

理想化陽解法 FEM を用いた異材円筒継手の残留応力解析

大阪府立大学 柴原 正和 生島 一樹
発電設備技術検査協会 ○伊藤 真介
西川 聡

Analysis of Residual Stress of Multi-pass Welded Dissimilar Pipe Using Idealized Explicit FEM

by Masakazu SHIBAHARA, Kazuki IKUISHIMA, Shinsuke ITOH
and Satoshi NISHIKAWA

1. 緒言

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溶接部は、異材の多層溶接を含む非常に複雑な工程を経て製造される。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、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¹⁾。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²⁾。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、異材円筒継手における全パスの移動熱源に伴う温度分布を忠実に再現した上で、等方硬化則、バウシinger 効果を考慮可能な加工硬化モデルである移動硬化則、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についての評価を行う。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³⁾が、異材円筒継手の全パス多層溶接時の残留応力分布について移動熱源を用いて忠実に再現した事例は少ない。

一方、大規模な溶接残留応力問題の解析を実現するために、著者らの研究グループでは理想化陽解法 FEM⁴⁾と呼ばれる解析手法を開発してきた。理想化陽解法 FEM は動的陽解法 FEM⁵⁾を基に溶接過渡/残留応力問題に対して計算効率を高めた手法であり、従来手法とほぼ同等の解析精度を有し、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。さらに、理想化陽解法 FEM に対して GPU(Graphics Processing Unit)と呼ばれる画像処理用のプロセッサを用いた並列化手法を導入することにより大規模問題のさらなる高速解析を実現した。この大規模解析手法を用いることで、従来手法では解析が困難であった、多層溶接問題をはじめとする大規模な問題を解析可能であることが報告されている⁶⁾。

そこで、本研究では、異材円筒継手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ことにより、加工硬化モデルおよびグルーピングの残留応力に対する影響について議論する。まず、加工硬化モデルの影響について検討するために、11 層 33 パスの片側 V 開先異材円筒継手の解析を実施し、加工硬化モデルによる残留応力の違いについて議論する。続いて、23 層 108 パスの X 開先溶接の解析を行い、グルーピングの影響について議論する。

2. 理想化陽解法 FEM の概略

理想化陽解法 FEM は動的陽解法 FEM を基に構造解析の高速・省メモリ化を実現する解析手法である。こ

ここでは、その解析理論の概略について説明する。

理想化陽解法 FEM においては、以下の①②③の手順に従い解析を進める。

- ① 溶接過渡状態において、荷重増分、すなわち温度増分を負荷し、その状態を保持する。
- ② 動的陽解法 FEM の基礎式(1)に基づき静的平衡状態に達するまで、変位を計算する。
- ③ 静的平衡状態が得られた場合には、次の荷重ステップの計算に移るために、手順①に戻る。

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

ただし、 $[M]$ 、 $[C]$ 、 $[B]$ 、 $\{\sigma\}$ 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 は要素の体積を示す。

ここで、質量マトリックス $[M]$ および、減衰マトリックス $[C]$ を節点集中型の対角マトリックスとすることで、式(1)のマトリックス演算は、もはや連立方程式ではなくなり、省メモリに解析を行うことが可能となる。また、②および③の静的平衡状態を得る過程においては、文献⁴⁾に示される質量マトリックス $[M]$ および減衰マトリックス $[C]$ を用いることで、静的平衡状態を得るまでに要する時間ステップ数を削減する。

以上の手法を用いることで、理想化陽解法 FEM は大幅な計算時間の短縮および、メモリ消費量の削減を実現している。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おり、Graphics Processing Unit (GPU)を用いた並列化を適用することでさらに計算効率を高めることが可能である。

3. 片側 V 開先円筒多層溶接継手の 3 次元残留応力解析

3. 1 解析モデルおよび解析条件

本章では Fig. 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. 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。本解析では、母材に SUS304、溶接金属に Y308L を用い、溶接条件は Table 1 に示す TIG 溶接とし、すべて同一方向の周方向溶接である。なお、本解析ではアニール温度を 900 °C とした。すなわち、要素の温度がこの温度以上になると、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

Table 1 Welding condition of V groove model.

Layer	Pass	Current (A)	Voltage (V)	Speed (cm/min)
1	1	130	10.0	12.0
2	2~3	135	9.7	10.0
3	4~5	170	10.0	9.0
4	6~8	170	10.0	9.0
5	9~11	170	10.0	9.0
6	12~14	170	10.0	9.0
7	15~18	170	10.0	9.0
8	19~22	170 </td <td>10.0</td> <td>9.0</td>	10.0	9.0
9	23~26	170	10.0	9.0
10	27~29	170	10.0	9.0
11	30~33	170	10.0	9.0

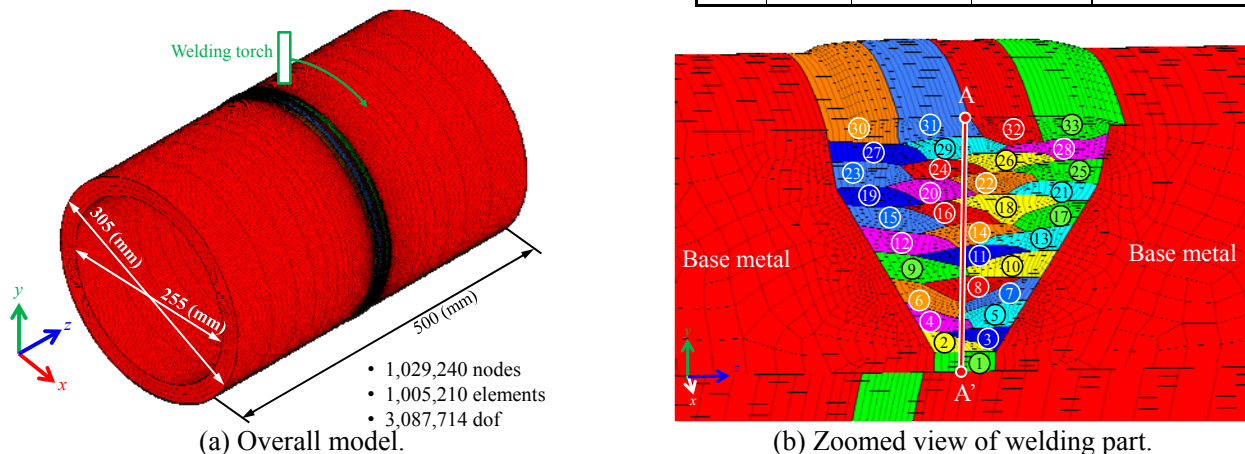


Fig. 1 Analysis model of V groove multi-pass welding.

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。

3. 1 解析結果

Fig. 2 に 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. 2 においては実験結果と比較するために溶接開始位置から溶接方向に 90 度の断面における残留応力分布を比較した。Fig. 2 (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果を示す。Fig. 5 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大きな引張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

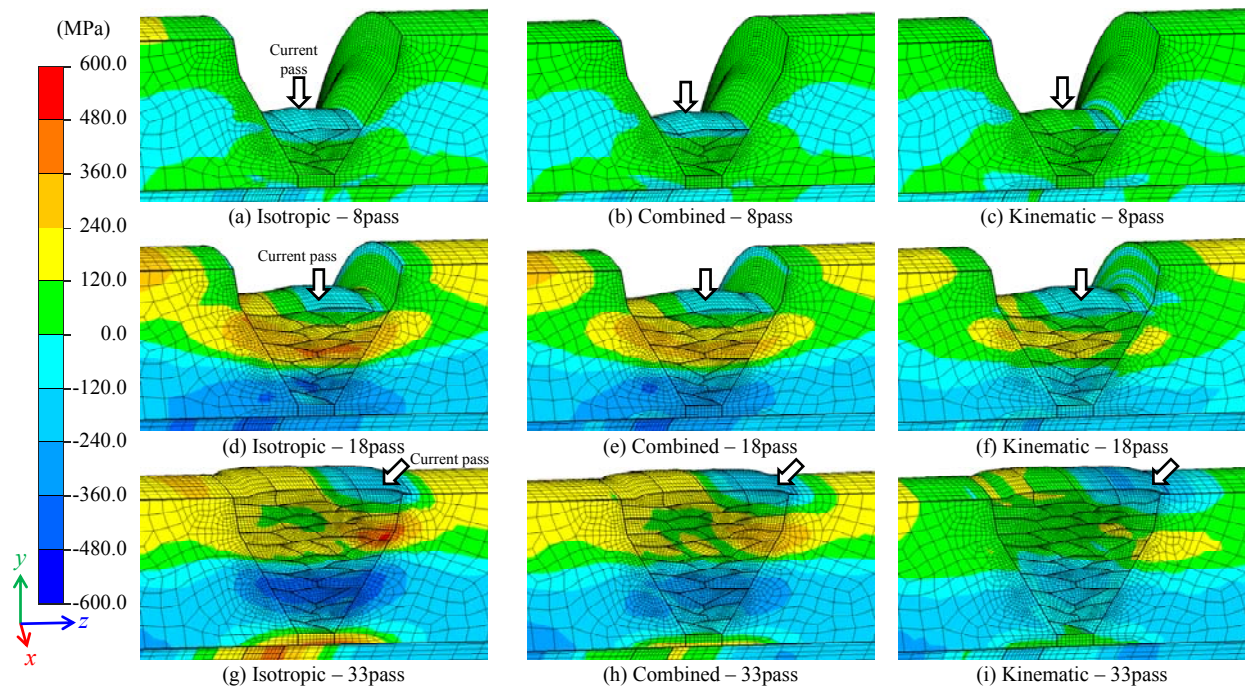


Fig. 2 Distribution of residual stress in axial direction σ_z on the cross section at 90° from the start point of welding.

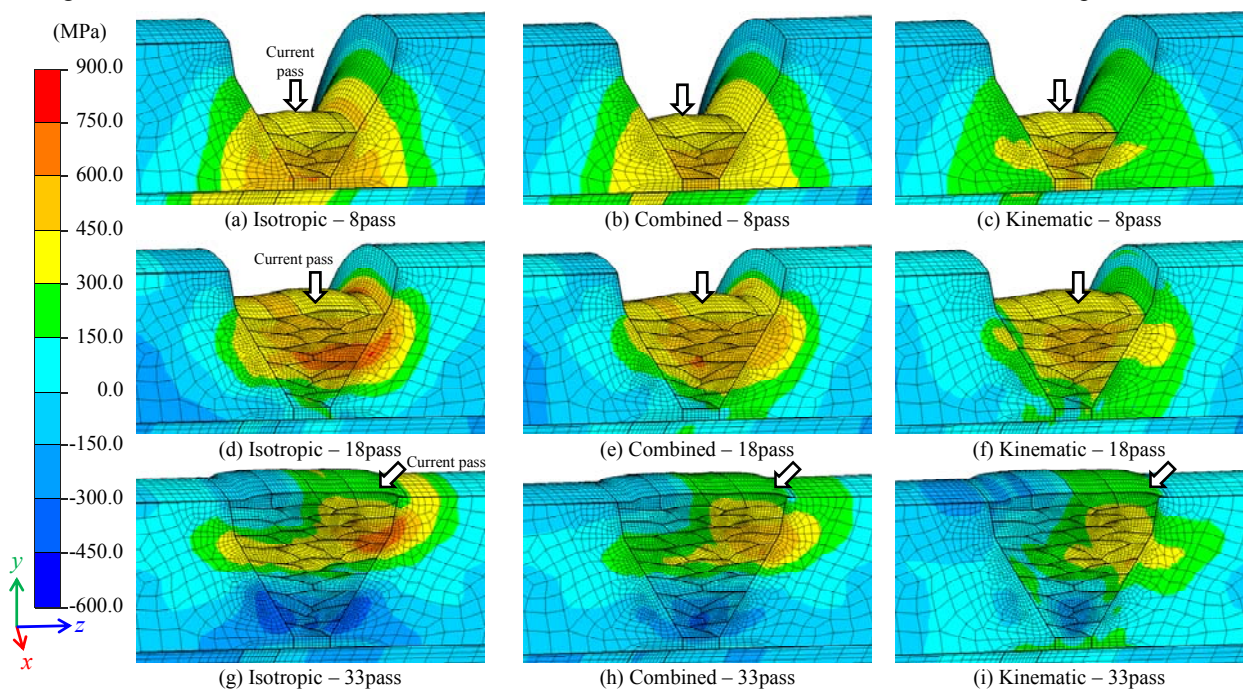


Fig. 3 Distribution of residual stress in hoop direction σ_θ on the cross section at 90° from the start point of welding.

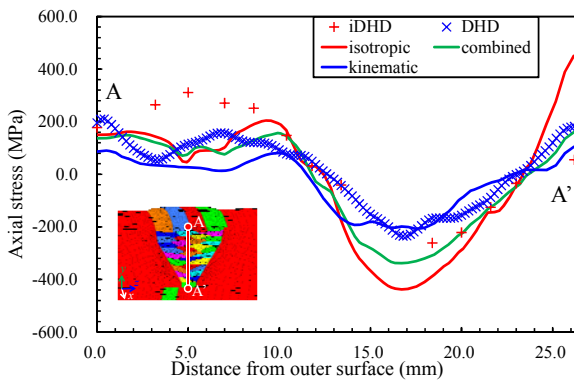


Fig. 4 Comparison of distribution of residual stress in axial direction σ_z on cross section at 90° from start point of welding.

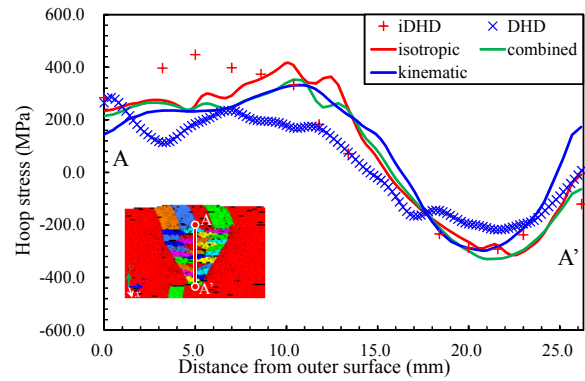


Fig. 5 Comparison of distribution of residual stress in hoop direction σ_θ on cross section at 90° from start point of welding.

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. 3 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、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、等方硬化の順に大きくなっていることが確認できる。

Fig. 4 に、Fig. 2 (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 (Deep Hole Drilling) 法⁷⁾および iDHD 法⁸⁾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. 4 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、その点以外については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。

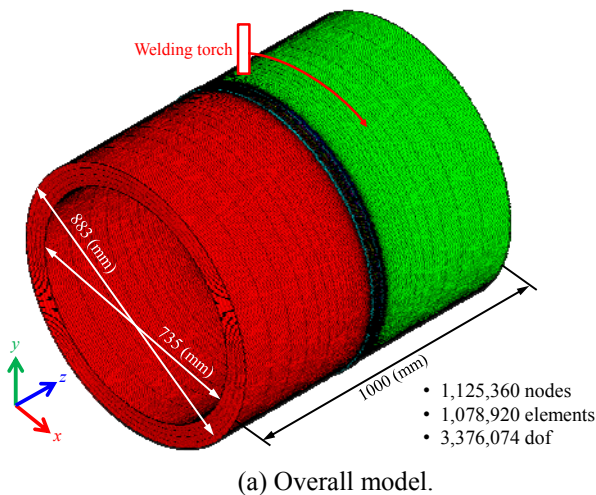
Fig. 5 に、Fig. 4 と同様に各硬化則を用いた場合の周方向の残留応力分布と実験結果の比較を示す。同図より、周方向の残留応力分布においては、いずれの硬化則を用いた場合でも応力の傾向、値ともに実験値と比較的良く一致していることがわかる。

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現実的な計算時間で予測可能であることを示した。

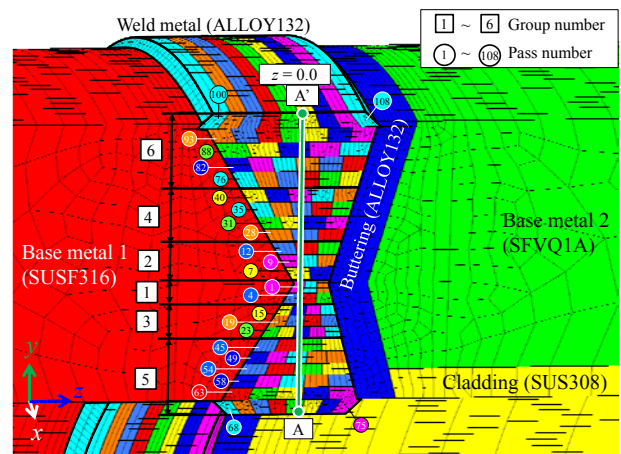
4. X 開先円筒多層溶接継手の 3 次元残留応力解析

4. 1 解析モデルおよび解析条件

本章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. 6 (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 を用いている。解析に際しては、グルーブ番号 1 から 6 までの各グルーブをグルーブ番号順に溶接し、グルーブ内の各層を円筒内面から外面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。Fig. 7 は実験後の断面マクロ試験の結果を示している。グルーピングモデルにおいてはグルーブ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. 8 に示すよ



(a) Overall model.



(b) Zoomed view of welding part.

Fig. 6 Analysis model of X groove multi-pass welding.



Fig. 7 Cross section of weld joint.

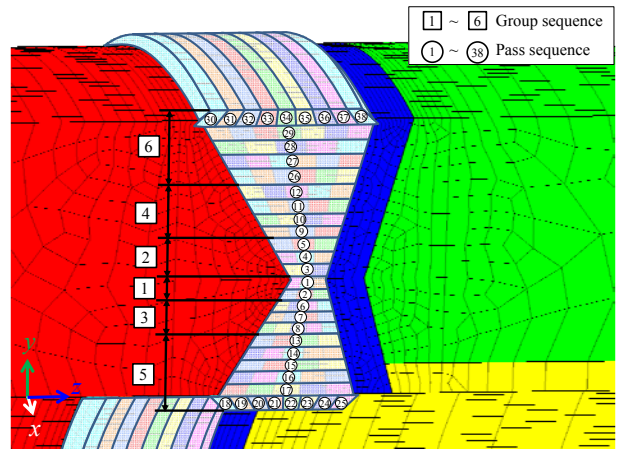


Fig. 8 Welding pass sequence of grouping model.

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 2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ものと同一GPUにGeForce GTX 680を一基搭載したものである。

なお、前章の複合硬化則用いたケースにおいて実験結果と良い一致が見られたことから、本解析においては、加工硬化則に複合硬化則を使用した。また、アニール温度を850度とした。

4. 2 全パス溶接モデルとグルーピングモデルの残留応力分布の比較

Fig. 9に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。Fig. 9においては、実験結果と比較するために溶接開始位置から180度の位置の断

Table 2 Welding condition of X groove model.

Group	Layer	Pass	Current (A)	Voltage (V)	Speed (cm/min)
1	1	1~3	120.0	27.0	19.0
	2	4~6	120.0	27.0	19.0
	3	7~8	120.0	27.0	19.0
2	4	9~11	120.0	27.0	19.0
	5	12~14	120.0	27.0	19.0
3	6	15~18	120.0	27.0	19.0
	7	19~22	120.0	27.0	19.0
4	8	23~27	120.0	27.0	19.0
	9	28~30	120.0	27.0	19.0
	10	31~34	120.0	27.0	19.0
	11	35~39	120.0	27.0	19.0
	12	40~44	120.0	27.0	19.0
5	13	45~48	130.0	27.0	19.0
	14	49~53	125.0	27.0	19.0
	15	54~57	125.0	27.0	19.0
	16	58~62	130.0	27.0	19.0
	17	63~67	130.0	27.0	19.0
	18	68~75	120.0	27.0	19.0
6	19	76~81	125.0	27.0	19.0
	20	82~87	125.0	27.0	19.0
	21	88~92	125.0	27.0	19.0
	22	93~99	125.0	27.0	19.0
	23	100~108	120.0	27.0	19.0

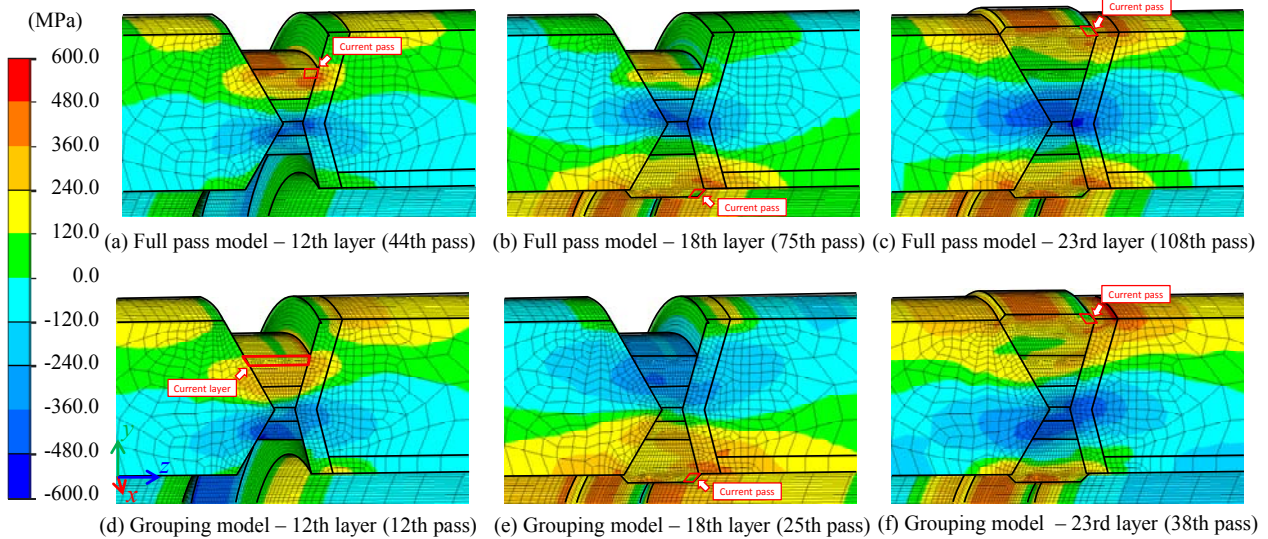


Fig. 9 Comparison of axial stress distribution between actual model and grouping model on the cross section at 180° from start point of welding.

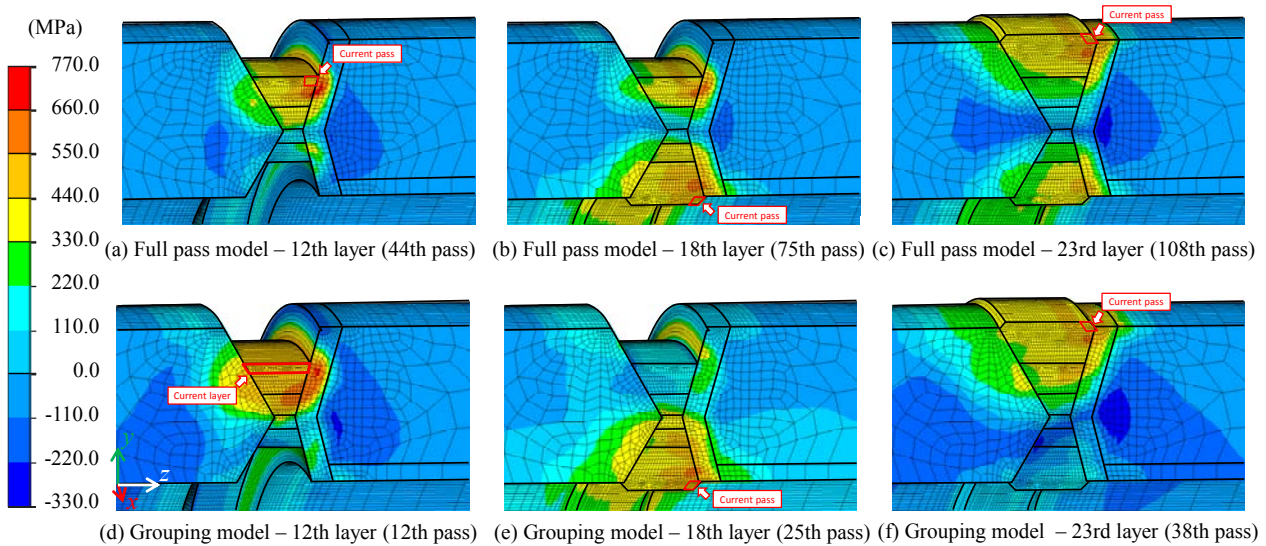


Fig. 10 Comparison of hoop stress distribution between actual model and grouping model on the cross section at 180° from start point of welding.

面における残留応力分布を比較した。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. 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, 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が引張, 外面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. 9と同様に σ_θ (周方向成分)の残留応力分布をFig. 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の応力を生じているが, 内面の溶接が完了した18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

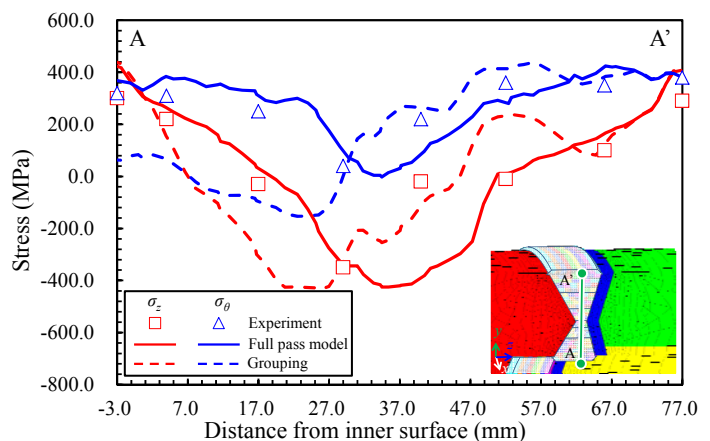


Fig. 11 Distribution of residual stress along line A-A'.

(b), 内面側と外面側に強い引張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)では内面側の引張の応力が小さくなっていることが分かる.

また, Fig. 11 に溶接開始位置から 180 度の断面における Fig. 6 (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 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 残留応力分布および σ_θ 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¹⁰⁾によるものである. Fig. 12 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.

4. 3 残留応力分布におよぼすグルーピングの影響

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. 12 に示す. これらの溶接は, それぞれのモデルにおける Fig. 6 (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⁹⁾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, 塑性変形を生じる温度はおよそ 150 °C となる. Fig. 12 (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. 13 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, トーチ通過時, 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, トーチ通過時, 完全冷却後の σ_θ (周方向成分)応力分布である. Fig. 13 (b), (e)より, Fig. 12 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

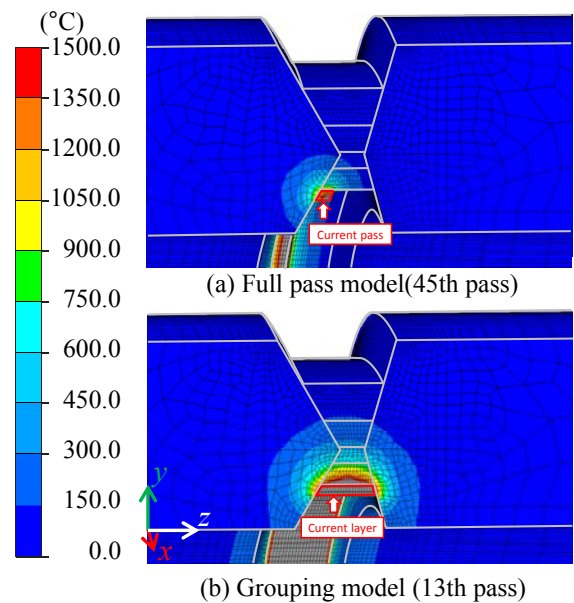


Fig. 12 Distribution of maximum temperature at 45th pass on full pass model and 13th pass on grouping model.

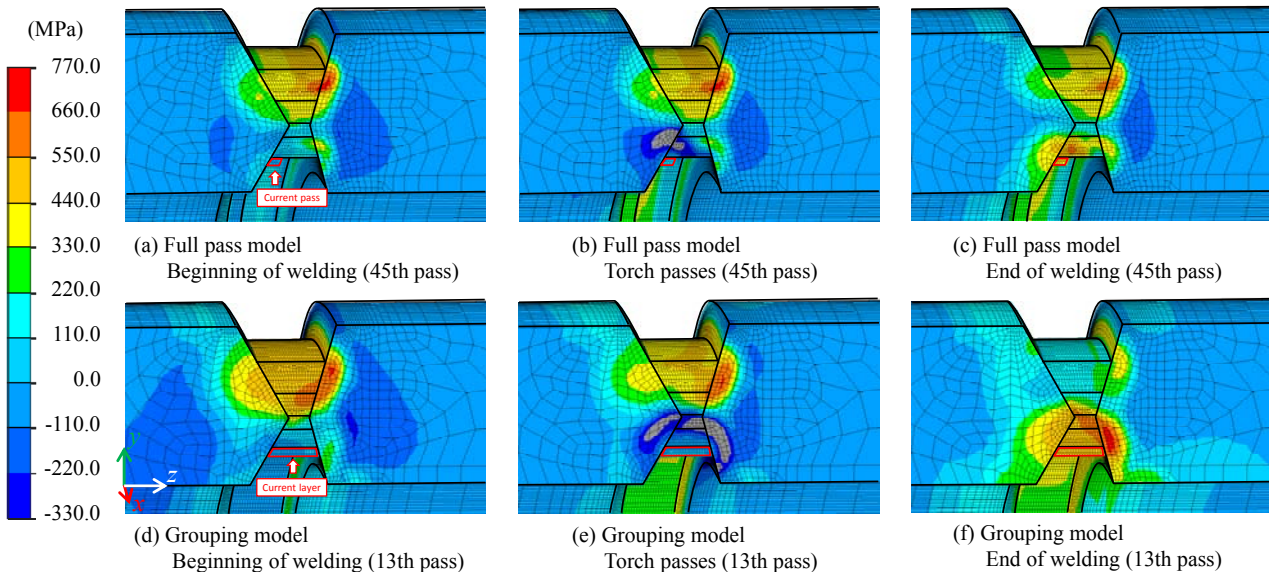


Fig. 13 Comparison of hoop stress distribution between full pass model and grouping model on the cross section at 180° from start point of welding at beginning of welding, torch passing and end of welding.

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. 13 (f)のように、完全冷却後に大きな領域に引張の応力が発生し、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。

以上、本章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グ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グ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. 結 言

本研究では、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、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 250 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。

参考文献

- 1) Y. Ueda and T. Yamakawa: Analysis of Thermal Elastic-Plastic Stress and Strain during Welding by Finite Element Method, Transaction of The Japan Welding Society, Vol.2-2(1971), pp.90-100.
- 2) I. Muroya, Y. Iwamoto, N. Ogawa, K. Hojo, K. Ogawa: Residual stress evaluation of dissimilar weld joint using reactor vessel outlet nozzle mock-up model (report-1), Proceedings of PVP2008 (2008), PVP2008-61829
- 3) J. J. Xu, P. Gilles, Y. G. Duan and C. Yu: Temperature and residual stress simulations of the NeT single-bead-on-plate specimen using SYSWELD, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol.99 (2012), pp.51-60.
- 4) M. Shibahara, K. Ikushima, S. Itoh, K. Masaoka: Computational Method for Transient Welding Deformation and Stress for Large Scale Structure Based on Dynamic Explicit FEM, Journal of The Japan Welding Society, Vol.29, No.1(2011), pp.1-9.
- 5) Peter Wriggers: Nonlinear Finite Element Methods, Springer (2008).
- 6) K. Ikushima, S. Itoh and M. Shibahara: Development of Parallelized Idealized Explicit FEM Using GPU, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, Vol.31, No.1 (2013), pp.23-32.
- 7) 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.
- 8) 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.
- 9) 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.
- 10) 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.