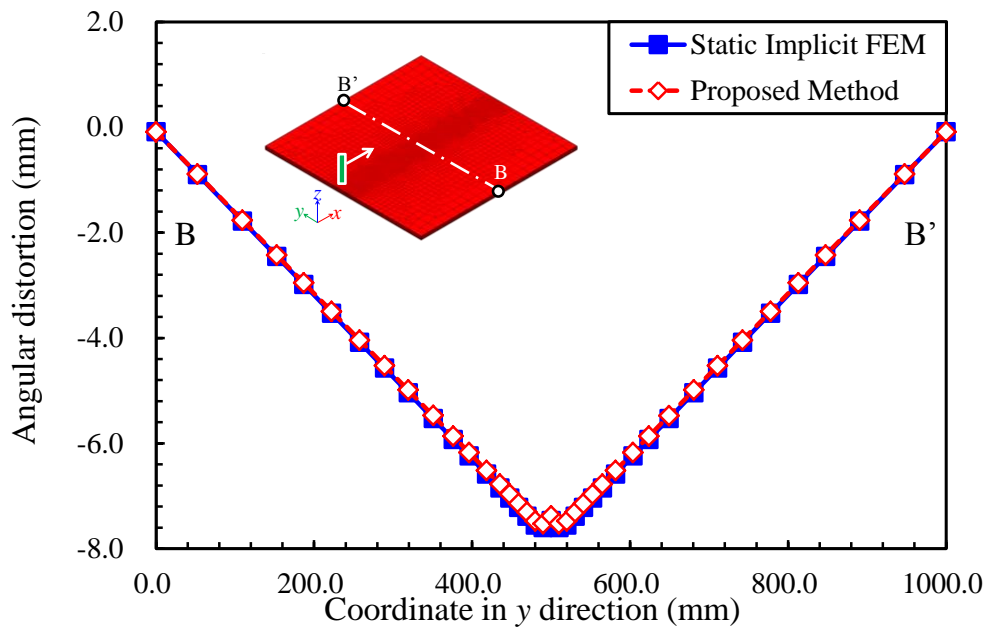


Fig. 8.4.9 Comparison of distribution of angular distortion.

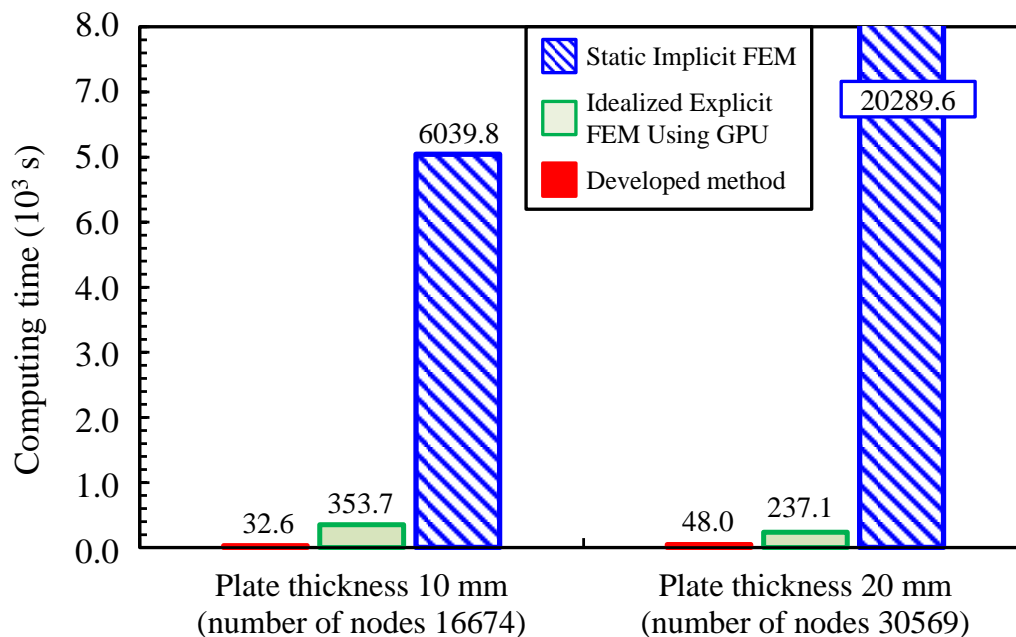


Fig. 8.4.10 Comparison of computing time among the proposed method, Idealized Explicit FEM and Static Implicit FEM on different plate thickness model.

以上の解析結果より，提案手法による解析結果は，残留応力，変形ともに静的陰解法 FEM の解析結果と良好に一致していることから，提案手法の解析精度は静的陰解法 FEM とほぼ同等であると言える。

8.4.3 提案手法の性能

Fig. 8.4.10 に板厚が 20 mm と 10 mm のモデルにおける提案手法と通常的理想化陽解法 FEM，静的陰解法 FEM の計算時間の比較を示す。本解析のメッシュ分割，解析条件等は前節と同じであるから，通常的理想化陽解法 FEM と静的陰解法 FEM の計算時間に関しては，前節で示した通りである。一方，提案手法の計算時間は，いずれの板厚のモデルにおいても，通常的理想化陽解法 FEM より短く，また，解析自由度数に比例する程度に抑えられていることが確認できる。さらに，提案手法は，静的陰解法 FEM に比べてはるかに短い時間で解析が可能であり，GPU 並列理想化陽解法 FEM と比較しても板厚が 10 mm のモデルにおいて約 10 倍，板厚が 20 mm のモデルにおいて約 5 倍高速に解析が可能であることが分かる。以上のことから，提案手法はマルチグリッド法を導入することで薄板構造物の解析においても，計算時間に関して効率的な手法となっていると言える。

8.5 大規模薄板構造物の溶接変形解析への適用

前節までの議論を通して、提案手法が従来手法と同等の解析精度を有し、かつ、薄板構造物の解析においても、効率的に解析を行えることを示した。

本節では、大規模薄板構造物として、船体二重底ブロックの組立工程における溶接変形の解析に対して提案手法を適用し、提案手法の大規模薄板構造物の解析への適用性を示す。

8.5.1 解析モデルおよび溶接条件

本解析ではバルクキャリアの船体二重底ブロックの建造工程を模擬した解析を実施する。バルクキャリアなどの大型船体の建造においては、部材の切り出しにはじまり、小規模な部材同士を溶接する小組工程、小組工程により作成された部材同士を溶接し大型ブロックを製作する大組工程を経て、最後にドック内にて大型ブロックを船体へ搭載するといったブロック建造方式が主流である。本解析では、このうち、二重底ブロックを建造する際の小組工程と大組工程を解析対象とし、溶接工程の過渡の溶接変形・応力を、提案手法を用いて詳細に解析する。解析モデルは Fig. 8.5.1 に示す通り、解析自由度は 1000 万レベルであ

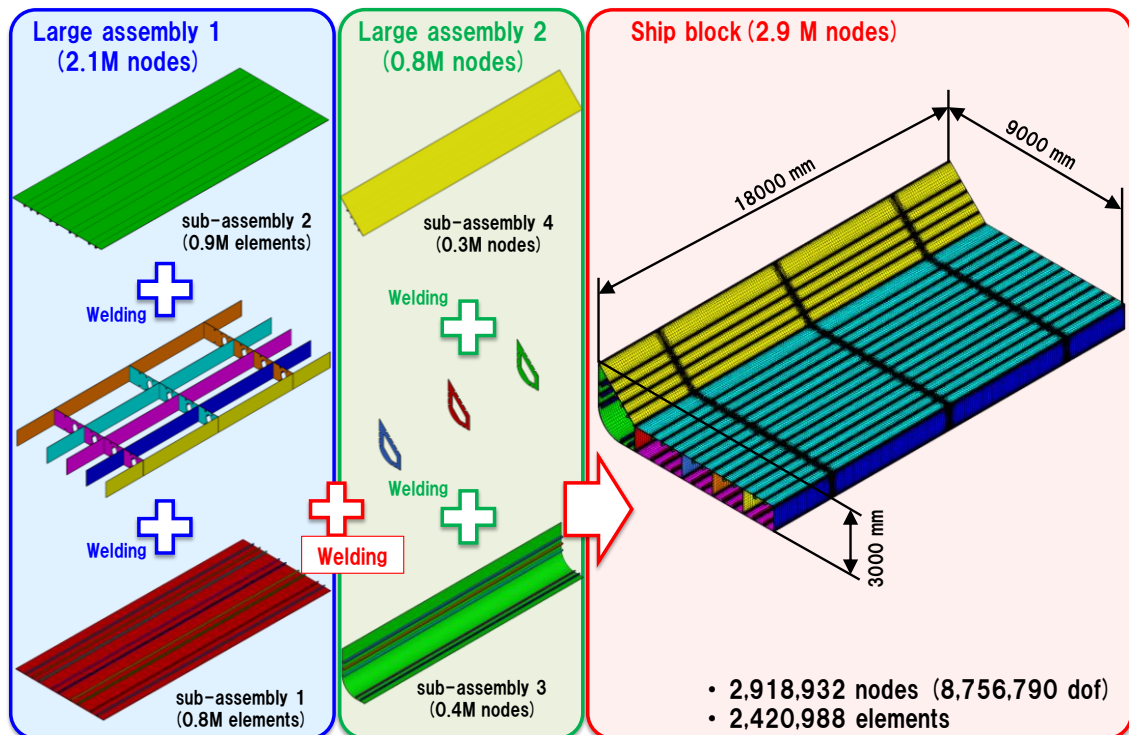


Fig. 8.5.1 Analysis model and assembly sequence of double bottom block of ship hull.

Table 8.5.1 Welding conditions.

	current (A)	voltage (V)	speed (mm/s)
sub-assembly	1000.0	40.0	15.0
trans-girder	200.0	40.0	3.0
Large assembly	4700.0	40.0	15.0

り、従来の解析手法では解析が非常に困難なモデルとなっている。解析上の組み立ては同図に示すような以下の順序で行う。

1. スキンプレートと補剛材を溶接する小組工程(Fig. 8.5.1 中の Sub-assembly 1, 2, 3, 4)
2. 小組によって得られた部材に対して、ロンジ材，トランス材を溶接する大組工程 (同 Large assembly 1, 2)
3. 大組で作成した部材同士を溶接し二重底ブロックを建造

なお、部材同士を溶接する際は、十分に仮付けがなされているものと仮定した。溶接条件に関しては、Table 8.5.1 に示すようなものとし、隅肉は考慮しないものとした。また、本解析には、CPU が Intel Core i7 3.2 GHz, GPU が NVIDIA GeForce GTX Titan, メモリが 64 GB の計算機 1 台を使用した。

8.5.2 解析結果

Fig. 8.5.2 に Sub-assembly 1 の解析結果を示す。Sub-assembly 1 はスキンプレートにスティフナーを溶接する工程であり、溶接に伴う縦収縮と角変形により、板全体が鞍形になるような変形が確認できる。なお、Fig. 8.5.2 の変形倍率は 20 倍である。

続いて、Fig. 8.5.3 に Sub-assembly 2 の解析結果を示す。Sub-assembly 2 は Sub-assembly 1 と同様に、スキンプレートにスティフナーを溶接する工程で、sub-assembly 1 と上下対称な問題であることから、変位に関しても Sub-assembly 1 と z 軸方向にほぼ対称な分布となっていることが確認できる。

Fig. 8.5.4 に Large assembly 1 の解析結果を示す。Large assembly 1 は、溶接済みの Sub-assembly 1 と Sub-assembly 2 に対してトランス材，ロンジ材を溶接する工程である。本解析では、Large assembly において、Sub-assembly により生じた変形によるギャップや目違いの矯正は行わず、変形した状態で溶接を行うものとした。よって、Sub-assembly で生じた変形にトランス材，ロンジ材の溶接による変形が付加された変形となっている。

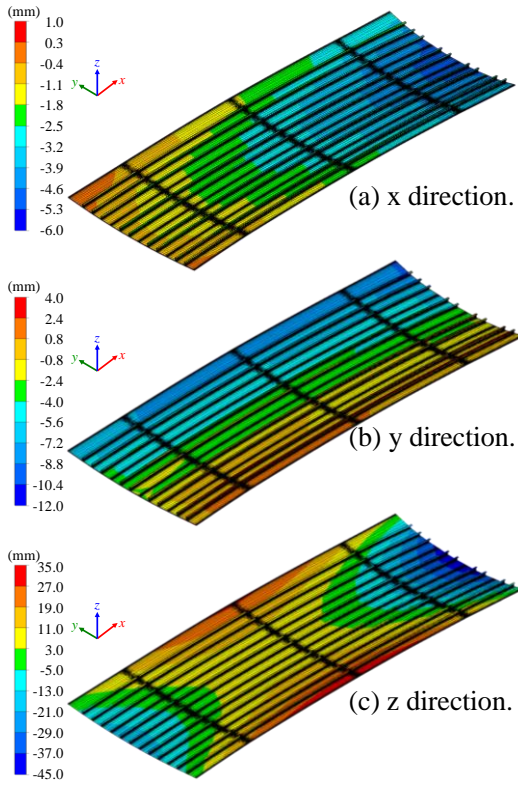


Fig. 8.5.2 Distribution of displacement on sub-assembly 1.

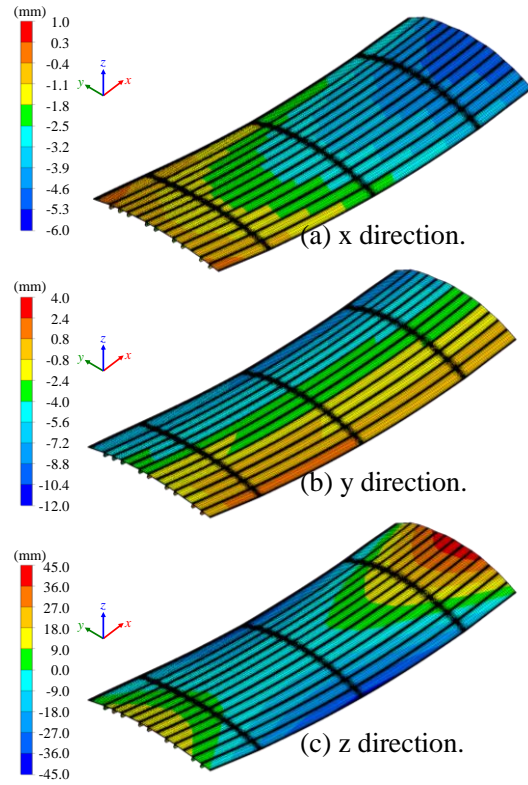


Fig. 8.5.3 Distribution of displacement on sub-assembly 2.

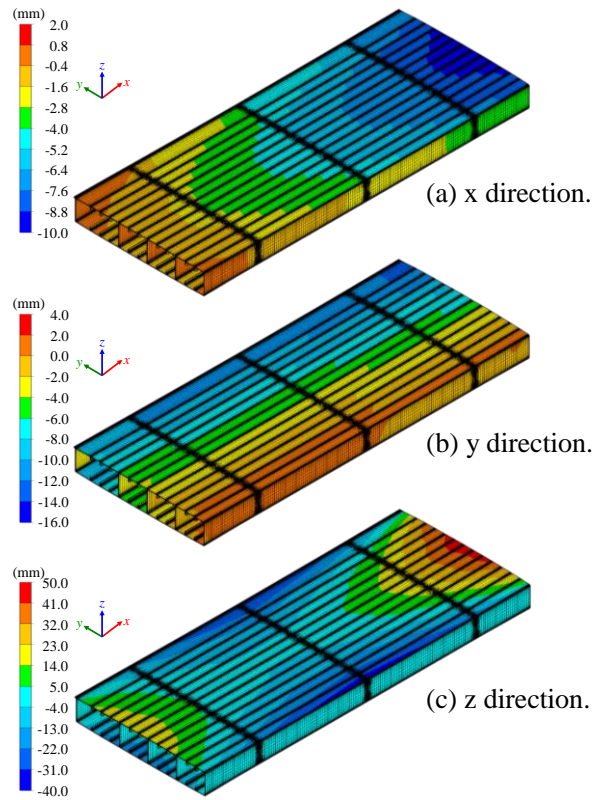


Fig. 8.5.4 Distribution of displacement on large assembly 1.

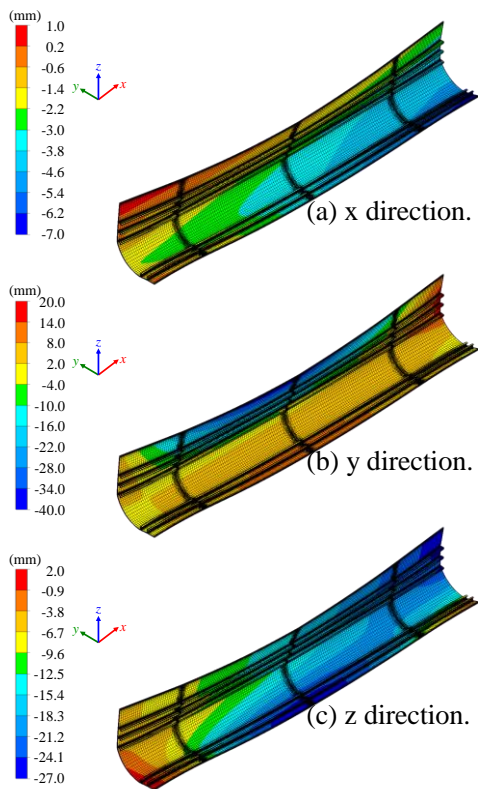


Fig. 8.5.5 Distribution of displacement on sub-assembly 3.

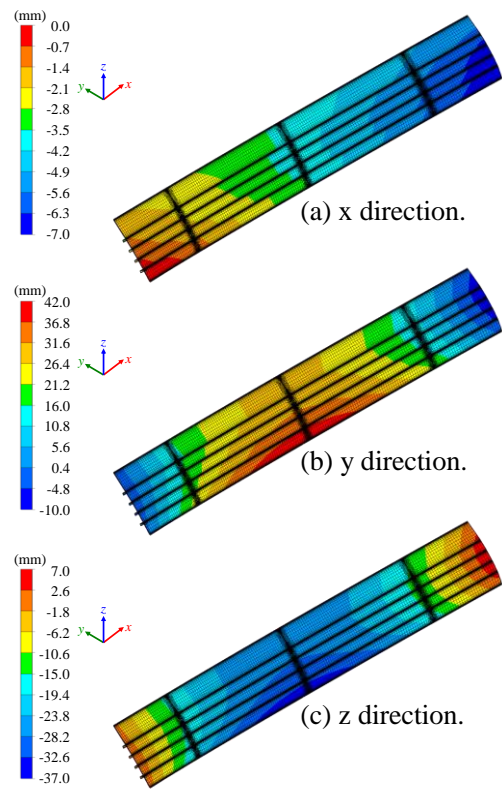


Fig. 8.5.6 Distribution of displacement on sub-assembly 4.

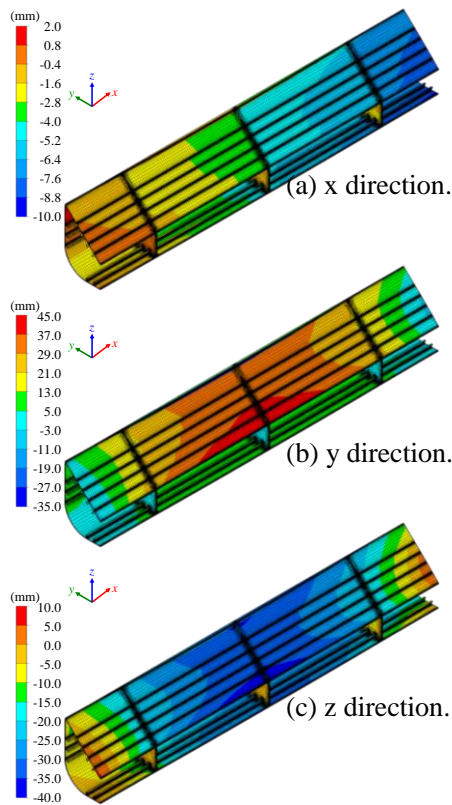


Fig. 8.5.7 Distribution of displacement on large assembly 2.

Fig. 8.5.5 は, Sub-assembly 3 の解析結果である. Sub-assembly 3 は曲面を有する部材の溶接であることから, 他の Sub-assembly と変形の傾向が異なり, 鉛直方向の立板が y 軸の負方向に落ち込むような変形となっていることが確認できる.

Sub-assembly 4 の解析結果を Fig. 8.5.6 に示す. Sub-assembly 4 は, Sub-assembly 3 を除く他の Sub-assembly と同じく, スキンプレートにスティフナを溶接する工程であることから, 変形傾向に関してもそれらと同様な曲げ変形が見られる.

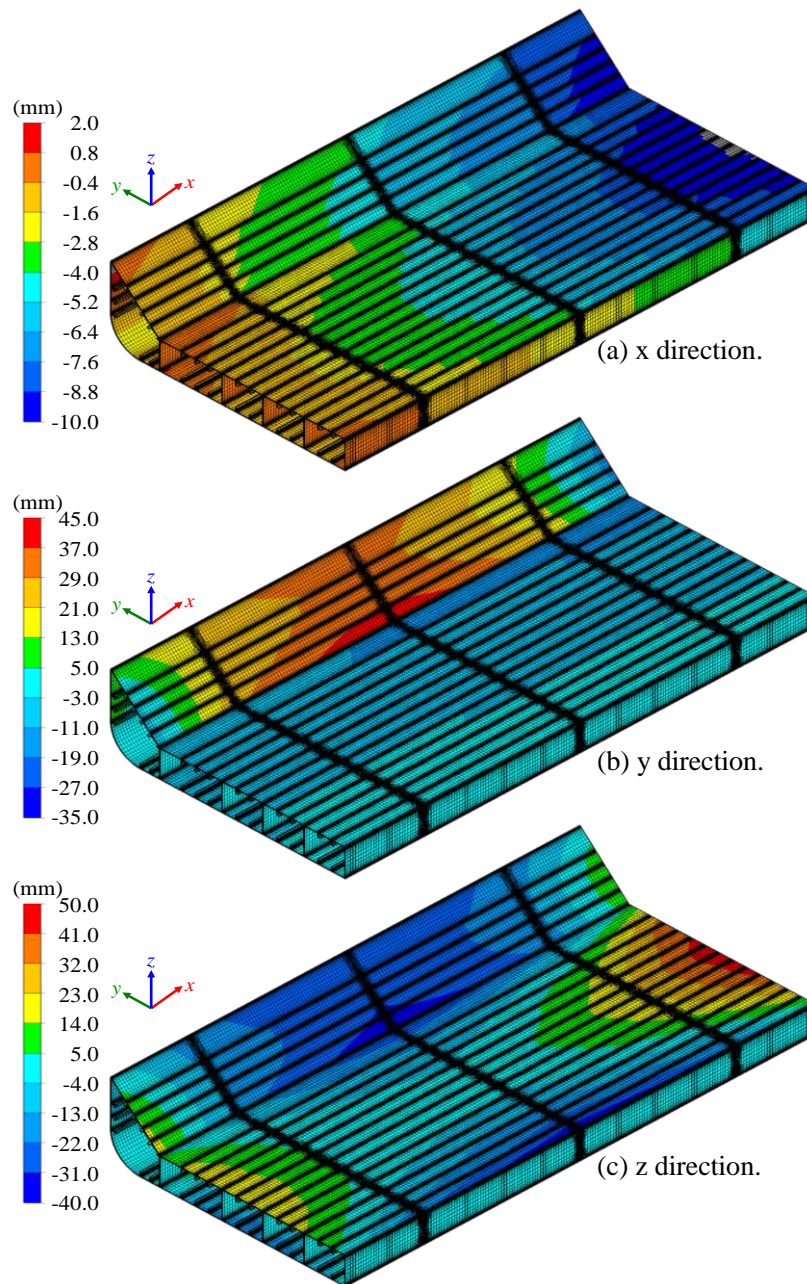


Fig. 8.5.8 Distribution of displacement on assembly of ship hull block.

Sub-assembly 3 と 4 を溶接し組み立てる Large assembly 2 の解析結果を Fig. 8.5.7 に示す。同図より、Large assembly 1 と同様に、Sub-assembly 3 と 4 による変形に、ウェブ材の溶接による変形を付加したような変形となっていることが分かる。

最後に、Large assembly 1 と 2 を溶接し、船体二重底ブロックを組み上げる工程による変形の解析結果を Fig. 8.5.8 に示す。このように、ギャップや目違いの矯正を行わずに組立工程における溶接による変形のみを考慮すると、数十 mm 程度の変形が発生することが分かった。

以上の解析は、熱伝導解析から熱弾塑性解析までを約 120 時間(5 日)で終えることができた。このように、提案手法を用いることで、船体二重底ブロックの溶接組立に伴う変形を市販の計算機一台を用いて数日程度で予測できたことから、提案手法は、従来手法では解析が極めて困難な大規模薄板構造物の組立溶接解析において非常に効果的な手法であると言える。

8.6 結 言

本章では、理想化陽解法 FEM の薄板構造物の溶接変形・残留応力解析への適用性を向上させるために、マルチグリッド法を導入した解析手法を提案した。提案手法を基礎的な薄板ビードオンプレート溶接の解析に適用し、提案手法が持つ性能について検討した。また、提案手法の大規模薄板構造物の解析への適用性を示すために、船体二重底ブロックの建造工程を模擬した問題の解析に提案手法を適用した。その結果、次の結論が得られた。

- 1) 提案手法を基礎的な薄板ビードオンプレート溶接問題の解析に適用し、提案手法および静的陰解法 FEM により得られた溶接変形、残留応力分布に関して比較した結果、提案手法は静的陰解法 FEM とほぼ同等の解析精度を有することが分かった。
- 2) 板厚の異なる薄板ビードオンプレート溶接問題の解析において、提案手法と GPU 並列化を適用した理想化陽解法 FEM、静的陰解法 FEM の計算時間について比較した結果、GPU 理想化陽解法 FEM は解析モデルの板厚が薄くなるほど計算時間が増大するのに対して、提案手法の計算時間は板厚に関係なく解析自由度に比例する程度となることを確認した。また、提案手法は GPU 並列化理想化陽解法 FEM に対して、板厚 10 mm, 16,674 節点の解析モデルにおいては約 10 倍、板厚 20 mm, 30,569 節点

の解析モデルにおいては約 5 倍高速に解析可能であることが分かった。以上のことから、提案手法は、従来、理想化陽解法 FEM で計算時間が増加する可能性のあった薄板問題を効率的に解析できることが分かった。

- 3) 提案手法を 1000 万自由度クラスの船体二重底ブロックの溶接組立における変形問題の解析に適用した結果、提案手法を用いることで大規模薄板構造物の溶接変形問題を約 5 日で解析できることが分かった。このことから、提案手法は、従来手法では解析が難しい大規模問題の検討を、大規模な計算設備を用いずに実現できる手法であると言える。

第九章

結論

本研究では、溶接を用いて製作される製品全体の溶接変形・残留応力を予測可能な解析手法の確立を目的に、理想化陽解法 FEM の開発を行った。また、開発手法である理想化陽解法 FEM の計算効率を高めるために画像処理装置(GPU: Graphics Processing Unit)を用いた並列化、反復サブストラクチャー法(ISM: Iterative Substructure Method)、および、マルチグリッド法を導入した手法を開発し、その解析精度および基礎的性能を示すと同時に、溶接変形・残留応力に関する工学的問題における有用性を示した。

以上に関して、具体的に次に示す研究を実施した。

1. 動的陽解法 FEM を基にした高速、省メモリな FEM 熱弾塑性解析手法である理想化陽解法 FEM の開発
2. ビードオンプレート溶接問題への理想化陽解法 FEM の適用による妥当性と性能の検証
3. 理想化陽解法 FEM を基にした溶接非定常熱伝導問題の大規模解析手法の開発
4. GPU 並列化の理想化陽解法 FEM への導入と、T 継手溶接問題での性能評価

5. 厚板多層溶接問題への GPU 並列化を導入した理想化陽解法 FEM の適用による有用性についての検討
6. V 開先円筒多層溶接継手の残留応力問題における加工硬化則の影響についての検討
7. X 開先円筒多層溶接継手の残留応力問題におけるグルーピング解析手法および溶接順序の影響に関する評価
8. スポット溶接問題への理想化陽解法 FEM への適用と基礎的問題における妥当性の検証
9. 多点スポット溶接問題への理想化陽解法 FEM の適用による分流に関する検討
10. 自動車構造部材である片ハット部材におけるスポット溶接時の分流および変形に関する考察
11. ISM の適用による理想化陽解法 FEM の高速化と, 高レベル放射性廃棄物格納容器である人工バリアオーバーパック蓋部モデルの多層溶接解析への適用
12. 理想化陽解法 FEM へのマルチグリッド法の導入と, 基礎的薄板溶接問題への適用による妥当性および性能の検証
13. マルチグリッド法を用いた理想化陽解法 FEM による船体二重底ブロックの溶接組立工程問題の解析および, 大規模薄板構造物の溶接問題における理想化陽解法 FEM の有効性の確認

以上の研究で得られた主な結論は, 各章において詳細に述べられているが, 成果として得られた主な知見は次の通りである.

第一章では, 通常の大規模構造解析, および, 溶接変形・残留応力解析の歴史と現状についての調査を行った. 大規模構造解析に関しては多くの研究がなされており, その中には数億自由度に達するような解析事例も存在するが, これらの研究はスーパーコンピュータや PC クラスタなどの大規模計算設備を用いており, 設計や生産の現場での使用は難しい. また, 溶接変形・残留応力は, 非線形 FEM 解析を用いることで予測が可能となっているが, 溶接現象の非線形性より解析規模が限定されているのが現状で, 大規模化に関する研究もなされているが, いずれも既存の手法を基にしたもので, 実製品レベルの解析は非常に困難である. 以上のことから, 製品全体の溶接変形・残留応力の予測が可能な解析手法の開発の重要性と必要性を述べた. また, 以上の議論を通して, 本研究において開発される解析手法が実現すべき目標について示した.

第二章では、衝突解析などの短時間の強非線形の現象の解析に対して広く用いられる動的陽解法 FEM が持つ高速性、省メモリ性に注目し、動的陽解法 FEM を基にした新しい解析手法である理想化陽解法 FEM を開発した。

開発した理想化陽解法 FEM を基礎的なビードオンプレート溶接問題の解析に対して適用し、従来手法である静的陰解法 FEM による解析結果と比較することで、理想化陽解法 FEM の解析精度について検討した。その結果、理想化陽解法 FEM は静的陰解法 FEM とほぼ同等の解析精度を有することを確認した。また、計算時間とメモリ消費量に関して比較した結果、理想化陽解法 FEM の計算時間とメモリ消費量は解析自由度にほぼ比例し、特に、大規模問題において、静的陰解法 FEM と比較して効果的であり、8 万節点の問題の解析においては、計算時間が 1/12、メモリ消費量が 1/40 であることを示した。

第三章では、溶接変形・残留応力解析の全体の高速化を目的に、FEM 熱弾塑性解析に先立って実施される非定常熱伝導問題の解析に対して理想化陽解法 FEM を適用し、その高速化、省メモリ化を試みた。

理想化陽解法 FEM を用いた非定常熱伝導解析手法をビードオンプレート溶接問題の解析に適用し、従来手法である陰解法 FEM との解析結果の比較を通して、理想化陽解法 FEM の解析精度は、陰解法 FEM とほぼ同等であることを示した。また、理想化陽解法 FEM の計算時間、メモリ消費量を陰解法 FEM と比較した結果、熱弾塑性解析と同様に、理想化陽解法 FEM が高速、省メモリであることを確認した。特に、節点数が 156,849 の問題の解析においては、理想化陽解法 FEM は陰解法 FEM に比べて、1/36 の計算時間、1/60 のメモリ消費量で解析が可能であることを示した。

第四章では、理想化陽解法 FEM による熱弾塑性解析を更に高速化するため、理想化陽解法 FEM が節点毎、要素毎の計算のみで解析を進めることができるという特徴に注目し、近年、高速な数値解析プロセッサとして注目されている画像処理装置(GPU)を用いた並列化を理想化陽解法 FEM に対して導入した。

GPU 並列化を導入した理想化陽解法 FEM を T 継手の両側同時溶接の問題に適用し、計算時間を従来手法である静的陰解法 FEM、ならびに、通常理想化陽解法 FEM と比較した。その結果、GPU 並列化を導入することで、通常理想化陽解法と比べて 10 倍程度高速であり、約 30 万自由度の問題においては、従来手法と比較し、約 250 倍高速に解析を行えることを確認した。メモリ消費量に関しては、通常理想化陽解法 FEM と同様に、解析自由度にほぼ比例することを確認した。

また、従来手法では解析が困難である 33 パスを有する厚板の多層溶接の残留応力解析に対して、GPU 並列化を導入した理想化陽解法 FEM を適用し、溶接の進展に伴う応力分布の変化を詳細に解析できることを示した。なお、本解析に要した計算時間は約 100 時間であり、100 万自由度を超える大規模な問題を現実的な計算時間で解析できることを示した。

第五章では、原子炉圧力容器の出入り口管台部などで発生し、問題となっている応力腐食割れ (SCC) に対して大きな影響を持つ溶接時の残留応力について検討するため、V 開先および X 開先の円筒多層溶接継手に生じる残留応力の予測に対して、理想化陽解法 FEM を適用した。

13 層 33 パスの V 開先円筒多層溶接継手の解析においては、加工硬化則の違いが残留応力分布におよぼす影響について調べるために、加工硬化則に対して、等方硬化則、移動硬化則、複合硬化則を用いて解析を行い、残留応力分布を DHD 法、iDHD 法による計測結果と比較した。その結果、等方硬化則を用いた場合のみ実験結果と比べて残留応力がわずかに高い傾向を示すが、いずれの加工硬化則を用いた場合でも、残留応力分布の解析結果は計測結果と定量的に良く一致することが分かった。

23 層 108 パスの X 開先円筒多層溶接継手の解析においては、解析時間の短縮のために多層溶接の解析において採用される溶接パスのグルーピングを行ったモデルと、実施工における溶接順序を詳細に模擬したモデルの解析を行い、それぞれの解析結果を実験による計測結果と比較した。その結果、実施工の溶接パスを模擬したモデルの残留応力分布は実験計測結果と良好に一致するが、溶接パスのグルーピングを行ったモデルの解析結果は実験計測結果と残留応力分布に大きな差がみられたことから、グルーピングを行う際は慎重にモデル化する必要があることが分かった。また、溶接順序に関して、層内の積層方向、および、振り分け積層順を変化させたモデルの解析を行い、実施工の溶接パスを模擬したモデルと残留応力分布を比較した結果、振り分け積層順の違いにより、板厚内部の残留応力分布は変化するものの、SCC のき裂進展に影響を与える表面の残留応力分布に関しては、層内の積層順、振り分け積層順の違いによる差は小さく、これらの因子が表面の残留応力分布に対する影響は小さいことが分かった。

また、V 開先、X 開先の解析モデルは 300 万自由度を超える大規模な問題であり、それぞれ、70 時間、250 時間程度で解析が可能であったことから、理想化陽解法 FEM は、複雑な溶接施工順序を有する継手に生じる残留応力分布について、実用可能な計算時間で検討できる手法であると言える。

第六章では、理想化陽解法 FEM の様々な溶接法の検討に対する適用性を示すために、スポット溶接において、静電ポテンシャル解析、非定常熱伝導解析、熱弾塑性解析を連成させたシミュレーションを理想化陽解法 FEM を用いて定式化し、スポット溶接の 3 次元シミュレーション手法を開発した。

開発手法を 1 点のスポット溶接箇所を有する基礎的な問題の解析に適用し、実験による計測結果とナゲット径、ナゲット厚さについて比較した結果、開発手法と実験結果のナゲット径、ナゲット厚さが良好に一致したことから、開発手法の解析結果は妥当なものであることを確認した。

また、開発手法を 4 点のスポット溶接箇所を有する問題の解析に適用し、スポット溶接において既溶接点による分流の影響について検討した。その結果、分流の影響により、2 点目以降の溶接において、ナゲット径が大きく減少することを確認した。また、ナゲット厚さに関しては、分流の影響によりナゲット厚さが減少するものの、溶接点ごとのナゲット厚さにあまり差がみられず、電極による吸熱の影響が大きいため、分流がナゲット厚さの変化に及ぼす影響はナゲット径の場合に比べて小さいことが分かった。

実施工問題における開発手法の適用性について議論するために、自動車構造部材である片ハット部材のスポット溶接時の分流および変形の問題の解析に対して開発手法を適用した。解析に際しては、溶接順序が分流、および、変形に及ぼす影響について検討するために、溶接順序が異なる複数のモデルを用いた。その結果、開発手法は実用可能な計算時間で実施工モデルの解析が可能であり、開発手法がスポット溶接の実施工における問題の検討に対しても適用可能であることを示した。

第七章では、溶接の局所現象に注目した解析手法である反復サブストラクチャー法 (ISM) を理想化陽解法 FEM に対して導入し、一層の高速化を図った。

ISM を導入した理想化陽解法 FEM の基礎的な性能について検討するため、パイプの周溶接問題に対して ISM を導入した理想化陽解法 FEM を適用し、静的陰解法 FEM と解析結果を比較した結果、両手法による解析結果はほぼ一致し、ISM を導入した理想化陽解法 FEM は静的陰解法 FEM とほぼ同等の解析精度を有することが分かった。また、計算時間に関して検討した結果、ISM を導入した理想化陽解法 FEM は、解析自由度数が約 32 万のモデルにおいて、静的陰解法 FEM に対して約 5000 倍、GPU 並列化を用いた理想化陽解法 FEM に比べて、約 10 倍高速に計算が可能であることを確認した。メモリ消費量に関しては、GPU 並列化を用いた理想化陽解法 FEM に比べて増加するものの、解析自由度数に対してほぼ線形にとどまることが分かった。

また、原子力発電で使用した燃料の再処理の際に生じる高レベル放射性廃棄物の格納容器の一部として検討されている人工バリアオーバーパック蓋部モデルの多層溶接により生じる残留応力の解析に対して、ISMを導入した理想化陽解法 FEM を適用した。解析結果を汎用非線形 FEM 解析ソフトウェアである ABAQUS による簡易モデルを用いた解析、および、応力弛緩法による実験計測結果と比較した結果、ABAQUS による簡易モデルの解析結果と、ISM を導入した理想化陽解法 FEM による詳細モデルの解析結果、および、実験計測結果は良好に一致することを確認した。また、ABAQUS を用いて詳細モデルの解析を行う場合は、計算時間が 70 万時間を超えることが予想されるため、非現実的である一方、ISM を導入した理想化陽解法 FEM では詳細モデルを約 133 時間で解析可能であった。このことから、本手法を用いることで、これまで困難であった同モデルの解析が可能になり、解析可能規模が格段に大きくなったと言える。

第八章では、薄板構造物の溶接変形・残留応力問題における理想化陽解法 FEM の問題点を整理するとともに、薄板構造物の解析への理想化陽解法 FEM の適用性を向上させるために、理想化陽解法 FEM に対して、代数マルチグリッド法(AMG: Algebraic Multi Grid)を導入した手法を開発した。

開発手法の解析精度について検証するために、開発手法を薄板ビードオンプレート溶接問題の解析に適用し、静的陰解法 FEM と解析結果の比較を行った。比較の結果、開発手法は、残留応力、溶接変形ともに静的陰解法 FEM の解析結果と一致したことから、開発手法の解析精度は、静的陰解法 FEM とほぼ同等であることが分かった。また、計算時間に関して比較した結果、通常理想化陽解法 FEM では静的平衡状態への収束に多大な時間ステップを要するために計算時間が長くなっていた薄板構造物の解析において、開発手法を用いることで、解析モデルの板厚に関係なく、計算時間が解析自由度に比例する程度にとどまることが分かった。

また、提案手法の大規模薄板構造物の解析への適用性を確かめるために、船体二重底ブロックの溶接組立工程を模擬したモデルの解析に適用した。その結果、提案手法を用いることで、1000 万自由度クラスの薄板構造物の超大規模溶接変形・残留応力解析を、市販の計算機一台を用いて約 5 日で完了することが可能であったことから、提案手法は設計や生産の現場において、実際の製品の溶接により生じる変形を現実的な計算資源を用いて検討可能な手法であることが分かった。

以上のように、本研究では、一連の解析技術の開発を通して、Fig. 9.1に示すように、1000万自由度クラスの溶接変形・残留応力の解析を行うことが可能となった。このことにより、製品全体の溶接変形の予測が初めて実現されたことから、今後、産業界において問題とされている溶接変形・残留応力問題への適用が期待される。よって、その適用可能性について詳細に検討した本研究は、新世代の数値溶接力学解析における先駆的な役割を果たしたと言える。

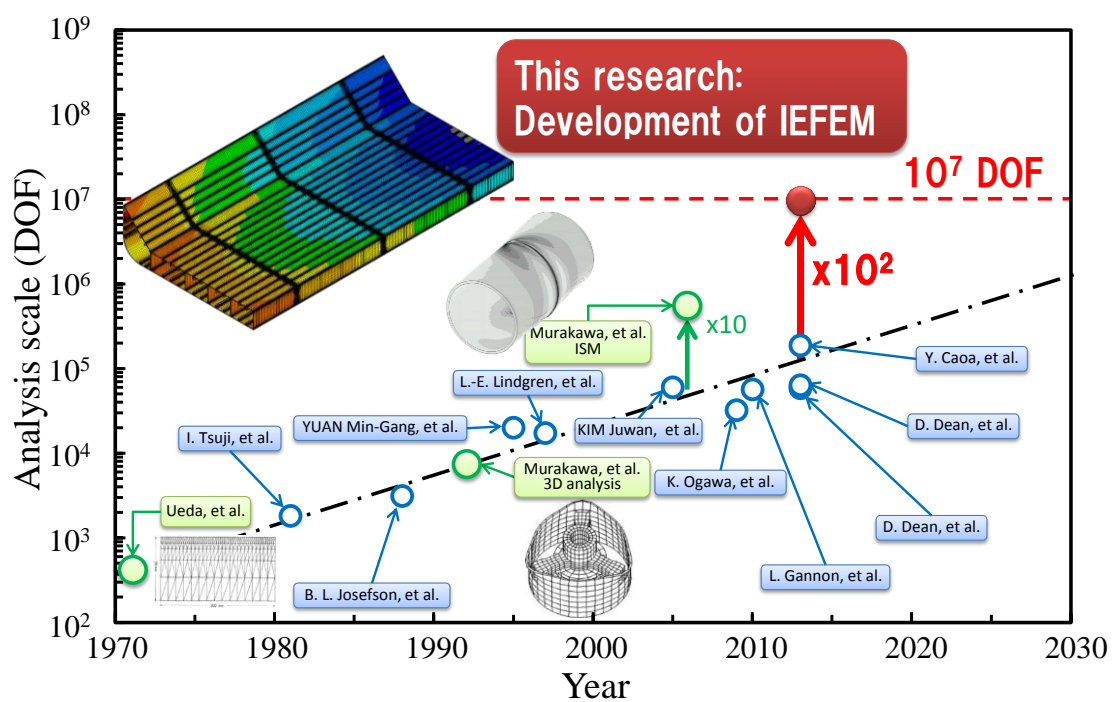


Fig. 9.1 Result and positioning of this research.

謝 辞

本研究は、大阪府立大学大学院工学研究科航空宇宙海洋系専攻准教授 柴原正和 博士のご指導の下で行われました。柴原准教授からは、研究の計画、実施および結果の検討など、全般にわたり、終始たえまない御指導、御鞭撻を賜りました。ここに、心より深甚の謝意を表します。

本研究の審査にあたり、有益な御教示、御検討を賜った、大阪府立大学大学院工学研究科航空宇宙海洋系専攻教授 深沢塔一 博士、大阪大学接合科学研究所教授 村川英一 博士、大阪府立大学大学院工学研究科航空宇宙海洋系専攻教授 池田良穂 博士、大阪府立大学大学院工学研究科航空宇宙海洋系専攻教授 大塚耕司 博士に厚く御礼申し上げます。

本研究の遂行に際し、大阪大学接合科学研究所教授 村川英一 博士には、研究の細部にわたり、終始たえまない御指導、御討論を頂きました。大阪府立大学大学院工学研究科航空宇宙海洋系専攻特認准教授 伊藤真介 博士、大阪府立大学大学院工学研究科航空宇宙海洋系専攻プロジェクト研究教員 河原充 氏からは、適切なお指導、ならびに暖かい励ましを頂きました。大阪大学大学院工学研究科マテリアル生産科学専攻教授 望月正人 博士をはじめとする溶接学会関係者の皆様、大阪大学大学院工学研究科地球総合工学専攻教授 藤久保昌彦 博士をはじめとする日本船舶海洋工学会関係者の皆様には、学会をはじめとする様々な場において非常に有益な御議論を賜りました。ここに謹んで感謝の意を表します。

本研究を遂行するにあたり、東京理科大学理工学部機械工学科教授 岡田裕 博士、広島大学大学院工学研究院輸送・環境システム専攻助教 田中智行 博士、日産自動車株式会

社 千葉晃司 氏, 日立造船株式会社 山田順也 氏, 山里久仁彦 氏, 発電設備技術検査協会 西川聡 博士, 日本原子力研究開発機構 秋田貢一 博士, 株式会社 IHI 津乗充良 博士, 高倉大典 氏, 齋藤俊明 氏, 株式会社 JSOL 麻寧緒 博士, 趙堅 博士, 関西設計株式会社 三崎弘司 博士, 長尾武昭 氏, 今田大元 氏からは, 研究に関する有益な情報を御提供頂きました. ここに感謝の意を表します.

本研究の一部は, 日本学術振興会による「頭脳循環を加速する若手研究者戦略的海外派遣プログラム」に採択されている「海洋工学における強非線形流体・構造連成に関する国際共同研究と若手研究者の育成」の一環として実施されました. 当プログラムにおいては, 代表研究者である大阪大学大学院工学研究科地球総合工学専攻教授 柏木正 博士を始め多くの関係者からの御支援を頂きました. また, 当プロジェクトにおける受け入れ研究者であるノルウェー科学技術大学船舶海洋構造物センター教授 Torgeir Moan 博士には滞在中に研究の細部にわたり, 御議論, 御討論を頂きました. ここに感謝の意を表します.

本研究は, 科学研究費補助金特別研究員奨励費(課題番号: 2310855), ならびに, 日本造船工業会造船学術研究推進機構(REDAS)からの御支援を受けて実施しました. ここに感謝の意を表します.

本研究の遂行において, 研究室の先輩および研究当時大阪府立大学に在籍しておられた大学院生, 4年生の皆様からも多くの御協力を頂きました. また, 大阪府立大学大学院工学研究科航空宇宙海洋系専攻海洋システム工学分野の皆様には, 多くの御支援を頂きました. 特に, 大阪府立大学大学院工学研究科航空宇宙海洋系専攻海洋システム工学分野柴原研究室事務 桃木めぐみ 氏には, 事務手続き全般において, 幾度となく御協力頂きました. ここに感謝の意を表します.

本研究を始めるにあたり, 非線形構造解析に関する研究を志す機会を与えていただき, 研究をご指導いただきました前大阪府立大学大学院工学研究科航空宇宙海洋系専攻教授 故 正岡孝治 博士に深く感謝いたします.

また, 博士課程における 5 年間の研究生活を温かく見守り, 支え, 励ましてくれた家族に心より感謝いたします.

本論文を終えるにあたり, これら関係者各位に対して心からの深い謝意を表します.

参考文献

- 1) 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, Vol.42, No.6 (1973), pp.61-71.
- 2) T. Muraki, J. J. Bryan and K. Masubuchi: Analysis of Thermal Stresses and Metal Movement During Welding (Part 1, Analytical Study), Journal of Engineering Materials and Technology, Vol.97, Issue 1 (1975), pp.81-84.
- 3) T. Muraki, J. J. Bryan and K. Masubuchi: Analysis of Thermal Stresses and Metal Movement During Welding (Part 2, Comparison of Experimental Data and Analytical Results), Journal of Engineering Materials and Technology, Vol.97, Issue 1 (1975), pp.85-91.
- 4) E. Friedman: Thermomechanical Analysis of the Welding Process Using the Finite Element Method, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol.97, Issue 3 (1975), pp.206-212.
- 5) E. Rybicki, D. W. Schmueser, R. W. Stonesifer, J. J. Groom and H. W. Mishler: A Finite-Element Model for Residual Stresses and Deformations in Girth-Butt Welded Pipes, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol.100, Issue 3 (1978), pp.256-262.
- 6) A. Deb, M. S. Mahendrakumar, C. Chavan, J. Karve, D. Blankenburg, and S. Storen: Design of an aluminium-based vehicle platform for front impact safety, International Journal of Impact Engineering, Vol.30, Issues8-9 (2004), pp.1055-1079.
- 7) H. Kurtaran, M. Buyuk and A. Eskandarian: Ballistic impact simulation of GT model vehicle door using finite element method, Theoretical and Applied Fracture Mechanics, Vol.40, Issue 2

- (2003), pp.113-121.
- 8) 小美濃 幸司, 舟津 浩二: 鉄道車両の衝突安全性に関するシミュレーション, 日本信頼性学会誌, Vol.31, No.4 (2009), pp.283-286.
 - 9) P. Hogstrom and J. W. Ringsberg: An extensive study of a ship's survivability after collision – A parameter study of material characteristics, non-linear FEA damage stability analyses, Marine Structures, Vol.27, Issue 1 (2012), pp.1-28.
 - 10) A. George and J. W. H. Liu: Computer Solutions of Large Sparse Positive Definite Systems, Prentice Hall, (1981).
 - 11) I. S. Duff and J. K. Reid: The Multifrontal Solution of Indefinite Sparse Symmetric Linear Equations, ACM Transactions on Mathematical Software, Vol.9 (1983), pp.302-325.
 - 12) 飯塚 幹夫, 奥田 洋司, 矢川 元基: 反復法ソルバーの構造解析問題における収束性の評価, Transactions of JSCES, Vol. 2000 (2000), Paper No. 20000030.
 - 13) 萩野 正雄, 塩谷 隆二, 金山 寛, 田上 大助, 吉村 忍: バランシング領域分割法による並列弾性有限要素解析, 日本機械学会論文集, Vol.69, No.685 (2003), pp. 36-43.
 - 14) J. Mandel : Balancing Domain Decomposition, Communications on Numerical Mathematics in Engineering, Vol. 9 (1993), pp. 233-241.
 - 15) J. Mandel, M. Brezina: Balancing Domain Decomposition; Theory and Performance in Two and Three Dimensions, Computational Mathematics Group, (1993), Technical Report 8.
 - 16) P. LeTallec, M. Vidrascu: Generalized Neumann-Neumann Preconditioners for Iterative Substructuring, Ninth International Conference on Domain Decomposition Methods, (1996), pp. 413-425.
 - 17) P. LeTallec, J. Mandel, M. Vidrascu: Balancing Domain Decomposition for Plates, Proceedings of the 7th International Symposium on Domain Decomposition Methods, Contemporary Mathematics, 180 (1994), pp. 515-524.
 - 18) 塩谷 隆二, 矢川 元基: 反復型領域分割法による 1000 万自由度問題の応力解析, 計算工学講演会論文集, Vol. 3 (1998), pp.33-34.
 - 19) 矢川 元基, 塩谷 隆二: 超並列有限要素解析, 朝倉書店, (1998).
 - 20) 塩谷 隆二, 矢川 元基: 階層型領域分割法による 1 億自由度並列有限要素解析, Transaction of JSCES, Vol. 2001 (2001), Paper No. 20010024.
 - 21) 塩谷 隆二, 金山 寛, 石川 格: 階層型領域分割法による大規模熱伝導解析, 日本機械学会講演論文集, No. 008-1 (2000), pp. 87-88.
 - 22) 宮村 倫司, 野口 裕久, 塩谷 隆二, 吉村 忍, 矢川 元基: 階層型領域分割法による超並

- 列弾塑性有限要素解析, 日本機械学会論文集, Vol. 65, No. 634 (1999), pp.15-22.
- 23) ADVENTURE Project, <http://adventure.sys.t.u-tokyo.ac.jp/jp/>, Accessed at Dec. 24, 2012
 - 24) T. Miyamura, H. Noguchi, R. Shioya, S. Yoshimura, G. Yagawa: Elastic-plastic analysis of nuclear structures with millions of DOFs using the hierarchical domain decomposition method, *Nuclear Engineering and Design*, vol. 212(2002), pp.335-355.
 - 25) R. Shioya, M. Ogino, H. Kawai: An earthquake-proof analysis of a BWR pressure vessel using the next-generation computational solid mechanics simulator, *Annual Report of the Earth Simulator Center* (2007), pp.163-167.
 - 26) K. Nakajima: Parallel iterative solvers for finite-element methods using an OpenMP/MPI hybrid programming model on the Earth Simulator, *Parallel Computing*, Vol.31 (2005), pp.1048-1065.
 - 27) K. Nakajima: Three-level hybrid vs. flat MPI on the Earth Simulator: Parallel iterative solvers for finite-element method, *Applied Numerical Mathematics* Vol.54 (2005), pp.237-255.
 - 28) A. Brandt: Multi-Level Adaptive Solutions to Boundary-Value Problems, *Mathematics of Computation*, Vol.31, No.138 (1977), pp.333-390.
 - 29) K. Stuben and U. Trottenberg: Multigrid Methods: Fundamental Algorithms, Model Problem Analysis and Applications, *Lecture Notes in Mathematics*, Vol.960 (1982), pp.1-176.
 - 30) J. W. Ruge and K. Stuben: Efficient Solution of Finite Difference and Finite Element Equations by Algebraic Multigrid, *The Institute of Mathematics and its Applications Conference Series*, Clarendon Press, Oxford, (1985), pp.169-221.
 - 31) J. W. Ruge and K. Stuben: Algebraic multigrid (AMG) in Multigrid Methods, *Frontiers in Applied Mathematics*, S. F. McCormick ed., SIAM (1987), pp.73-130.
 - 32) C. Farris and M. Misra: Distributed Algebraic Multigrid for Finite Element Computations, *Mathematics and Computer Modeling*, Vol.27, Issue 8 (1998), pp.41-67.
 - 33) P. Wriggers and A. Boersma: A parallel algebraic multigrid solver for problems in solid mechanics discretized by finite elements, *Computers & Structures*, Vol.69, Issue 1 (1998), pp.127-137.
 - 34) M. Adams and R. L. Taylor: Parallel multigrid solvers for 3D-unstructured large deformation elasticity and plasticity finite element problems, *Finite Elements in Analysis Design*, Vol.36, Issue 3-4 (2000), pp.197-214.
 - 35) 青木 尊之: フル GPU による CFD アプリケーション, *情報処理*, Vol.50, No.2, (2009), pp.107-115.

- 36) 原田 隆宏, 越塚 誠一, 河口 洋一郎: 流体と布のリアルタイム連成シミュレーション, 情報処理学会誌, Vol.46, No.4 (2005), pp.1-6.
- 37) 酒井 康臣, 中川 真志, 向井 信彦: 粒子法による滝の流れと水飛沫の表現, 映像情報メディア学会技術報告, Vol.36, No.16 (2012), pp.163-166.
- 38) 小野寺 直幸, 青木 尊之, 小林 宏充: GPUによるラージエディ・シミュレーションの高速化, 日本流体力学会誌, Vol29, No.6, (2010), pp.423-426.
- 39) D. Gaudlitz, B. Landmann and T. Indinger: Accelerated CFD Simulations using Eulerian and Lagrangian Methods on GPUs, *Procedia Engineering*, Vol.61 (2013), pp.392-397.
- 40) A. Sunarso, T. Tsuji and S. Chono: GPU-accelerated molecular dynamics simulation for study of liquid crystal flows, *Journal of Computational Physics*, Vol.229 (2010), pp.5486-5497.
- 41) 大石 篤哉, 吉村 忍: GPU クラスタによる弾性波伝播シミュレーション, 計算工学講演論文集, Vol13, No.2 (2008), pp.691-692.
- 42) Y. Cai, G. Li, H. Wang G. Zheng and S. Lin: Development of parallel explicit finite element sheet forming simulation system based on GPU architecture, *Advances in Engineering Software*, Vol.45 (2013), pp.370-379.
- 43) G. R. Joldes, A. Wittek and K. Miller: Real-time nonlinear finite element computations on GPU – Application to neurosurgical simulation, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol.199 (2010), pp.3305-3314.
- 44) T. Belytschko, J. Fish, A. Bayliss: The spectral overlay on finite elements for problems with high gradients, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 81 (1990), pp.71-89.
- 45) J. Fish: The s-version of the finite element, *Computers & Structures*, Vol. 43, No. 3 (1992), pp.539-547.
- 46) J. Fish, S. Markolefas: The s-version of the finite element method for multilayer laminates, *International journal for numerical methods in engineering*, Vol. 33 (1992), pp.1081-1105.
- 47) J. Fish, S. Markolefas: Adaptive s-method for linear elastostatics, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 104 (1993), pp.363-396.
- 48) J. Fish, R. Guttal: The s-version of the finite element method for laminated composites, *International journal for numerical methods in engineering*, Vol. 39 (1996), pp. 3641-3662.
- 49) 菊池 正紀, 高橋 真史, 和田 義孝, Yulong LI: 重合メッシュを用いた疲労亀裂進展シミュレーション, 日本機械学会論文集, Vol. 74, No. 745 (2008), pp.53-58.
- 50) 岡田 裕, 遠藤 明香, 菊池 正紀: 重合メッシュ法による二次元破壊力学解析, 日本機

- 械学会論文集, Vol. 71, No.704 (2005), pp.91-98.
- 51) 菊池 正紀, 和田 義孝, 清水 勇登, 須山 ひとみ: 重合メッシュ法を用いた溶接熱影響部におけるき裂進展解析, 日本機械学会論文集, Vol. 75, No. 758 (2009), pp.123-128.
 - 52) 座古 勝, 倉敷 哲生, 久保 太: 重合メッシュ法によるマルチスケール熱伝導解析, 日本機械学会 2004 年度年次大会講演論文集 (2004), pp.329-330.
 - 53) 座古 勝, 林 晋也, 倉敷 哲生, 久保 太: 重合メッシュ法による熱応力解析(第 1 報, 解析手法の定式化), 日本機械学会論文集, Vol. 69, No. 685 (2003), pp.1-6.
 - 54) 座古 勝, 林 晋也, 倉敷 哲生, 久保 太: 重合メッシュ法による熱応力解析(第 2 報, 熱粘弾性挙動の取扱い), 日本機械学会論文集, Vol. 71, No. 710 (2005), pp.22-27.
 - 55) 中住 昭吾, 鈴木 克幸, 大坪 英臣, 勝井 大地: 重合メッシュ法によるシェル・ソリッド混合解析, 日本造船学会論文集, No. 189 (2001), pp.219-224.
 - 56) 中住 昭吾, 鈴木 克幸, 勝井 大地, 大坪 英臣: 重合メッシュ法による線形・非線形マルチスケール解析, 日本機械学会第 13 回計算力学講演会講演論文集 (2000), pp.781-782.
 - 57) 中住 昭吾, 鈴木 克幸, 勝井 大地, 大坪 英臣: 重合メッシュ法を用いた弾性・弾塑性混合解析, 日本機械学会論文集, Vol.68, No.668 (2002), pp. 75-82
 - 58) Y. Ueda, T. Yamakawa: Analysis of Thermal Elastic-Plastic Stress and Strain During Welding by Finite Element Method, Trans. Japan Welding Soc., Vol.2, No.2 (1971), pp.90-100.
 - 59) Y. Ueda T. Yamakawa: Thermal Stress Analysis of Metals with Temperature-dependent Mechanical Properties, Behavior of Materials, Vol.3 (1972), pp.10-20.
 - 60) Y. Ueda, E. Takahashi, K. Fukuda, K. Sakamoto, 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.77-89.
 - 61) 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, Vol.130 (1971), pp.183-191.
 - 62) H. D. Hibbitt P. V. Marcal: A Numerical Thermomechanical model for the welding and subsequent loading of a fabricated structure, Computers and Structures, Vol.3 (1973), pp.1145-1174.
 - 63) Y. Ueda, K. Nakacho, T. Shimizu: Improvement of Residual Stresses of Circumferential Joint of Pipe by Heat-Sink Welding, Trans. of ASME, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol.108 (1986), pp.14-22.
 - 64) Y. Ueda, K. Fukuda, Y. C. Kim, R. Koki: Characteristics of Restraint Stress-Strain of Slit Weld

- in a Finite Rectangular Plate and the Significance of Restraint Intensities as a Dynamical Measure, *Trans. JWRI*, Vol.11, No.2 (1982), pp.105-113.
- 65) J. Goldak, A. Oddy, M. Gu, W. Ma, A. Mashaie E. Huges: Coupling Heat Transfer, Microstructure Evolution and Thermal Stress Analysis in Weld Mechanics, *Proceedings of IUTAM Symposium on the Mechanical Effects of Welding*, (1992), pp.1-30.
- 66) M. Naestrom, L. Wikander, L. Karlsson, L. E. Lindgren, J. Goldak: Combined 3-D and Shell Modeling of Welding, *Proceedings of IUTAM Symposium on the Mechanical Effects of Welding*, (1992), pp.197-206.
- 67) S. Brown, H. Song: Implications of Three-Dimensional Numerical Simulations of Welding of Large Structures, *Welding Journal*, Vol.71 (1992), pp.55-62.
- 68) Y. Ueda, J. Wang, H. Murakawa, M. G. Yuan: Three Dimensional Numerical Simulation of Various Thermo-Mechanical Processes by FEM (Report 1) – Methods for Improving the Convergence of 3-D Analysis of Welding, *Trans. JWRI*, Vol.21, No.2 (1992), pp.111-117.
- 69) D. Deng: FEM prediction of welding residual stress and distortion in carbon steel considering phase transformation effects, *Materials & Design*, Vol.30, Issue 2 (2009), pp.359-366.
- 70) D. Deng, S. Kiyoshima: FEM prediction of welding residual stresses in a SUS304 girth-welded pipe with emphasis on stress distribution near start/end location, *Computational Materials Science*, Vol.50, Issue 2 (2010), pp.612-621.
- 71) F. Kong, J. Ma and R. Kovacevic: Numerical and experimental study of thermally induced residual stress in the hybrid laser-GMA welding process, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.211, Issue 6 (2011), pp.1102-1111.
- 72) Z. Barsoum and A. Lundbäck: Simplified FE welding simulation of fillet welds – 3D effects on the formation residual stresses, *Engineering Failure Analysis*, Vol.16, Issue 7 (2009), pp.2281-2289.
- 73) H. J. Zhang, G. J. Zhang, C. B. Cai, H. M. Gao and L. Wu: Numerical simulation of three-dimension stress field in double-sided double arc multipass welding process, *Materials Science and Engineering*, Vol.499, Issue 1 (2009), pp.309-314.
- 74) F. Boitout, J. Bergheau: The Numerical Simulation of Welding in Europe: Present Capabilities and Future Trends, *Trans. JWRI*, Vol.32, No.1 (2003), pp.197-204.
- 75) 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.

- 76) 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.
- 77) H. Nishikawa, I. Oda, M. Shibahara, H. Serizawa, H. Murakawa: Three-dimensional Thermal-elastic-plastic FEM Analysis for Predicting Residual Stress and Deformation Under Multi-pass Welding, *Proceedings of ISOPE '04, Toulon, France (2004)*, CD-ROM.
- 78) H. Nishikawa, I. Oda, H. Serizawa, H. Murakawa: Development of High-speed and High-precision FEM for Analysis of Mechanical Problems in Welding, *Trans. of JWRI*, Vol.33, No.2 (2004), pp. 161-166.
- 79) H. Murakawa, I. Oda, S. Ito, H. Serizawa, M. Shibahara, H. Nishikawa: Iterative Substructure Method for Fast Computation of Thermal Elastic Plastic Welding Problems, *Journal of The Kansai Society of Naval Architects of Japan*, Vol.243 (2005), pp.67-70.
- 80) 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*, Vol.24, No.2 (2006), pp.168-173.
- 81) 津乗 充良, 高倉 大典: ビードオンプレート溶接の溶接残留応力解析-国際ラウンドロビン Net Task Group 1 による検証-, *IHI 技報*, Vol.51, No.3 (2011), pp.62-67.
- 82) 西川 弘之, 勝山 仁哉, 宇田川 誠, 中村 光行, 鬼沢 邦雄: 肉盛溶接による熱影響部の材質変化を考慮した原子炉圧力容器の溶接残留応力評価, *日本機械学会論文集(A 編)*, Vol.76, No.770 (2010), pp.1286-1294.
- 83) 出水 享, 松田 浩, 藤野 義裕, 伊藤 幸広, 趙 程: 溶接中および冷却過程における鋼材の変形・ひずみ挙動の光学的全視野計測と三次元熱弾塑性 FE 解析, *構造工学論文集*, Vol.58A (2012), pp.40-49.
- 84) 中田 志津夫, 西川 聡, 長谷川 忠之, 堀井 行彦, 村川 英一: 残留応力解析における入熱モデルの検討及び物性値の影響調査, *溶接・非破壊検査技術センター技術レビュー*, Vol.2 (2006), pp.3-7.
- 85) R. F. Liu and C. C. Huang: Welding residual stress analysis for weld overlay on a BWR feedwater nozzle, *Nuclear Engineering and Design*, Vol.256 (2013), pp.291-303.
- 86) 辻 勇, 吉村 洋: 薄い軟鋼板の突合せ溶接時の過渡応力と開先の変位挙動に関する研究: 第2報, *日本造船学会論文集*, Vol.149 (1981), pp.279-286.
- 87) B. L. Josefson and C. T. Karlson: FE-calculated Stresses in a Multi-pass Butt-welded Pipe-A Simplified Approach, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol.38, Issue 3, (1989), pp.227-243.
- 88) 上田 幸雄, 村川 英一, 奥本 泰久, 顧 斯美, 中村 光政: 高精度組立のための溶接変形

- シミュレーション：(第二報)板継ぎ溶接時の面内変形に及ぼす初期不整の影響，日本造船学会論文集，Vol.172，(1992)，pp.559-566.
- 89) 袁 敏剛，汪 建華，村川 英一，上田 幸雄：三次元熱弾塑性解析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，Vol.13，No.4 (1995)，pp.628-634.
- 90) L. E. Lindgren, H. A. Hfiggblad, J. M. J. McDillb and A. S. Oddy: Automatic remeshing for three-dimensional finite element simulation of welding, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol.147, Issues3-4 (1997), pp.401-409.
- 91) J. Kim, S. Im and H. G. Kim: Finite Element Analysis of Arc-Welding Process by Parallel Computation, 溶接学会論文集，Vol.23，No.2 (2005)，pp.203-208.
- 92) D. Deng, Y. Zhou, T. Bi and X. Liu: Experimental and numerical investigations of welding distortion induced by CO2 gas arc welding in thin-plate bead-on joints, *Materials & Design*, Vol.52 (2013), pp.720-729.
- 93) Y. Cao, Z. Meng, S. Zhang and H. Tian: FEM study on the stress concentration factors of K-joints with welding residual stress, *Applied Ocean Research*, Vol.43 (2013), pp.195-205.
- 94) D. Deng: Influence of deposition sequence on welding residual stress and deformation in an austenitic stainless steel J-groove welded joint, *Materials & Design*, Vol.49 (2013), pp.1022-1033.
- 95) J. Dongarra et al., "TOP 500 Supercomputer Sites", Top500, <http://www.top500.org/>, Accessed at Nov. 4, 2013.
- 96) 矢川 元基：構造工学ハンドブック，丸善 (2004)，p.302.
- 97) 杉本 晋一，安澤 幸隆，香川 洗二：動的陽解法 FEA による板殻構造要素の弾塑性崩壊挙動解析，計算力学講演会講演論文集，No.1 (2001)，pp.183-184.
- 98) 田島 佑輔，伊藤 真介，RASHED Sherif，芹澤 久，村川 英一，奥本 泰久：自動車運搬船の車両甲板に溶接により発生する座屈変形の予測，溶接学会全国大会講演概要，Vol.81 (2007)，pp.130-131.
- 99) 王 蕊，芹澤 久，村川 英一：溶接基礎継手の熱弾塑性 FEM 解析および逆解析による固有変形の同定，溶接学会全国大会講演概要，Vol.83 (2008)，pp.268-269.
- 100) 望月 正人，多田羅 晃弘，三上 欣希，豊田 政男，伊澤 佳典：自動車部品の溶接変形予測のための簡略化解析に関する検討，Vol.83(2008)，pp.272-273.
- 101) NVIDIA Compute Unified Device Architecture (CUDA), <http://developer.nvidia.com/category/zone/cuda-zone>, Accessed at Nov. 4, 2013.
- 102) ATI Stream, <http://www.amd.com/jp/products/technologies/stream-technology/Pages/stream->

- technology.aspx, Accessed at Nov. 4, 2013.
- 103) Brook GPU, <http://graphics.stanford.edu/projects/brookgpu/>, Accessed at Nov. 4, 2013.
- 104) T. P. Hoar and J. G. Hines: Stress Corrosion Cracking and Hydrogen Embrittlement, Ed.W.D.Robertson, John Wiley & Sons (1956), p.107.
- 105) R.W.Steahle: Stress Corrosion Cracking and Hydrogen Embrittlement of Iron Base Alloys, Ed.R.W.Steahle et al., NACE (1977), p.180.
- 106) G. R. Irwin: Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate, Trans. ASME, J. Appl. Mech., Vol.24 (1957), pp.361-364.
- 107) I. N. Sneddon: The Distribution of Stress in the Neighbourhood of a Crack in an Elastic Solid, Proc. Roy. Soc. London, A-187 (1946), pp.229-260.
- 108) Y. Shim, Z. Feng, S. Lee, D. Kim, J. Jaeger and J. C. Papritan: Determination of residual stresses in thick-section weldments, Welding Journal, Vol.71, No.9 (1992), pp.305s-312s.
- 109) L. E. Lindgren, H. Runnemalm and M. O. Näsström: Simulation of multipass welding of a thick plate, International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol.44, No.9 (1999), pp.1301-1316.
- 110) J. Bauschinger: Uber die veränderung der elasticitatagrenze und dea elasticitatomodulus verschiadener metalle, Zivilingenieur, Vol.27 (1881), pp.289-348.
- 111) W. Prager: A new method of analyzing stresses and strains in work-hardening, J. Appl. Mech. Trans. ASME, Vol.23 (1956), pp.493-496.
- 112) H. Ziegler: A modification of Prager's hardening rule, Quart. Appl. Math. Vol.17 (1959), pp.55-65.
- 113) R. H. Leggatt, D. J. Smith, S. D. Smith and F. Faure: Development and experimental validation of the Deep Hole method for residual stress measurement, Journal of Strain Analysis for Engineering Design, Vol.31, No.3 (1996), pp.177-186.
- 114) A. H. Mahmoudi, S. Hossain, C. E. Truman, D. J. Smith and M. J. Pavier: A New Procedure to Measure Near Yield Residual Stresses Using the Deep Hole Drilling Technique, Experimental Mechanics, Vol.49 (2009), pp.595-604.
- 115) K. Nakacho, T. Ohta, N. Ogawa, S. Yoda, M. Sogabe and K. Ogawa: Measurement of Welding Residual Stresses by Inherent Strain Method - New Theory for Axial-symmetry and Application for Pipe Joint -, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, Vol.27, No.1 (2009), pp.104-113.
- 116) 松川 欽一: スポット溶接におけるシミュレーション技術, 溶接学会誌, Vol.50, No.5

- (2001), pp.596-609.
- 117) N. Ma and H. Murakawa: Numerical and Experimental Study on Nugget Formation in Resistance Spot Welding for High Strength Steel Sheets in Automobile Bodies, Transactions of JWRI, Vol.38, No.2 (2009), pp.19-24.
- 118) 上田 幸雄, 村川 英一, 麻 寧緒: 技術者のための溶接変形と残留応力 攻略マニュアル, 産報出版, 初版, 第1刷 (2007), ISBN 978-4-88318-033-2.
- 119) H. Murakawa, F. Kimura and Y. Ueda: Weldability analysis of spot welding on aluminum using FEM, Transactions of JWRI, Vol.24, No.1 (1995), pp.101-111.
- 120) J. Zhang and H. Murakawa: FEM Simulation of Spot Welding Process (Report I) : Effect of Initial Gap on Nugget Formation (Mechanics, Strength & Structure Design), Transactions of JWRI, Vol.27, No.1 (1998), pp.73-79.
- 121) H. Murakawa J. Zhang, H. Minami: FEM Simulation of Spot Welding Process (Report III) : Controlling of Welding Current Using Electrode Displacement for Formation of Large Enough Nugget without Expulsion (Mechanics, Strength & Structure Design), Transactions of JWRI, Vol.28, No.1 (1999), pp.41-46.
- 122) Z. Hou, I. S. Kim, Y. Wang, C. Li and C. Chen: Finite element analysis for the mechanical features of resistance spot welding process, Journal of Materials Processing Technology, Vol.185 (2007), pp.160-165.
- 123) 伊與田 宗慶, 三上 欣希, 橋下 匡史, 谷口 公一, 池田 倫正, 望月 正人: 980MPa 級高張力鋼抵抗スポット溶接部におけるナゲット径寸法および残留応力の数値シミュレーション, 溶接学会論文集, Vol.29, No.2 (2011), pp.86-95.
- 124) M. Shibahara, H. Serizawa and H. Murakawa: Finite Element Method for Hot Cracking Using Interface Element (3rd report) Development of Static-Dynamic Hybrid Method, Journal of the Kansai Society of Naval Architects, Vol.235 (2001), pp.161-169.
- 125) N. Ma, H. Murakawa: Numerical and experimental study on nugget formation in resistance spot welding for three pieces of high strength steel sheets, Journal of Materials Processing Technology, 210 (2010), pp.2045-2052.
- 126) 原子力環境整備促進・資金管理センター: 平成 19 年度 地層処分技術調査委託費 高レベル放射性廃棄物処分関連 処分システム工学要素技術高度化開発報告書(第2分冊) 人工バリア品質評価技術の開発, (2007).
- 127) 原子力環境整備促進・資金管理センター: 平成 20 年度 地層処分技術調査委託費 高レベル放射性廃棄物処分関連 処分システム工学要素技術高度化開発報告書(第2分冊) 人

- 工バリア品質評価技術の開発, (2008).
- 128) 柄谷 和輝, 奥田 洋司, 矢川 元基, アーノルド クレッシェル, クラウス スチューベ
ン: 大規模有限要素解析における AMG ソルバーの性能評価, Transactions of JSCES,
Vol.2001 (2001), p.20010022.
- 129) 荒川 忠一: 数値流体工学, 東京大学出版会 (1994), 第 9 章.
- 130) K. Stüben: Algebraic Multigrid (AMG): An Introduction with Applications, GMD-Report,
Vol.70 (1999), pp.1-127.
- 131) T. Füllenbach and K. Stüben: Algebraic multigrid for selected PDE systems, Proceedings of the
4th European Conference, Elliptic and Parabolic Problems (2002), pp.399-410.
- 132) M. Brezina, R. Falgout, S. Maclachlan, T. Manteuffel, S. McComick and J. Ruge: Adaptive
algebraic multigrid, SIAM Journal on Scientific Computing, Vol.27, No.4 (2006),
pp.1261-1286.
- 133) A. Brandt, S. McComick and J. Ruge: Algebraic multigrid (AMG) for sparse matrix equations,
Sparsity and its Applications, Cambridge University Press (1984), pp.257-284.
- 134) A. Brandt: Algebraic multigrid theory: The symmetric case, Applied Mathematics and
Computation, Vol.19 (1986), pp.23-56.
- 135) P. Vaněk, J. Mandel and M. Brezina: Algebraic Multigrid by Smoothed Aggregation for Second
and Fourth Order Elliptic Problems, Computing, Vol.56 (1996), pp.179-196.
- 136) M. W. Gee, J. J. Hu and R. S. Tuminaro: A new smoothed aggregation multigrid method for
anisotropic problems, Numerical Linear Algebra with Applications, Vol.16 (2009), pp.19-37.

本研究に関連した発表論文

- 1) K. Ikushima, M. Shibahara, S. Itoh, K. Masaoka: Development of High Speed Welding Analysis for Large Scale Structures Based on the Explicit FEM, Mathematical Modeling of Weld Phenomena 9 (2011), pp.941-954.
- 2) 柴原 正和, 生島 一樹, 伊藤 真介, 正岡 孝治: 動的陽解法 FEM を基にした大規模構造物のための溶接過渡変形・応力解析手法の提案, 溶接学会論文集, Vol.29, No.1 (2011), pp.1-9.
- 3) K. Ikushima, S. Itoh, M. Shibahara: Fast Computational Scheme for Large-scale Transient Problem in Welding Mechanics Using Idealized Explicit FEM, The Proceedings of 21st ISOPE, Vol.4 (2011), pp.166-173.
- 4) K. Ikushima, S. Itoh, M. Shibahara: Large-scale Computation for Welding Mechanics Using Idealized Explicit FEM Accelerated by a GPU, The Proceedings of 22nd ISOPE, Vol.4 (2012), pp.224-237.
- 5) K. Ikushima, T. Okada, S. Itoh, M. Shibahara: Heat Conduction Analysis of Welding Moving Heat Source Problem Using Idealized Explicit FEM, The Proceedings of 22nd ISOPE, Vol.4 (2012), pp.224-237.
- 6) K. Ikushima, S. Itoh, M. Shibahara: Development of Ultra Large Scale Computation for Transient Welding Deformation and Stress Using Idealized Explicit FEM Accelerated by GPU, Proceedings of the ASME 2012 Pressure Vessels & Piping Conference, Vol.1 (2012),

- pp.657-665.
- 7) M. Shibahara, S. Itoh, T. Okada, K. Ikushima, S. Nishikawa: Prediction of Residual Stress in Multi-pass Welded Joint Using Idealized Explicit FEM, Proceedings of the ASME 2012 Pressure Vessels & Piping Conference, Vol.1 (2012), pp.667-686.
 - 8) 生島 一樹, 伊藤 真介, 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, Vol.31, No.1 (2013), pp.23-32.
 - 9) K. Ikushima, S. Itoh, M. Shibahara: Numerical Analysis of Welding Deformation for Large-Scale Structure, 溶接学会論文集, Vol.31, No.4 (2013), pp.138-142.
 - 10) K. Ikushima, S. Itoh, M. Shibahara: Heat Conduction Analysis of Welding Using Idealized Explicit FEM, 溶接学会論文集, Vol.31, No.4 (2013), pp.153-157.
 - 11) K. Ikushima, A. Kawahara, M. Shibahara: Development of high-speed analytical method for welding mechanics using Idealized Explicit FEM accelerated by a GPU, Proceedings of the 1st International Symposium on Joining and Welding, (2013), pp.523-530.
 - 12) M. Shibahara, A. Takeuchi, T. Okada, S. Itoh, S. Nishikawa, K. Ikushima: Study on residual stress in multi-pass welded joint using Idealized Explicit FEM, Proceedings of the 1st International Symposium on Joining and Welding (2013), pp.537-545.
 - 13) K. Ikushima, S. Itoh, M. Shibahara: Development of Idealized Explicit FEM Using GPU Parallelization and its Application to the Large-scale Welding Problem, Science and Technology of Welding and Joining, (投稿済み).
 - 14) K. Ikushima, S. Itoh, M. Shibahara: Development of Idealized Explicit FEM Using GPU Parallelization and Its Application to Large-scale Analysis of Residual Stress of Multi-pass Welded Pipe Joint, Welding in the World, (投稿済み).
 - 15) 生島 一樹, 柴原 正和, 伊藤 真介, 高倉 大典, 津乗 充良: 反復サブストラクチャー法を導入した理想化陽解法 FEM による大規模溶接変形残留応力解析, 溶接学会論文集, (投稿予定).
 - 16) 生島 一樹, 岡田 崇志, 伊藤 真介, 西川 聡, 柴原 正和: 理想化陽解法 FEM による円筒多層溶接継手の 3次元移動熱源残留応力解析, 溶接学会論文集, (投稿予定).
 - 17) 生島 一樹, 千葉 晃司, 柴原 正和: 理想化陽解法 FEM を用いたスポット溶接の 3次元連成シミュレーション手法の開発, 溶接学会論文集, (投稿予定).