

ビードオンプレート溶接で生じる残留応力・溶接変形の高精度数値解析手法に関する研究

正員 寺 崎 俊 夫* 山 川 大 祐**
藤 内 俊 平**

Study on Accurate Numerical Analysis of Welding Residual Stress and Welding Deformation Generated in Bead-On-Plate

by Member, Toshio Terasaki Daisuke Yamakawa
Shunpei Tounai

Summary

This paper deals with precautions needed for an accurate numerical analysis of welding residual stress and deformation. By comparison of numerical results with experimental data, the precautions of the thermal-elastio-plastic FEM are investigated. The bead-on-plate welding was selected as the first object of study, because the boundary conditions does not change with the moving of heat source. The obtained precautions are as follows: The element division is determined by the size on the welding direction of mechanical melting point and the size of inherent area calculated by the fix-bar model. The yield strength in the area of inherent strain and the coefficient of linear expansion in the vicinity of mechanical melting point are needed.

1. 緒 言

溶接により発生する残留応力と溶接変形は溶接構造物の脆性破壊強度、疲労強度、座屈強度および腐食強度に多大な影響を与えるため、昔から多くの研究報告がなされている¹⁾³⁾。残留応力・変形を数値解析する手法として熱弾塑性有限要素法 (FEM) が一般に用いられ、種々の知見が報告されている⁴⁾⁵⁾。しかし、数値解析値と実験値の比較は熱サイクルと残留応力がほとんどであり、固有ひずみや変形を同時に検討された報告はないようである。この原因として、従来の研究では研究者自らによるソフト開発が必要であり、数値解析と実験の両方を同時に研究する環境がととなわなかったことが考えられる。著者の一人⁶⁾も残留応力の数値解析予測に成功したが、変形や残留応力の発生原因である固有ひずみの予測に失敗したため、2次元有限要素法の数値解析ソフトの開発を断念し、実験のみを行った。しかし、最近では市販の数値解析ソフトが発達し、多くの研究者がソフトを利用して、残留応力・変形の数値解析が行えるようになり、力

学を専門にしていない研究者でも容易に残留応力・変形を計算できるようになった。弊害として、実験値と比較検討がなされていない数値解析手法で数値解析値が報告されている。特に、溶接現象は熔融温度から室温まで温度変化が大きく、材料定数や境界条件の取り扱いなど検討しなければならない項目が多くあるため、注意しなければならない項目を明確にする必要がある。

以上の問題点を明確にするために、本報告ではビードオンプレート溶接を取り上げ、実験値と数値解析値を比較検討しながら、高精度な数値解析手法を確立する上での注意点である

①要素分割の方法

②材料定数の温度依存性

を検討した。

なお、数値解析には市販ソフトABAQUSを使用した。

2. 実 験

ビードオンプレート溶接 (以後、ビード溶接 (BOP) と呼ぶ) において生じる残留応力や溶接変形の発生原因である固有ひずみ、縦収縮や横収縮に関する実験方法などの詳細は既に報告しているので、ここでは数値計算値と比較する実験値の要点のみを記述する⁷⁾¹⁰⁾。実験はYAGレーザを使用して板厚方向に熱源ができるだけ一様に与えられるようにし、板厚裏面まで熔融する条件で行った。実験材料として自動車用鋼板 (SPHC) である

* 九州工業大学工学部物質工学科

** 九州工業大学工学研究科学生

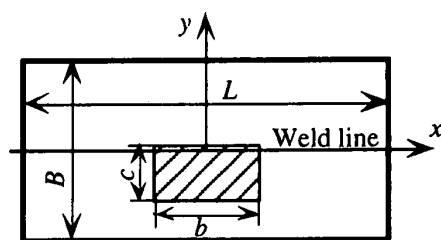


Fig. 1 Specimen

板厚 h が 4.35mm の軟鋼を使用した。応力除去焼鈍後の鋼材の降伏応力 σ_y は 24℃ (室温), 100℃ および 200℃ でそれぞれ 257MPa, 222MPa, 216MPa であった。試験片の寸法は Fig. 1 に示すように板幅 B が 100mm, 板長さ L が 300mm, 600mm で, 板幅中央を溶接 (x 軸とする) した。固有ひずみの測定は溶接後の試験片の溶接長中央部から溶接線を含んだ幅 c が約 30mm, 長さ b が幅の 2 倍以上である約 60mm の試験片 (Fig. 1 の斜線部) を切り出して行った⁹⁾。縦収縮の測定にはレーザ寸法測定器を用い, 溶接前後の試験片の長さを測定し, その差より縦収縮を求めた¹⁰⁾。横収縮の測定には試験片に直接コンタクトボールを打ち込み, 溶接前後の 2 点間の距離の差を 1/1000mm まで測定できる pfender 計を使用して測定した¹¹⁾。横収縮の発生原因は Fig. 1 に示す y 方向の固有ひずみ g_y であるから, コンタクトボールは試験片の固有ひずみ発生領域外に打ち込んで測定した⁹⁾。残留応力は溶接後の試験片にひずみゲージを貼付け, 小さく切断したときのひずみから応力を算出する応力弛緩法を用いて測定した。

3. 有限要素法 (FEM) 解析における注意点

残留応力, 変形の発生原因は固有ひずみである¹²⁾。固有ひずみ g の定義は溶接前後の見かけのひずみ ε から弾性ひずみ ε_e を引いた値であるが, 残留応力のみを対象とした場合には残留応力と結びついた固有ひずみ (有効固有ひずみと呼ばれている) として定義される場合が多い。固有ひずみと有効固有ひずみの相違を溶接線に直角方向 (Fig. 1 の y 方向) の固有ひずみ g_y により生じる横収縮 S を例にして説明する。一層一パスの突合せ溶接で生じる固有ひずみ g_y は第一近似では x 方向に一定であるから, 弾性ひずみ ε_{ey} は零となり有効固有ひずみは零となる。一方, 横収縮を作っている見かけのひずみ ε_y は零でないから, 固有ひずみ g_y は見かけのひずみに等しくなる。従って, 有効固有ひずみは零であるが, 固有ひずみは零でない。

以上より, 数値計算の精度を検討する場合には, 有効固有ひずみに結びついた残留応力以外に, 固有ひずみに結びついた溶接変形との比較が重要となる。従って, 実

験値として測定できる残留応力, 溶接変形 (固有ひずみの積分値), 有効固有ひずみと数値計算値との比較を以下の項で検討する。なお, 固有ひずみを実験で求めることは難しく, 有効固有ひずみのみ実験で求めることに成功している⁹⁾。そこで, 以後, 有効固有ひずみを単に固有ひずみと呼ぶ。

3. 1 熱源形態

溶接熱源を移動線熱源で取り扱くと温度上昇過程で熱源近傍の温度は無限大まで急激に変化するため, 温度上昇過程での熱弾塑性解析に多くの時間増分過程が存在し, 数値計算時間が非常に長くなる。一方, 力学問題では, 降伏応力が非常に小さくなる力学的溶融温度 θ_M 以上では力学に関する材料定数の温度変化は小さい。そこで, 温度上昇過程での温度変化を滑らかにするために溶接熱源を熱源移動方向にガウス分布, 熱源直角方向には一様な熱量を投与した形で近似して熱伝導の FEM 解析を行う。すなわち, ガウス熱源を $q_0 \exp(-3x^2/a^2)$ ($J/mm^3 \cdot s$) と仮定し, この熱源が幅 B_w (mm), 板厚 h (mm) に均等に投与されるとする。1秒間に投与される上記のガウス熱源による全熱量 q_{total} (J/s) は溶接により与えられる単位時間当たりの熱量 $q_{weld} = \eta IV$ (J/s) (I : 溶接電流, V : アーク電圧, η : 熱効率) に等しい。従って, 次式が得られる。

$$q_{weld} = B_w h \int_{-\infty}^{\infty} q_0 \exp(-3x^2/a^2) dx = B_w h q_0 a \sqrt{\pi/3}$$

x 方向の熱の広がりを示す a を力学的溶融温度に結びつけた幅 B_w とし, 数値計算に必要な定数を決めた。

$$a = B_w, \quad q_0 = \eta IV / (B_w h a \sqrt{\pi/3}) \quad \text{----- (1)}$$

3. 2 要素分割

(1) 固有ひずみ分布と要素分割

最初に固有ひずみ分布の実験値を推定できる適切な要素分割を検討する。溶接力学では力学的溶融温度 θ_M ⁹⁾ と固有ひずみ発生域を決める最高温度上昇 T_p が重要となる¹³⁾。鋼の力学的溶融温度は 830℃ で与えられ¹⁴⁾, 最高温度上昇 T_p は両端固定棒モデルで概ね取り扱えることから¹³⁾, ヤング率 E , 線膨張係数 α により

$$T_p = \sigma_y / E \alpha \quad \text{----- (2)}$$

で与えられる¹²⁾。

力学的溶融温度 θ_M に注目して, 移動線熱源による等温度曲線を考察する。溶接熱源とともに原点が移動する移動座標 (熱源進行方向を x 軸とする) から熱伝導を眺めると温度上昇は準定常状態となり, 次式で温度上昇 T が取り扱える¹²⁾。

$$T = \theta - \theta_0 = (Q_{net} / 2\pi\lambda h) \cdot \exp(-vx/2k) \cdot K_0(vr/2k)$$

ただし, Q_{net} : 真の溶接入熱, λ : 熱伝導率,

v : 溶接速度, k : 熱拡散率, θ_0 : 板の初期温度

K_0 : 第2種変形ベッセル関数, $r^2 = x^2 + y^2$

溶接熱源後方の溶接線上の温度を $\theta_{y=0}$ とすると, $\theta_{y=0}$ となる位置 $|x|_{y=0}$ ($= -x_{y=0}$) は次式となる。

$$|x|_{y=0} = -x_{y=0} = (\nu/4\pi\lambda c\rho) (Q_{net}/h)^2 \{1/(\theta_{y=0} - \theta_0)\}^2$$

ただし, c : 比熱, ρ : 密度

従って, 力学的溶融温度 θ_M 以上になる x 方向の寸法 l_M は上式において $\theta_{y=0} = \theta_M$ とした次式となる.

$$l_M = (\nu/4\pi\lambda c\rho) (Q_{net}/h)^2 \{1/(\theta_M - \theta_0)\}^2 \quad (3)$$

l_M は溶接線上の要素が力学的溶融温度以上となるための x 方向の要素分割寸法 l_x の一つの基準となる.

溶接線直角方向の温度上昇 T は一般に瞬間平面熱源式で与えられ, y 点と最高温度上昇 T_{max} の関係は次式で与えられる¹²⁾.

$$T_{max} = \theta_{max} - \theta_0 = (0.242Q_{net}/cph) \cdot 1/y$$

$$\therefore y = (0.242Q_{net}/cph) \cdot (1/T_{max}) \quad (4)$$

溶接線方向の固有ひずみ g_x の分布を両端固定棒モデルで求めると台形分布で近似でき, 温度上昇 T_p と $2T_p$ の温度上昇範囲で固有ひずみ値が零から降伏ひずみ値の負の値まで急激に変化する^{9), 12), 13)}. 従って, 最高温度上昇 T_{max} が T_p , $2T_p$ となる位置および最高温度が θ_M となる位置が重要となる. 計算対象である実験で使用した軟鋼では降伏応力が室温で 257MPa, ヤング率 $E = 210\text{GPa}$, 線膨張係数 $\alpha = 1.2 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ であるから, T_p は 102°C の値となる. そこで T_p , $2T_p$, θ_M を基本にして, 溶接線直角方向に最高温度上昇がそれぞれ 830, 550, 400, 300, 200, 150, 125, 100°C となる位置に節点を設け, 100°C 以下の温度上昇の位置では隣接節点の長さができるだけ 2 倍以下になるように節点を設けた.

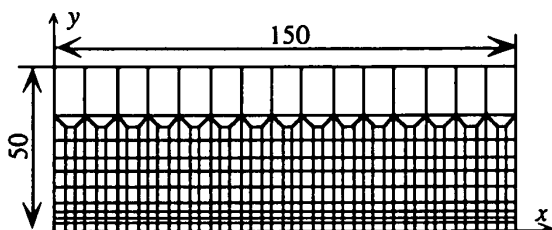


Fig.2 Element division used for analysis

有限要素法解析で使用した要素分割の一例を Fig.2 に示す. 溶接が板幅中央断面で行われることから, 溶接線に対して対称な部分のみ要素分割し, x 軸上は y 方向に拘束, 原点である左下端の節点のみ x , y 拘束とした. 数値解析で使用した要素は一次要素で, 熱伝導では DC2D4, 熱弾塑性では CPS4 を使用した.

溶接線上の 1 要素の平均温度上昇が移動線熱源の過程で完全に力学的溶融温度以上になる条件での要素分割と力学的溶融温度以下になる条件での要素分割で数値解析を行った. 溶接条件は溶接入熱 $Q_{net} = 95 \text{ J/mm}$, 溶接速度 $v = 3.3 \text{ mm/s}$ とし, 材料定数である比熱 $c = 0.473 \text{ (J/g} \cdot ^\circ\text{C)}$, 密度 $\rho = 0.0078 \text{ (g/mm}^3\text{)}$, 熱伝導率 $\lambda = 0.0369 \text{ (J/mm} \cdot ^\circ\text{C} \cdot \text{sec)}$ は一定とし, 温度依存性をもた

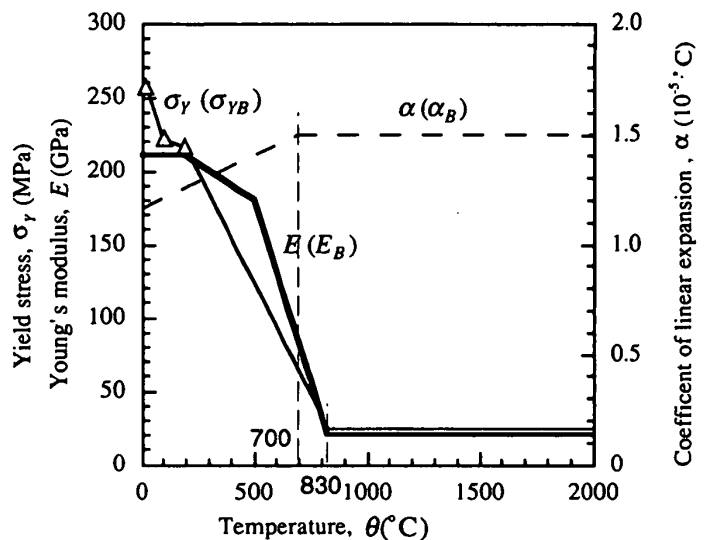


Fig.3 Temperature dependence of material properties

せなかった. 式(3)より l_M は 5mm となったため, 要素の 1 辺の長さを $l_x = 10\text{mm}$ と $l_x = 3.3\text{mm}$ として計算を行い, 計算結果の比較検討を行った. 解析に用いた材料定数 (線膨張係数 α , ヤング率 E , 降伏応力 σ_y) の温度依存性は種々の文献を参考にして Fig.3 とした (添え字 B は解析の基本としたことを意味する)^{14), 15)}.

Fig.4 に溶接線に沿った固有ひずみ g_x の分布を示す (要素の中心座標は $y = 1.0\text{mm}$ にあるので, 厳密には $y = 1.0\text{mm}$ 上である). 記号 ● 印が 1 要素の平均温度上昇が力学的溶融温度以上となる要素分割 ($l_x = 3.3\text{mm}$) で計算した結果であり, 記号 ○ 印が力学的溶融温度以上にならない要素分割 ($l_x = 10\text{mm}$) で計算した結果である. 要素分割が細かく, 力学的溶融温度の長さより要素長が小さい $l_x = 3.3\text{mm}$ 場合には, 固有ひずみ値は板長さ端部近傍を除いて, 溶接線に沿って降伏ひずみ (1224μ) のマイナス値に近い値になっている. 粗い要素の $l_x = 10\text{mm}$ の場合には, 板長さ端部以外でも固有ひずみが振動して

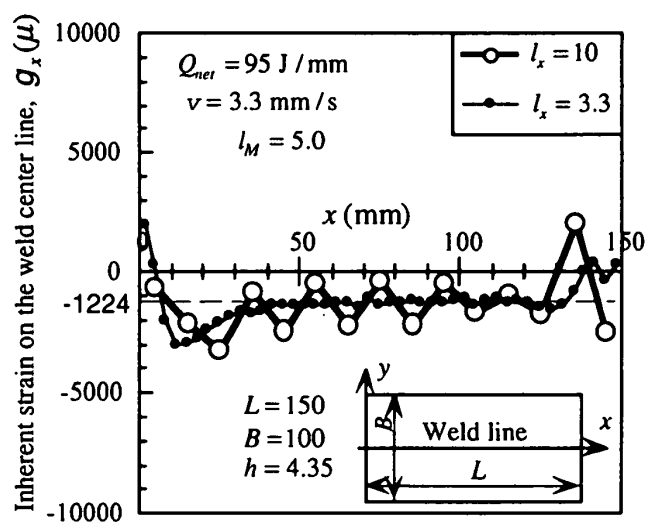


Fig.4 Distribution of inherent strain g_x in the vicinity of weld center line

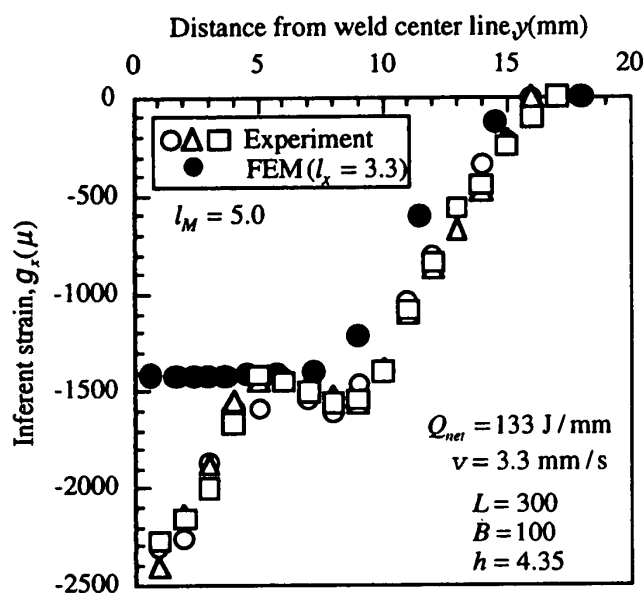


Fig.5 Comparison of numerical results with experimental data of inherent strain

おり、定常状態になっていない。以上より、溶接線方向の要素長 l_x は力学的溶融温度の寸法 l_M より小さくする必要はある。

次に、板長さ中央部分での断面上の固有ひずみ g_x の実験値とFEMによる数値解析値との比較をFig.5に示す。図中の○、△、□印は3回の実験値であり、●印はFEMの計算結果である。実験値 g_x はFig.1の図中に示す矩形の斜線領域寸法 b の平均値であるので、FEMの結果も実験で使用了試験片寸法と同じ寸法に発生している固有ひずみ値の平均値をプロットしている。数値解析値と実験値の相違は溶接線近傍において大きい。これは、溶接線近傍においては溶接熱サイクルによる焼入れ硬化による降

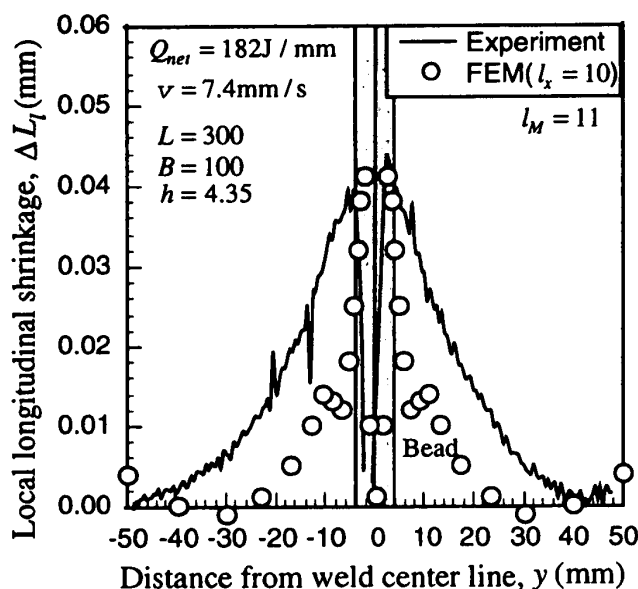


Fig.6 Comparison of numerical results with experimental data of local longitudinal shrinkage

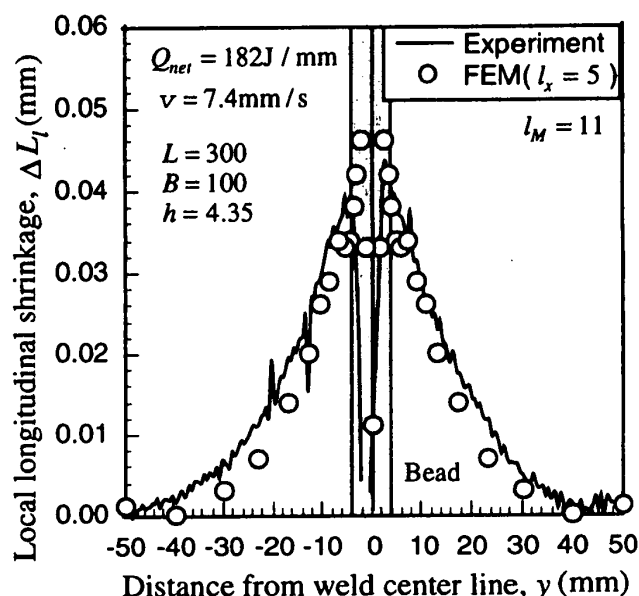


Fig.7 Comparison of numerical results with experimental data of local longitudinal shrinkage

伏応力 σ_y の上昇により、降伏ひずみ ε_y の絶対値が増加したためである⁹⁾。FEMでは硬さ変化による降伏応力の変化を考慮に入れて計算していない。Fig.5より降伏ひずみの一定値、降伏ひずみ発生領域および固有ひずみ発生領域はほぼ一致しており、FEMを用いて十分に実験値が予測できている。

(2) 縦収縮と要素分割

Fig.4より l_x は l_M 以下であれば、板長さ端部を除いて固有ひずみ値は一定値になっている。しかし、板長さ端部近傍では固有ひずみ値 g_x は変動しており、数値解析値が精度良く求められているかは不明である。そこで、端部近傍の g_x の影響が大きく表れる局部縦収縮の実験値と計算値を比較した。縦収縮の実験は溶接入熱 $Q_{net} = 182 \text{ J/mm}$ 、溶接速度 $v = 7.4 \text{ mm/s}$ で行われたため¹⁰⁾、力学的溶融温度の寸法 l_M は 11 mm となる。

溶接線方向の要素の一辺の長さを $l_x = 10 \text{ mm}$ として有限要素法解析を行った局部縦収縮の数値解析値と実験値をFig.6に示す。計算値は実験値を概ね説明できているが、全体的に一致していない。

次に、溶接線方向の要素長を l_M の約1/2である 5 mm ($l_x = 5$) とした計算結果をFig.7に示す。 $l_x = 5 \text{ mm}$ のFEMの計算結果は実験値に良く一致しており、精度良く予測できている。 $l_x = 5 \text{ mm}$ は l_M の1/2であるから、数値解析での l_x は l_M の1/2以下にするのが一つの目安となる。

(紙面の都合で縦収縮の平均値を比較した図を掲載しないが、縦収縮の平均値であるマクロな溶接変形を取り扱う場合には、 l_x と l_M が同じ寸法であれば、精度良く推定されていた。)

(3) 横収縮と残留応力

既述したように横収縮は y 方向の固有ひずみ g_y により

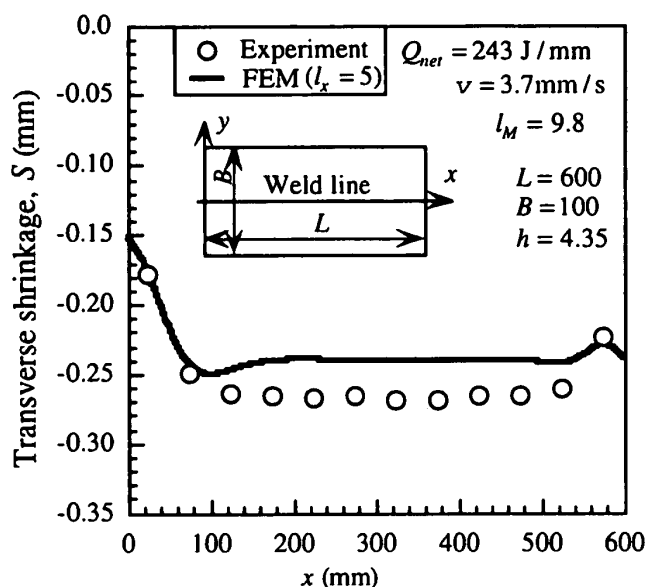


Fig.8 Transverse shrinkage

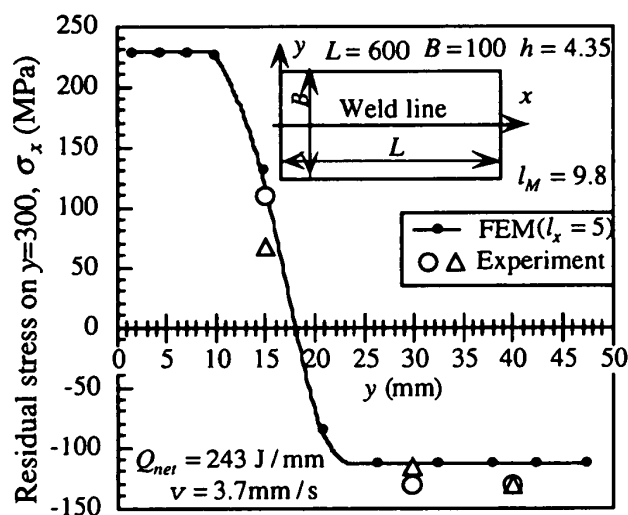


Fig.9 Residual stress distribution

生じるが、有効固有ひずみで生じる残留応力と異なり、溶接する前を基準とした見かけのひずみから弾性ひずみを引いたひずみである固有ひずみの積分値である。従って、横収縮と残留応力が数値計算と実験値で一致すれば、熱弾塑性の有限要素法解析は信頼できることになる。そこで、今までの要素分割のポイントのもとに、 $L=600$ 、 $B=100$ 、 $h=4.35$ の板を溶接速度 $v=3.7\text{mm/s}$ 、溶接入熱 $Q_{net}=243\text{J/mm}$ で溶接した場合に生じる横収縮と残留応力を比較した。溶接条件より $l_M=9.8\text{mm}$ となるため、 $l_x=5\text{mm}$ で要素分割した。

Fig.8に横収縮の実験値と計算値を示す。pfender計の測定誤差が 0.005mm 程度あることを考慮するとFEM解析で横収縮が十分に予測できている。

Fig.9に板長さ中央断面上での溶接線方向の残留応力の解析結果と実験値（応力弛緩法）を示す。残留応力の実験値はFEM解析の曲線で精度良く推定されている。

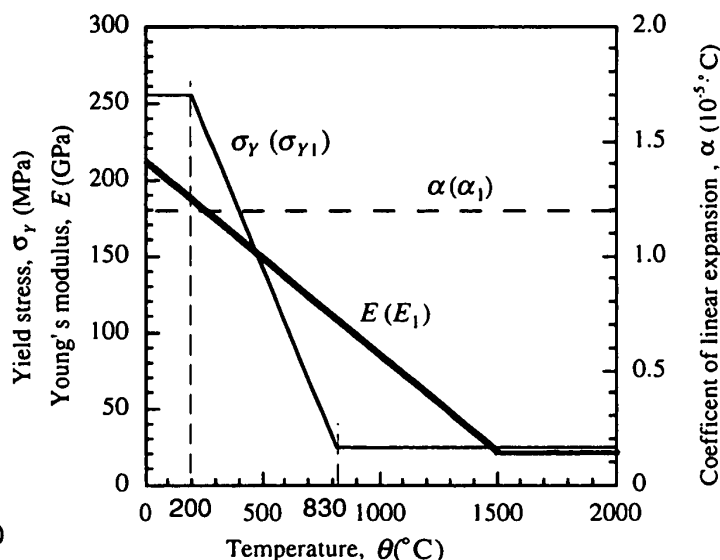


Fig.10 Temperature dependence of material properties

4. 材料定数の温度依存性

FEMを用いて熱弾塑性解析を行う際には種々の材料定数の温度依存性を与えなければならないが、現状では材料定数の温度依存性の値を文献や実験により把握して、精度よく与えることは非常に困難と思われる。しかし、前章で、Fig.3に示す材料定数の温度依存性を用いて、固有ひずみ、横収縮、残留応力の実験値が数値解析で予測できたことも事実である。そこで、溶接の力学的問題を取り扱う際に重要である線膨張係数 α 、ヤング率 E 、降伏応力 σ_y の温度依存性が数値解析結果に及ぼす影響を検討した。

解析対象は2章で使用した鋼であり、試験片寸法は $L=300\text{mm}$ 、 $B=100\text{mm}$ 、 $h=4.35\text{mm}$ で、溶接入熱 $Q_{net}=133\text{J/mm}$ 、溶接速度 $v=6.8\text{mm/s}$ でビード溶接した場合を解析した。

文献^{14) 16)}を参考にし、Fig.3の材料定数を考慮して、新たに検討に使用した材料定数の温度依存性をFig.10に示す。Fig.3で示された材料定数を添え字 B で表し、Fig.10で示された材料定数を添え字 1 で表す。降伏応力 σ_y の温度依存性を温度 200°C 以下で変化させたのは、式(2)の温度上昇 T_p が σ_y で決まることと、 T_p と $2T_p$ の範囲で固有ひずみ分布が大きく変化するからである。ヤング率 E の温度依存性は降伏ひずみが降伏応力とヤング率で決まる事より、温度上昇 T_p 近傍と力学的溶融温度の近傍で降伏ひずみが増加するように、 0°C と鋼の溶融温度近傍である 1500°C まで直線近似した。線膨張係数 α の温度依存性のデータは文献¹⁵⁾で詳細に報告されているため検討する必要がないかもしれないが、両端固定棒モデル¹³⁾などで使用されている常温の一定値の有効性を調べた。

4. 1 横収縮に及ぼす影響

Fig.11に y 方向の固有ひずみ g_y の積分値である横収縮 S

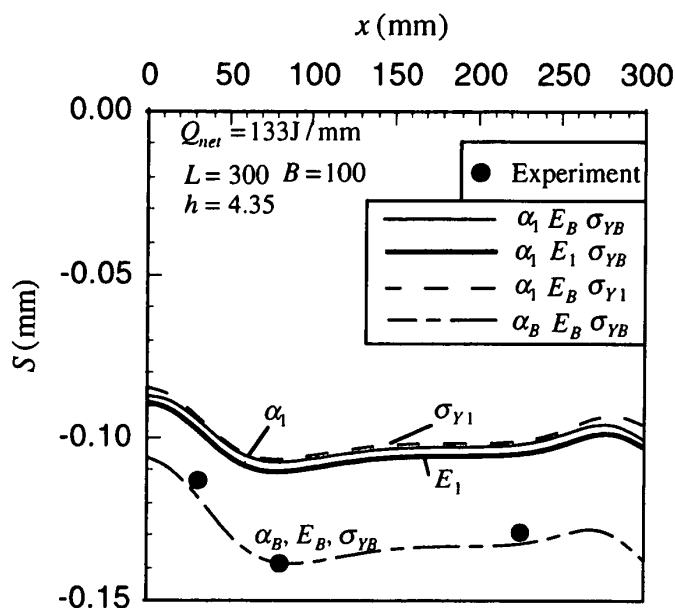


Fig.11 Effect of material properties on transverse shrinkage

の実験値と材料定数の温度依存性を変化させたときの計算結果を示している。一点鎖線はFig.3で示した材料定数の温度依存性を使用した計算結果であり、Fig.8と同様に実験値を説明できている。これに対して、線膨張係数のみをFig.10に示す α_1 に変化させた計算例が細い実線である。横収縮の分布形状は一点鎖線と同じであるが、絶対値は小さくなっている。佐藤・松井¹⁷⁾の研究によると横収縮は溶接金属が応力を持ち出すときの熱膨張量で決まっているから、力学的溶融温度での線膨張係数が横収縮に大きな影響を与えることになり、力学的溶融温度での実際の線膨張係数を表している α_B の方が精度が高くなっている。線膨張係数の温度依存性がない条件(α_1)で、ヤング率の温度依存性(E_1 , E_B)と降伏応力の温

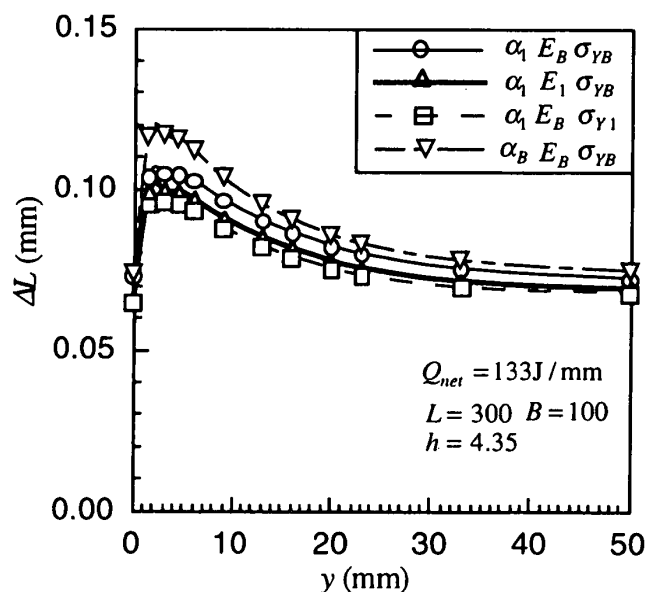


Fig.12 Effect of material properties on longitudinal shrinkage

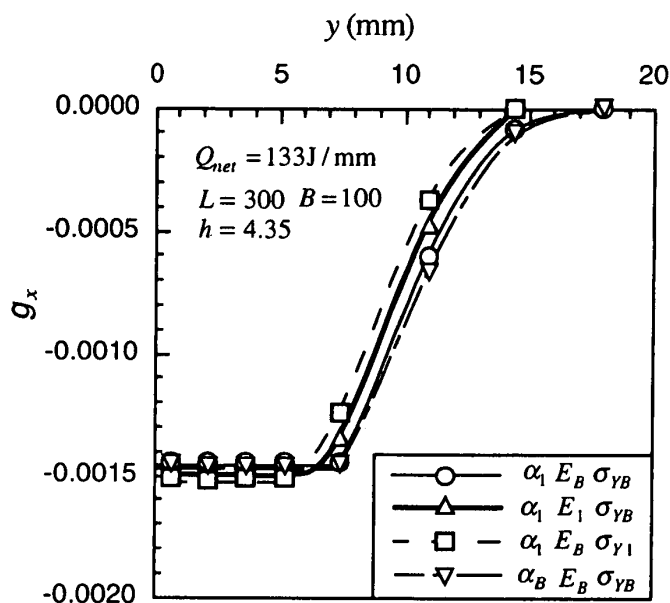


Fig.13 Effect of material properties on inherent strain of x direction

度依存性(σ_{Y1} , σ_{YB})をそれぞれ変化させたときの計算結果を太い実線と点線で示す。実線と点線は同じ結果を示しており、線膨張係数以外は横収縮に大きな影響を与えていないことになる。

4. 2 縦収縮に及ぼす影響

Fig.12にx方向の固有ひずみ g_x の積分値である縦収縮 ΔL (mm)の分布に及ぼす材料定数の温度依存性の影響を示している。線膨張係数の相違である○印の α_1 と▽印である α_B で局部縦収縮は約0.02mm程度異なっているが、縦収縮の平均値の差は0.01mm以下で収まっている。また、線膨張係数が α_1 と同じ状態でヤング率や降伏応力の温度依存性が異なる△印や□印は○印の結果とほぼ同じと見なせる。従って、縦収縮の平均値が問題となる工学では材料の温度依存性は縦収縮に影響を与えないと見なせる。

4. 3 固有ひずみ g_x の分布

x方向の固有ひずみ g_x は溶接残留応力の主要原因である。そこで、溶接長中央断面での固有ひずみ分布に及ぼす材料定数の影響をFig.13に示す。○印と▽印の線膨張係数の相違は固有ひずみ分布に影響を与えていないが、△印の降伏応力と□印のヤング率の固有ひずみ分布は○印と▽印の固有ひずみ分布と異なる分布をしている。すなわち、固有ひずみ発生域は約3mmも小さくなっており、 $y=0$ での固有ひずみの絶対値は大きくなっている。固有ひずみ発生域の位置で溶接線方向の残留応力の正負が生じることを考えれば、△印の降伏応力の相違と□印のヤング率の相違は固有ひずみ分布に大きな影響を与えていると考えられる。この原因は最高温度上昇 T_p での降伏ひずみである。□印は降伏応力が○印より大きく、△印はヤング率が○印より小さいため、降伏ひずみが大き

くなったためである。従って、最高温度上昇 T_p 近傍での降伏応力の温度依存性を実験で求めておくことは重要である(鋼では室温, 100℃, 200℃での降伏応力)。一方, ヤング率は200℃以下ではほぼ室温の値と同じであるから¹⁰⁾, Fig.13の△印のように固有ひずみ分布に影響を与えることはないほとんどないと考えられる。

5. 結 論

本論文ではFEMにより溶接熱弾塑性挙動を数値解析する際の適切な要素分割方法を明らかにするとともに, 溶接変形・残留応力に及ぼす材料定数の温度依存性の影響を検討した。主な結論を以下に示す。

- 1) 溶接線上の要素は溶接線方向に関しては, 移動線熱源で計算される力学的溶融温度の等温度曲線の寸法

$$l_M = (\nu/4\pi\lambda c\rho)(Q_{net}/h)^2 \{1/(\theta_M - \theta_0)\}^2$$

の1/2で分割する。

- 2) 溶接線直角方向 (y) には固有ひずみ分布を決定する最高温度上昇 $T_p = \sigma_y / E\alpha$ と力学的溶融温度 θ_M を基準にして, 次式により節点座標

$$y = (0.242Q_{net}/cph) \cdot (1/T_{max})$$

を求めて要素分割を行う。例えば, 鋼では最高温度上昇がそれぞれ830, 550, 400, 300, 200, 150, 125, 100℃の位置, および100℃以下の温度上昇の位置では隣接節点の長さが2倍以下となるように要素分割を行う。

- 3) FEM解析における材料定数の温度依存性を検討した結果

(a) 線膨張係数 α の温度依存性は横収縮および局部縦収縮に影響を与えるため重要である。

(b) ヤング率 E の温度依存性は溶接変形・残留応力にほとんど影響を与えない。

(c) 降伏応力 σ_y の温度依存性は溶接線方向の固有ひずみに影響を与えるため, 室温, T_p , $2T_p$ での降伏応力が重要となる。例えば, 鋼では室温, 100℃, 200℃での降伏応力を求める必要がある。

参考文献

- 1) 仲威雄, 溶接の収縮と亀裂: 小峰工業出版(1950)
- 2) 木原博, 増淵興一: 溶接と残留応力, 溶接叢書2巻, 産報(1955)
- 3) 佐藤邦彦, 上田幸雄, 藤本二男: 溶接変形・残留応力, 溶接全書3巻, 産報出版(1979)
- 4) 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 (1973), 567-577
- 5) 藤田謙, 野本敏治, 熱加工に伴う変形の弾塑性解析について, 溶接学会誌, Vol.45 (1976), 22-28
- 6) 佐藤邦彦, 寺崎俊夫, 構造用材料の溶接残留応力分布におよぼす溶接諸条件の影響, 溶接学会誌, Vol.45 (1976), 150-156
- 7) 福田敬二, 金裕哲, 秋山哲也, 寺崎俊夫, 固有ひずみの概

念による溶射材に生じる残留応力の推定方法について, 溶射, Vol.27 (1990), 124-131

- 8) 寺崎俊夫, 秋山哲也, 吉村直隆, 蒸着膜に生じる残留応力について, 日本機械学会論文集 (A編), Vol.59 (1993), 2694-2701

- 9) 寺崎俊夫, 福谷理明, 突合せ溶接継手に生じる固有ひずみ分布, 日本機械学会論文集 (A編), Vol.66 (2000), 1233-1238

- 10) ビードオンプレート溶接継手に生じる縦収縮に関する研究, 寺崎俊夫, 石村知樹, 松石研一, 秋山哲也, 溶接学会論文集, Vol.20 (2002), to be published

- 11) 佐藤邦彦, 寺崎俊夫, 構造用材料の溶接変形におよぼす溶接諸条件の影響, 溶接学会誌, Vol.45 (1976), 302-308

- 12) 渡辺正紀, 佐藤邦彦, 溶接力学とその応用, 朝倉書店 (1965)

- 13) 佐藤邦彦, 残留応力について, SSC, Vol.3 (1967), 5-12

- 14) Elevated Temperature Properties of Carbon Steel, ASTM-ASME Joint Committee, STP 180

- 15) ASM, Metals Reference Book, A handbook of data about metals and metal working (1981)

- 16) 村松篤良, 高温における弾性係数, 日本機械学会誌, Vol.68(1965), 1624-1628

- 17) 佐藤邦彦, 松井繁朋, アーク溶接継手の収縮過程に関する研究 (第1報), 溶接学会誌, Vol.35 (1966), 246-256