計算機支援板曲げ方案自動作成システムの開発

(第3報) 加熱条件と固有変形

正員 上 田 幸 雄*

正員 Rashwan Ahmed Mohamed**

正員 神 近 亮 一***

正員 小 川 潤一郎***

正員 村 川 英 一*

正員 根 木 勲***

正員 石 山 隆 庸***

Development of Computer Aided Process Planning System for Plate Bending by Line-Heating
(3rd Report) Relation between Heating Condition and Deformations

by Yukio Ueda, *Member*

Rashwan Ahmed Mohamed, *Member*

Ryoichi Kamichika, *Member*

Jun-ichiro Ogawa, *Member*

Hidekazu Murakawa, *Member*

Isao Neki, *Member*

Morinobu Ishiyama, *Member*

Summary

An effective plate bending process by line-heating can be achieved when the heating conditions are properly selected to produce desirable bending or inplane deformations. To make such decisions on the heating condition, the relation between heating conditions and deformations must be clarified. For this purpose, the authors studied the similarity rule holds for the line-heating process and derived two parameters governing the deformation. Also, a new 3-dimensional FEM code is developed as a versatile tool to replace costly experiments. Its validity is examined through a comparison with an experiment and it is applied to study general relations between the parameters and the deformations of plates.

1. 緒 言

従来、造船所における線状加熱による板曲げ加工はガスバーナーを用いて行われてきた。もちろん、使用する燃焼ガスの種類、バーナーの口径、ガス圧を選択したり、水冷を行う等により加熱条件を変化させることができるが、その変化の幅は桁違に大きいものではない。また、制御性および再現性という面でガスバーナーは線状加熱の手段として必ずしも最適なものではないかも知れない。一方、現在では高周波加熱、プラズマ、レーザー等の制御性に優れ、しかも、ガスバーナーとは熱源としての特性が異なる、新しい

加工用熱源が開発されており、これらの可能性はいまだ未知である。事実、米国では、レーザーを板曲げ加工の熱源として利用することが具体的に検討¹⁾され始めている。

ガスバーナーを含めて種々の熱源を有効に用いるためには、熱源の特性を曲げ加工という立場できちんと把握しておかなければならない。前報²⁾³⁾で著者らが示したように、線状加熱では、角変形と面内の縮み変形を意識的に使い分けるが必要になる。この使い分けを行うためには、加熱条件と加熱によって生成される変形あるいは固有変形の関係をあらかじめ明らかにしておく必要がある。

そこで著者らは、現象を系統的に分析するための道具として、3次元FEM解析プログラムを開発し、その妥当性を、高周波加熱を用いた板曲げを対象とした実験との比較により検証した。つぎに、問題をより一般的に捉えるために、線状加熱にともなう熱弾塑性変形問題について成立する相似則を検討し、これから導き出される二つのパラメータを、熱源の特性を特徴付ける量として提案した。さらに、

* 大阪大学溶接工学研究所

** 大阪大学工学研究科

*** 石川島播磨重工業(株)

これらのパラメータを用いて加熱条件と板に付与される変形の関係を検討した。その結果に基づき、適した加熱条件を選択することで、角変形あるいは面内縮みを主とした線状加熱が理論上可能であるかどうかについて検討を行った。

2. 線状加熱の理論解析法

線状加熱時の熱弾塑性変形問題に関する理論的研究は比較的少ないが、1957年代からいくつかの研究が報告されている。初期には、梁理論に基づく方法が提案^{4)~8)}され、FEMやFDMの理論的發展にともない、加熱線に垂直な帯板状の領域に対して、板厚方向の温度勾配を考慮した2次元解析^{9)~11)}が行われるようになり、さらに、薄板理論に基づく解析^{12)~13)}も試みられている。

一方、線状加熱される鋼板の加熱部に注目すると、そこにおける応力状態やひずみ状態は3次的であり、理論解析を、物理的実験に置き換わるものとして位置付けるためには、2次元問題や薄板問題への理想化はできるだけ排除しなければならない。しかし、かつて理論的研究が活発に行われていた時代には、計算機の能力に限界があり、薄板の熱弾塑性問題を、立体要素を用いて3次元解析することは不可能であった。この状況は、急速に変化しており、現在では、いわゆるワークステーション (Workstation) と呼ばれる中型の計算機を用いて、現実的な計算時間内で3次元解析が実行できるようになってきている。ただし、計算機をより効率的に活用するためには、可能な限り理論の改良も必要である。

そこで著者らは、このような状況に適合した新しいFEMプログラムを開発した。今回開発されたFEMは、上田らによって示された熱弾塑性大変形解析理論¹⁴⁾を基本的に採用しているが、立体要素(8節点6面体要素)を薄板の解析に適用するために生じる問題を選択的低減積分法^{15)~16)}の導入により解決したものである。立体要素を薄板の曲げ問題に適用すると、面外剪断剛性が板の曲げ変形を拘束する Transverse shear locking や大変形による変形の locking 現象が生じる事が知られている。これらを防止するために面外剪断ひずみおよび大変形による非線形ひずみ成分を要素中心の値で評価する方法を採用した。これは、面外剪断ひずみと非線形ひずみ成分が要素内で一定であると仮定したことに相当し、Transverse shear locking のみについて考えると、一点積分を用いた選択的低減積分法と等価な手法である。

3. 解析法の検証

3.1 実験および解析モデル

FEMプログラムを検証するため、Fig. 1に示されるような高周波加熱を用いた静止熱源による鋼板の加熱曲げ実験を行った。実験に用いられた鋼板の長さ、幅、板厚は $500 \times$

Fig.1 Schematic features of induction heating method.

500×16 mm であり、加熱用コイル (TERAC, ノルウェー, エルバ社製) は、板の中央に設置した。コイルの形状は矩形で、長さが 170 mm、有効加熱幅が約 20 mm である。加熱用の電源は、周波数: $\omega = 20$ kHz, 出力: $W = 11.7$ kW であり、加熱効率 η は 0.8 であった。なお、効率 η の値は、後述する FEM 解析の結果と実測された温度がほぼ一致するようにその値を逆算して設定したものである。実験では鋼板を一定時間誘導加熱し、その後、自然冷却させた。温度の履歴は所定の位置に埋め込んだ熱電対にて測定し、完全に冷却した後の残留変形はダイヤルゲージを用いて板の表裏について計測した。

一方、FEM による解析では、鋼板の熱および力学的材料定数を Fig. 2 および Fig. 3 に示されるように温度の関数として与えた。また、計算には Fig. 4 に示されるように加熱部は板厚方向に 6 層分割し、加熱部から離れた位置では一層に分割されているメッシュを用いた。

3.2 温度履歴

温度計測を行う実験では、40 秒間加熱した後、自然冷却させた。FEM による熱伝導解析でも同じ加熱時間に対応した計算を行った。計算において、高周波加熱による入熱は、コイルの有効加熱長さである 160 mm の領域の表面から 2 mm の深さに与えられると仮定した。ただし、単位体積当りの入熱密度はコイルの長軸方向 (Y 軸方向) および板厚方向に一定で、板幅方向にはほぼ $X^{-0.7}$ に比例した分布形状を仮定し、Fig. 5 に示された値を用いた。

Fig. 6 に示された代表的な 3 点を例に、実測した温度と FEM により計算した温度を比較したものが Fig. 7 である。コイル中心直下で板の加熱面側の表面から深さが 1.1 mm の A 点では、中黒の丸印で示された実測値が白抜きの丸印の計算値よりやや大きく、コイルの長軸、すなわち Y 軸より 10 mm 離れた点で深さが 1.3 mm の B 点では逆に実測値がわずかに小さい値となっているがほぼ良い一致を示している。また、中心から軸に沿って Y 方向に 15 mm 離れた板の裏面上の C 点では、実測値が計算値より小さ

Fig. 2 Temperature dependent thermal properties of steel.

Fig. 5 Heat input distribution in width direction.

Fig. 3 Mechanical and physical properties as functions of temperature.

Fig. 4 Mesh division.

Fig. 6 Model for experiment and location of thermocouples.

く、両者の差は約 15% と比較的大きい。この原因として、FEM 解析に用いた入熱分布と現実の分布の差および表面に極近い位置での温度計測に伴う誤差が考えられる。

3.3 残留変形

残留変形を計測するための実験では、温度計測に用いられたのと同じ材質で同じ寸法の鋼板を用い、加熱時間のみを、60 秒と長く設定して行った。板のたわみは、Fig. 6 に示された位置で、板の表裏面の Z 座標を加熱前と完全冷却

Fig. 7 Comparison between calculated and measured temperature history at points A, B and C.

Fig. 8 Calculated and measured deflection on top and bottom at plane D-D.

Fig. 9 Calculated and measured deflection on top and bottom at plane F-F.

後に計測し、両者の差として求めた。Fig. 6 に示された E 点のたわみを基準値として、板のたわみの X 方向分布を断面 $D-D$ 、 $F-F$ について示したものが Fig. 8 および Fig. 9 である。同図には、板の表裏面で計測したたわみ量が中黒の点で示されており、これらと比較する目的で、FEM による計算値が白抜きの点で示されている。なお、これらの図では、 Z 座標の正の方向すなわち下方向のたわみが縦軸で正の値として表示されている。

まず、板の中央断面 $D-D$ におけるたわみに注目すると、実測値および計算値ともにたわみ形は上に凸であるが、角変形は加熱線近傍に集中しており、これから離れた部分では局所的に曲面が凹になっている。これは、加熱線近傍に生じた角変形により板は曲げられるが、板中央部は、加熱を受けない端部の板からの拘束を受けながら変形しているためと考えられる。さらに、加熱線近傍での表裏面の変位を比較すると、その部分で板厚が約 0.3 mm ほど増加していることが分る。これは、加熱時の熱膨張によるひずみが周辺の低温部に拘束され、面内の圧縮塑性ひずみとなると同時に、塑性変形の非圧縮性より、板厚方向に正の塑性ひずみを生じたことによる。同様の現象は、FEM 解析の結果にも明瞭に現われており、今回開発した解析法がこうした局

Fig. 10 Schematic representation of variables affecting line heating.

部的な 3 次元現象を忠実に再現していることが分る。なお、このような板厚の変化は加熱部のみに限られるので、周辺部においては、板の表面および裏面でのたわみは計算結果が示すごとく一致しなければならないが、実測値には約 0.1 mm の差が存在する。これは、実測値が 0.1 mm 程度の誤差を含んでいることを意味している。このような測定誤差を考慮に入れて、実測値と計算値を比較すると、計算値が約 25% ほど小さい値となっている。

一方、板の端部近傍の $F-F$ 断面のたわみに注目すると、たわみは全体的に滑らかな凸形状であり、直接加熱を受けた中央断面に見られた局所的な角変形は認められない。また、たわみ量に注目すると、中央断面と同様、計算値の方がやや実測値より小さい。このような差を生じさせた一つの原因としては、Fig. 7 に示されるように FEM 解析の結果得られた加熱部での板厚方向の温度勾配が、実験モデルのそれに対して相対的に小さいことが考えられる。

たわみの絶対値に関しては、まだ改善の余地があるが、FEM による計算結果は、加熱部の局所的変形も含めて実験を十分な精度で再現しており、今回開発した FEM プログラムは、線状加熱の問題を解析する手段として妥当であると判断される。

4. 変形の支配因子

4.1 支配パラメータ

線状加熱における熱および力学的な現象は種々の因子に支配される。加工の対象を鋼材に限定すると、主要因子と考えられるものは、Fig. 10 に示されたように、単位時間当りの入熱量 Q 、板厚 h 、熱源の移動速度 V である。これらに加えて二次的な因子として、入熱の分布、冷却方法、鋼材の降伏応力などの材料定数、鋼材の大きさ、初期変形および残留応力が挙げられる。本報ではまず、入熱量、板厚、熱源の移動速度の三つの主要因子についてその影響を検討し、次に、二次的因子である入熱分布について検討する。なお、各因子の影響を、その物理的意味も含めて統一的に整理するため、線状加熱について成立する相似則を明らか

にし、これに基づいて導かれる量をパラメータとして導入した。

線状加熱による板曲げの問題は、加熱・冷却に伴う熱伝導問題と、熱膨張によって生じる熱弾塑性変形問題の二つの部分から構成される。なお、力学的現象の熱伝導問題への影響が無視できる場合には、両者は切り離して考えることができるので、両者のそれぞれについて相似則の検討を行った。ただし、相似則は、線形問題で、諸物理定数の温度依存性が無い方が考えやすいので、熱伝導率： λ 、比熱： c_p 、比重： ρ 、熱伝達係数： γ 、等の温度場に関係する物理定数の温度依存性は比較的小さいとしてこれらを見放し、ヤング率： E 、および降伏応力： σ_Y の温度依存性のみを考慮した。また、板の変形において幾何学的非線形性を考慮した。

相似則に関する詳細は Appendix に示されているが、その要点は、次のようにまとめられる。相似則を考える前提条件として、

- 線状加熱を受ける板の形状および熱源の分布幅は幾何学的に相似である。
- 鋼材は同一であり、熱的、力学的特性も同一である。

を仮定した場合、変形が相似であるためには、

- 同一無次元化時間および座標に対応する温度分布が一致しなければならない。

また、温度場の分布が相似で、同一無次元化時間および座標における温度の絶対値が一致するためには、

- 次に示される二つのパラメータ β , ζ が等しくなければならない。

$$\beta = Q / (p^2 v h^3)^{1/2} \quad (1)$$

$$\zeta = (v h / k)^{1/2} \quad (2)$$

ここで、

k : 熱拡散係数 (thermal diffusivity)

$$k = \lambda / c_p \rho$$

p : 熱侵入係数 (coefficient of heat penetration)

$$p = (\lambda c_p \rho)^{1/2}$$

である。また、パラメータの物理的意味に注目すると、 β は板の表面を移動する熱源により加熱された板の最高表面温度に比例する量であり、 ζ は、熱源の移動速度の相対的大きさを与えるパラメータである。

4.2 パラメータの物理的意味

前節において示された二つのパラメータ β , ζ の物理的意味を、FEM による数値計算結果を用いて検討する。そのためのモデルとして、寸法が $300 \times 300 \times 8$ mm の鋼板を採用し、全入熱速度すなわち単位時間当りの総入熱量が Q の熱源が、 V の一定速度で板の中心軸上を端から端まで移動すると想定した。問題の対称性から、板の半分を Fig. 4 に示した要素分割と同様なモデルを用いて FEM 解析した。なお、材料定数に関しては、Fig. 3 に示したヤング率、およ

Fig. 11 Relation between maximum surface temperature and ζ for constant values of β .

び降伏応力を用い、熱伝導係数： λ 、比熱： c_p 、密度： ρ 、空気に接している表面での熱伝達係数： γ は、温度変化に対して一定と仮定し、次の値を用いた。

$$\lambda = 0.0160 \text{ cal/mm} \cdot \text{sec} \cdot ^\circ\text{C}$$

$$c_p = 0.098 \text{ cal/g} \cdot ^\circ\text{C}$$

$$\rho = 0.00782 \text{ g/mm}^3$$

$$\gamma = 0.27 \times 10^{-6} \text{ cal/sec} \cdot \text{mm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$$

また、熱は加熱表面から強制流束 q として与えられ、その分布はガウス分布すると仮定した。すなわち、

$$q(r) = q_{\max} e^{-\kappa r^2} \quad (3)$$

ここで、 r は熱源中心からの距離、 $q_{\max}$ は、中心における最大熱流束であり、全入熱速度 Q は、次式で与えられる。

$$Q = \pi q_{\max} / \kappa \quad (4)$$

なお、分布係数 κ の値として $3.1 \times 10^{-3} \text{ mm}^{-2}$ を用いた。

一般に、線状加熱時の温度分布は、鋼板の厚さ h 、全入熱速度 Q 、熱源の移動速度 v に主として依存する。ただし、これら三つの値の間に一定の関係が満足されると相似性が成立し、結果として、温度場は β と ζ の二つのパラメータによって特徴付けられる。そこで、 β および ζ を系統的に変化させたシリーズ計算を行い、その結果を Fig. 11 に示した。同図は、板の加熱側の表面温度の最高値 $T_{s,\max}$ を ζ に対してプロットしたものである。図より明らかなように、 β の値が大きいほど表面の最高温度の値が大きい。また、熱源の移動速度が大きいほど最高温度が低くなるが、 $\zeta > 3.0$ の領域では、 ζ の値に関係なく一定値に収れんする傾向を示す。これは、熱源の移動速度が遅い時には、表面の最高温度は鋼板の裏面での熱反射の影響を受けるが、移動速度が一定値を超えると、この影響がなくなり、最高温度が一定になるためである。現象としては半無限体の表面加熱問題に、より近付くと理解することができる。これに対して $\zeta < 3.0$ の領域は、板厚の有限性が現われる領域であり、後に説明する Fig. 12 では、 $\zeta > 3.0$ および $\zeta < 3.0$ の領域が、それぞれ semi-infinite body response と thick wall response として分類されている。また、極端に ζ が小さい

Fig. 12 Relation between $T_{s,max}/\beta$ and ζ .

Fig. 13 Geometrically similar models.

領域では、板厚方向の温度勾配が無視でき、このような場合の現象は、thin wall response として分類できる。

さらに、Fig. 11 の縦軸である $T_{s,max}$ をパラメータ β で除した値を ζ に対してプロットすると Fig. 12 が得られる。この図は、 ζ が同じであれば $T_{s,max}/\beta$ が一致することを示している。言い換えれば、 ζ が同じ場合には、パラメータ β は最高表面温度 $T_{s,max}$ に比例することを示している。特に、 $\zeta > 3.0$ の領域では、 $T_{s,max}/\beta$ の値がほぼ一定であるので、 ζ の値に関わらず β は最高表面温度にほぼ比例する値と考えることができる。

4.3 相似則の検証

相似則を検証するためのモデルとして、Fig. 13 に示される幾何学的に相似な二つのモデルについて FEM 解析を行った。一つのモデルは前節に示した板厚が 8 mm で、長さ

Table 1 Heating conditions for similarity.

model	ζ	h (mm)	Q (cal/sec)	v (mm/sec)	κ (mm^2/s)
M 8	1.9	8	1107	10	3.1×10^{-3}
	4.4	8	2475	50	3.1×10^{-3}
M 16	1.9	16	2214	5	7.75×10^{-4}
	4.4	16	4950	25	7.75×10^{-4}

Fig. 14 Temperature history at points A and B on top and bottom at mid-length of plate for models M8 and M16($\zeta=4.4$). Fig. 15 Temperature history at points A and B on top and bottom at mid-length of plate for models M8 and M16($\zeta=1.9$).

と幅が 300×300 mm の鋼板であり、もう一つは、寸法が 2 倍の $600 \times 600 \times 16$ mm の鋼板である。便宜上、前者を M8 モデル、後者を M16 モデルと呼ぶことにする。また、(3) 式で与えられる入熱分布の相似条件より、M8, M16 モデルの分布係数 κ をそれぞれ $3.1 \times 10^{-3} \text{ mm}^2/\text{s}$, $7.75 \times 10^{-4} \text{ mm}^2/\text{s}$ とした。また、解析例では、 β の値を 4.4×10^3 とし、 ζ の値が Fig. 12 においてそれぞれ、thick wall と semi-infinite body に対応する値である 1.9, 4.4 について検討した。なお、これらのパラメータに対する具体的な加熱条件は、Table 1 に示されている。表から分るように、板厚が 2 倍になると、現象が相似であるためには、入熱量が 2 倍で熱源の移動速度が 1/2 にならなければならない。

幾何学的に相似な二つのモデルについて FEM 解析により

Fig. 16 Time history of angular distortion at starting edge for models M8 and M16.

Fig. 17 Distribution of Shrinkage in transverse direction at mid-length of plate.

得られた温度履歴を、加熱線上の中央点の加熱面および裏面について示したものが Fig. 14, Fig. 15 である。横軸は、無次元化時間であり、相似則との関連からすれば、長さの次元に対しては板厚 h を用いるべきであるが、加熱点の相対的位置との対応関係を明確にするため、あえて板の長さ L で無次元化した。すなわち、無次元化時間 $\tau=0.5$ は、熱源がちょうど板の中央を通過する時間であり、 $\tau=1.0$ は熱源が板の他端に到達する時間に対応する。図中の白抜きの印は M8 モデル、また中黒の印は M16 モデルの温度を表わす。 ζ の値が異なる二つのケースのいずれにおいても、 β が同じであれば、M8, M16 の温度は全く一致し、温度について相似則が成立することが分る。

さらに、熱伝導解析により求められた過渡温度分布を用いて、板の変形を熱弾塑性 FEM 解析により計算した。その結果が Fig. 16~18 に示されている。先ず Fig. 16 は、板の加熱開始側の端部 (Fig. 13 中でハッチングの施された面) での角変形量の時間履歴を示したものであり、板の大きさが異なっても、パラメータ β と ζ が同じであれば、角変形量が一致し相似則が成立することが分る。また、角変形の履歴に注目すると、加熱開始直後、板表面の熱膨張により上に凸になるような変形が生じ、加熱点が板の長さの約 10% に達した頃から変形の方向が逆転し、最終的には下に凸の角変形が残る。図に示された ζ の異なる二つのケースを比較すると、両者の β はともに同じ値であることから最高表面温度はほぼ同じで約 630°C となるが、冷却後の角変形量が異なっている。これは、熱源の移動速度 v が大きい $\zeta=4.4$ のケースは $\zeta=1.9$ のケースと比べて単位長さ当りの入熱量が小さいため角変形が小さくなったと考えられる。

一方、Fig. 17 は、板の中央断面における板幅方向の変位を板の厚さ h で無次元化したもの、すなわち相対的縮み量を表わす。同図からも相似則が成立していることが確認できるが、熱源の移動速度に注目すると、移動速度が大きい $\zeta=4.4$ のケースでは、単位長さ当りの入熱量が小さいため、面内収縮量は小さい。同様の考察は、Fig. 18 に示され

Fig. 18 Distribution of plastic strain in X-direction at mid-length through thickness of plate.

た板中央での板幅方向の塑性歪 ϵ_p^x の板厚方向の分布からも得ることができる。すなわち、移動速度が大きい $\zeta=4.4$ のケースでは、熱の侵入深さが浅く、塑性ひずみは板の加熱面近傍のみに現われ、その結果、角変形および面内変形がともに小さくなったと考えられる。

5. 加熱条件と変形

5.1 検討モデル

前報²⁾³⁾でも述べたように、効果的な線状加熱作業を実現するためには、意識的に角変形および面内縮みを使い分ける必要がある。そのためには、所定の角変形あるいは縮みを得るために理想的な加熱条件を知っておかなければならない。また、現在使用されている加熱手段の特性とその限界を把握し、新しい、より合理的な加熱装置を開発する上での指針を得るという意味でも、加熱条件と固有変形の関係を系統的に把握しておく必要がある。

熱源の特性は、加工対象となる鋼板の板厚の影響も含めて、主として二つのパラメータ β , ζ を用いて表わされるので、これらと角変形量および縮み量を対応付けることでよ

Fig. 19 Relation between angular distortion and parameters ζ and β .

り一般的な検討が可能となる。ここでは、4.3節で示したM8モデルを用いて検討を行った。加熱表面からの熱流束 q についても、同じくガウス分布を仮定し、分布係数として $\kappa = 3.1 \times 10^{-3}$ を採用した。一方、シリース計算でカバーすべきパラメータの範囲として、現実的な線状加熱で考慮すべき最高温度 $T_{s,max}$ の範囲に対応した三つの β の値、すなわち、 $\beta = 3.2 \times 10^3$ ($T_{s,max} \approx 445^\circ\text{C}$), $\beta = 4.4 \times 10^3$ ($T_{s,max} \approx 615^\circ\text{C}$), $\beta = 5.7 \times 10^3$ ($T_{s,max} \approx 785^\circ\text{C}$) を選び、 ζ に関しては、角変形の量が最大値となる領域を含む $0.6 < \zeta < 6.2$ を選んだ。

5.2 パラメータと変形の関係

まず、加熱条件を表わすパラメータと角変形量の関係を示したものが Fig. 19 である。図から明らかなように最高表面温度すなわち β の値が大きいほど角変形量は大きくなる。また、熱源の移動速度に注目すると、いずれの β の値についても、角変形量が最大となる ζ の値が存在することが分る。図中に示した破線は、加熱線の単位長さ当りの入熱量 Q/v が等しい点を結んだものである。これらの破線は、角変形量が単純に Q/v のみでは決まらずにその熱量がどの程度の速さで投入されたかにも依存することを示している。

同様に Fig. 20 は、板の中央断面における板幅の減少量、すなわち縮み量とパラメータの関係を示したものである。縮みについても β が大きいほど縮み量が大きくなる。また、熱源の移動速度が大きい時には縮み変形の量は小さいが、 $\zeta < 3.0$ の範囲で ζ が小さくなると縮み量は急速に増加する。

板中央の加熱線上の点における塑性ひずみとパラメータの関係を整理したものが Fig. 21 である。図には、板厚中心における板幅方向の塑性ひずみを面内ひずみを表わす代表値 ϵ_x^m として、また加熱表面と板厚中心における塑性ひず

Fig. 20 Relation between shrinkage and parameters ζ and β .

Fig. 21 Influence of parameters ζ and β on bending and inplane plastic strain at mid-length of plate.

みの差を曲げひずみの代表値 ϵ_x^m として示した。面内および曲げひずみとともに板の全体的な角変形と縮みを示した Fig. 19, Fig. 20 と同じ傾向を示している。これらの結果を総合すると、加熱条件を選択することで曲げあるいは縮み変形を主体とした線状加熱が可能であることが分る。すなわち、最高表面温度を高く、熱源の移動速度を速くすると、角変形を主体とした変形が得られる。また、熱源の移動速度を遅く、すなわち $\zeta < 3.0$ の条件で加熱を行なうと、縮みを主体とした変形が得られる。

線状加熱に類似した現象として、溶接にともなう変形の問題があり、既に系統だった研究が佐藤¹⁷⁾ らによって行われ、その成果が公表されている。結論として、溶接時の角

Fig. 22 Angular distortions in line heating and welding¹⁷⁾ processes.

Fig. 23 Influence of concentration coefficient of heat input on deformations under line heating.

変形量は、単位長さ当りの入熱量を板厚の二乗で割ったもの、すなわち (Q/vh^2) をパラメータに現象が整理できるといことが示されている。参考のために、佐藤らによる実験結果と今回の計算結果を (Q/vh^2) について整理したものが Fig. 22 である。溶接においては、最高表面温度が融点以上であり線状加熱と比較して高い。そのため、溶接変形に対応する曲線は線状加熱の曲線群より上に位置している。また、最高表面温度が最も高い $\beta = 5.7 \times 10^3$ のケースに注目すると、単位長さ当りの入熱量が小さい領域、すなわち、熱源の移動速度が速い領域では、線状加熱による角変形挙動は、溶接における挙動に漸近することが分る。

5.3 変形に対する入熱分布の影響

ここまでは、線状加熱を支配する三つの主要因、すなわち、板厚 h 、熱源の移動速度 v と単位時間当りの入熱量 Q に的を絞って検討を行ったが、その他、二次的因子として、入熱の分布、冷却方法、鋼材の降伏応力、初期変形および残留応力の影響も無視できない。そこで、ここでは、熱源の分布の影響について検討を加えた。

前節で示した $\beta = 4.4 \times 10^3$ 、 $\zeta = 2.8$ のケースを例に、入熱量 Q と熱源の移動速度 v が同じで、入熱分布の分布係数

が $\kappa = 2.0 \times 10^{-3}$ 、 3.1×10^{-3} 、 3.9×10^{-3} の場合について角変形量および縮み量を比較したものが、Fig. 23 である。図中に示された $T_{s,max}$ は、それぞれにおける最高表面温度であり、 κ が大きく入熱が集中するほど温度は高くなっている。その結果、加熱によって生じる変形は、図に示されるように角変形、縮みともに大きくなると考えられる。したがって、二次的因子と見なされていた入熱分布も、変形を支配する重要なファクターであり、曲げ加工においては、入熱量や熱源の移動速度同様、注意深く制御する必要がある。

6. 結 言

本研究では、加熱装置の特性を生かし効果的な線状加熱を実現することを目的として、加熱条件と板に付与される変形の関係について理論的な検討を行った。特に、一般性のある議論を行うために、線状加熱の問題において成立する相似則を考察し、二つの支配パラメータを提案した。また、理論解析の道具として、3次元 FEM プログラムを新たに開発し、これを用いた一連の数値計算により次の結論が得られた。

- (1) 誘導加熱による板曲げ加工を対象に実験と FEM 解析を行い、両者の比較を通して、解析プログラムの妥当性を検証した。
- (2) 理論的に導かれた相似条件を数値的に検証した。
- (3) 二つのパラメータで表わされる加熱条件と付与される変形の関係を検討し、曲げあるいは縮みを主体とした加工が加熱条件の合理的選択により可能であることを示した。すなわち、角変形を目的とする場合は、 β 、すなわち表面温度を高くし、熱源の移動速度を大きくする必要があり、縮みを目的とする場合は、 ζ 、すなわち熱源の移動速度を小さくする必要がある。
- (4) 溶接および線状加熱における角変形の問題を比較検討した結果、両者は連続した現象であり、熱源の移動速度が大きく、表面温度が非常に高い場合の極限を与えるものが溶接であることが明らかになった。
- (5) 単位時間当りの入熱量と熱源の移動速度が同じであっても、入熱分布が異なると変形が異なり、 $\beta = 4.4 \times 10^3$ 、 $\zeta = 2.8$ の場合では、熱源の分布が集中しているほど曲げ変形、縮み変形ともに大きい。

謝 辞

本研究を進めるに当たり、藤野宏氏(石川島播磨重工業(株)船舶海洋事業本部生産技術部部長)から種々のご支援および貴重なお話を頂きました。また、プログラムの開発においては箱崎博則氏(研究当時、大阪大学工学研究科修士課程在籍、現在、新日本製鐵(株))にご協力頂いたことを記し謝意を表します。

参考文献

- 1) K. Scully : Laser Line Heating, Journal of Ship Production, Vol. 3, No. 4, pp. 237-246, (1987).
- 2) 上田, 村川, Rashwan, 奥本, 神近 : 計算機支援板曲げ方案自動作成システムの開発(第1報)成形形状と固有ひずみの関係, 日本造船学会論文集, 第170号, pp. 577-586, (1991).
- 3) 上田, 村川, Rashwan, 奥本, 神近 : 計算機支援板曲げ方案自動作成システムの開発(第2報)固有ひずみの観点から見た現場での作業手順, 日本造船学会論文集, 第171号, pp. 83-93, (1992).
- 4) 辻 : 軟鋼板のガス切断時における収縮変形の研究, 溶接学会誌, 第26巻2号, pp. 36-42, (1957).
- 5) 栖原 : 鋼材の熱塑性加工に関する研究(その1), 日本造船学会論文集, 第103号, pp. 233-243, (1958).
- 6) 佐藤, 松井, 寺井, 岩村 : 線状加熱板曲げ加工における水冷の効果, 日本造船学会論文集, 第126号, pp. 445-458, (1969).
- 7) 荒木, 井上, 堀岡, 安藤 : 線状加熱加工による鋼板の角変形量について, 日本造船学会論文集, 第133号, pp. 343-348, (1973).
- 8) 岩崎, 平部, 田浦, 藤倉, 塩田 : 線状加熱による鋼板曲げ加工の研究, 三菱重工技術報, 第12巻, 第3号, pp. 51-59, (1975).
- 9) Y. Iwamura and E. F. Rybicki : A Transient Elastic-Plastic Thermal Stress Analysis of Flame Forming, Journal of Engineering for Industry, pp. 163-171, (February 1973).
- 10) 辻, 小川 : 帯板の局部加熱による過渡応力ならびに変形の解析, 溶接学会誌, 第45巻, 第1号, pp. 36-41, (1976).
- 11) A. Moshaiov and J. G. Shin : Modified Strip Model for Analyzing the Line Heating Method, Part 2 : Thermo-Elastic-Plastic Plates, Journal of Ship Research, Vol. 35, No. 3, pp. 266-275, (1991).
- 12) A. Moshaiov and W. S. Vorus : The Mechanics of the Flame Bending Process, Theory and Application, Journal of Ship Research, Vol. 31, No. 4, pp. 269-281, (1987).
- 13) 野本, 大森, 須藤, 榎沢, 青木, 斎藤, 線状加熱による板曲げ加工用シミュレータの開発, 日本造船学会論文集, 第168号, pp. 527-535, (1990).
- 14) 上田, 山川, 福田 : 温度変化を伴う棒, 板の非線形挙動, 日本造船学会論文集, 第133号, pp. 205-210, (1973).
- 15) T. J. R. Hughes, R. L. Taylor and W. Kanoknukulchai : A Simple and Effective Finite Element for Plate Bending, Int. Journal of Numerical Methods in Engineering, Vol. 11, pp. 1529-1543, (1977).
- 16) 上田, 村川, 増田 : 有限要素法による柱の弾塑性座屈解析におけるロッキング現象, 第9回構造工学における数値解析法シンポジウム論文集, pp. 311-316, (1985).
- 17) 佐藤, 寺崎 : 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, 第45巻, 第4号, pp. 302-308, (1976).
- 18) D. I. H. Barr : A Survey of Procedures for Dimensional Analysis, International Journal of Mechanical Engineering Education Vol. 11 No. 3, pp. 147-159, (1983).
- 19) 青野 : 次元と次元解析, 共立出版, (1982).
- 20) W. M. Rohsenow and J. P. Hartnett : Handbook of Heat Transfer, (Section 3) Conduction, McGraw-Hill Inc., 1973.
- 21) U. Grigull and H. Sandner : Heat Conduction, Springer-Verlag, (1984).

Appendix 相似則

現象の相似性が成立するための条件, あるいは条件を規定するパラメータを求める方法として, 次元解析^{18), 19)}や支配方程式を直接無次元化する方法がある。一方, 本文で述べたように, 線状加熱の問題は, 熱伝導問題と熱弾塑性問題に分離して取り扱うことができる。そこで, 熱弾塑性問題に対しては, 支配方程式の無次元化により, また, 熱伝導問題に対しては, 次元解析の手法を用いて相似条件を検討する。

1. 熱弾塑性問題

過渡温度場が既知である場合の熱弾塑性問題は, 増分形の適合条件, 構成方程式, 釣合方程式, 境界条件により記述される。これらの方程式を無次元化するための基本量として, 板厚 h , 室温での降伏応力 σ_{yo} を用いると諸式は次のように無次元化される。

(a) 適合条件

$$\bar{\varepsilon}_{ij} = 1/2(\bar{u}_{i,j} + \bar{u}_{j,i} + \bar{u}_{k,i}\bar{u}_{k,j}) \quad (\text{a} \cdot 1)$$

ただし,

$$\bar{u}_{i,j} = \partial \bar{u}_i / \partial \bar{x}_j$$

$$\bar{x}_j = x_j/h, \bar{u}_i = u_i/h$$

(b) 構成方程式 (完全弾塑性体)

弾塑性の構成方程式は次に示す一連の式から構成される。

・ひずみ増分の分解

$$\Delta \bar{\varepsilon}_{ij} = \Delta \bar{\varepsilon}_{ij}^e + \Delta \bar{\varepsilon}_{ij}^p + \Delta \bar{\varepsilon}_{ij}^T \quad (\text{a} \cdot 2)$$

ここで, $\Delta \bar{\varepsilon}_{ij}^e$, $\Delta \bar{\varepsilon}_{ij}^p$, $\Delta \bar{\varepsilon}_{ij}^T$ は, それぞれ弾性ひずみ増分, 塑性ひずみ増分, 熱ひずみ増分を表わし, 線膨張係数を α , 温度増分を ΔT とすると,

$$\Delta \bar{\varepsilon}_{ij}^T = \alpha \Delta T \delta_{ij} \quad (\text{a} \cdot 3)$$

・応力増分

$$\Delta \bar{\sigma}_{ij} = (2\mu/\sigma_{yo}) \Delta \bar{\varepsilon}_{ij} \quad (\text{a} \cdot 4)$$

$$+ (\lambda/\sigma_{yo})(\Delta \bar{\varepsilon}_{mn} \delta_{mn}) \delta_{ij}$$

$$+ 2(\partial \mu / \partial T)(\Delta T / \sigma_{yo}) \bar{\varepsilon}_{ij}$$

$$+ (\partial \lambda / \partial T)(\Delta T / \sigma_{yo})(\bar{\varepsilon}_{mn} \delta_{mn}) \delta_{ij}$$

ただし, μ, λ はラーメンの定数である。

・降伏条件

$$(3/2) \hat{\varepsilon}_{ij} \Delta \hat{\varepsilon}_{ij} = 2(\sigma_y / \sigma_{y0}) (\partial \sigma_y / \partial T) (\Delta T / \sigma_{y0}) \quad (\text{a} \cdot 5)$$

ここで, $\hat{\varepsilon}_{ij}$ は, 偏差応力の無次元量である。すなわち,

$$\hat{\varepsilon}_{ij} = \{\sigma_{ij} - 1/3(\sigma_{mn} \delta_{mn}) \delta_{ij}\} / \sigma_{y0} \quad (\text{a} \cdot 6)$$

・塑性ひずみ増分の法線性

$$\Delta \hat{\varepsilon}_{ij}^p \Delta \hat{\varepsilon}_{ij} = 0 \quad (\text{a} \cdot 7)$$

(c) 釣合方程式 (重力は無視)

$$\partial \hat{\sigma}_{ij} / \partial \hat{x}_j = 0 \quad (\text{a} \cdot 8)$$

(d) 境界条件 (作用外力無し)

$$n_j \hat{\sigma}_{ij} = 0 \quad (\text{a} \cdot 9)$$

ここで, n_j は, 境界に立てた外向き法線ベクトルの成分である。以上のように, 無次元化された式において下線を施した係数部分が等しければ相似性が成り立つ。したがって, 材料が同一で弾性定数 μ, λ , 降伏応力 σ_y , 線膨張係数 α が温度依存性も含めて同じである場合, 幾何学的相似性の下で対応する点の温度 T が等しければ相似性が成立することが分る。

2. 熱伝導問題

線状加熱における熱伝導は, 材料の熱伝導率 λ (慣習に従った結果, ラーメの定数と同じ記号を用いているが物理的に異なる量である), 単位体積当りの熱容量 C_p , 板厚 h , 熱源から与えられる全入熱速度 Q , 熱源の移動速度 v , 加熱の下での最高到達温度 $T_{\max}$ などに支配される。一方, 長さ, 力, 時間, 温度の次元を, L, F, t, θ で表わすと, これらの量は次のような次元を持つ。

$$[\lambda] = [L^0, F^1, t^{-1}, \theta^{-1}] \quad (\text{a} \cdot 10)$$

$$[C_p] = [L^{-2}, F^1, t^0, \theta^{-1}]$$

$$[h] = [L^1, F^0, t^0, \theta^0]$$

$$[Q] = [L^1, F^1, t^{-1}, \theta^0]$$

$$[v] = [L^1, F^0, t^{-1}, \theta^0]$$

$$[T_{\max}] = [L^0, F^0, t^0, \theta^1]$$

ここで, Rayleigh¹⁸⁾ の方法に従うと, 物体内の温度 T は, 次のような関数で表わすことができる。

$$T = G(\lambda^a, C_p^b, h^c, Q^d, v^e, T_{\max}) \quad (\text{a} \cdot 11)$$

この式の, 次元に注目すると, 次式が成立する。

$$\theta = (F t^{-1} \theta^{-1})^a (L^{-2} F \theta^{-1})^b (L)^c (L^1 F t^{-1})^d \times (L t^{-1})^e (\theta)^f \quad (\text{a} \cdot 12)$$

さらに, 左辺と右辺で次元が一致しなければならないので, 次の関係式が得られる。

$$1 = -a - b + f \quad (\text{a} \cdot 13)$$

$$0 = a + b + d$$

$$0 = -2b + c + d + e$$

$$0 = -a - d - e$$

上の, 4 式より b, c, e, f を消去すると, $T_{\max}$ で無次元化された温度は, 次式のように表わすことができる。

$$T/T_{\max} = \Psi(\{\lambda/C_p V h\}^a \{Q/C_p h^2 V T_{\max}\}^d) \quad (\text{a} \cdot 14)$$

ここで, a, d は任意であるので, 相似性が成り立つためには, 二つの中括弧の中の値がともに同じでなければならない。

$$c_1 = \lambda/C_p V h \quad (\text{a} \cdot 15)$$

$$c_2 = Q/C_p h^2 V T_{\max}$$

さらに, 全節で示したように熱弾塑性変形について相似性が成り立つためには, 温度の絶対値が一致しなければならない。したがって, 最高温度 $T_{\max}$ は, 互いに相似な問題について同じであるので, この条件の下では,

$$c_1 = \lambda/C_p V h \quad (\text{a} \cdot 16)$$

$$c_3 = Q/C_p h^2 V$$

が同じであれば現象は相似となる。さらに, c_1, c_3 が同一であることと, これらの組み合わせとして定義された互いに独立な二つの量が同じであることは同値であるので, 最終的に, 次の二つのパラメータを定義する。

$$\zeta = (c_1)^{-1/2} = (v h / k)^{1/2} \quad (\text{a} \cdot 17)$$

$$\beta = (c_1)^{-1/2} c_3 = Q / p (v h^3)^{1/2}$$

ここで,

k : 熱拡散係数 (thermal diffusivity)

$$k = \lambda / C_p$$

p : 熱侵入係数 (coefficient of heat penetration)

$$p = (\lambda C_p)^{1/2}$$

なお, パラメータ ζ の物理的な意味は, 一定速度で動く移動熱源下における準定常温度場の一般的相似性を与える量であり, 準定常温度場を支配する方程式を無次元表示したときの係数に対応する。すなわち,

$$\nabla^2 \hat{T} = (v h / k) (\partial \hat{T} / \partial \hat{x}) \quad (\text{a} \cdot 18)$$

また, β は, 温度の次元を持ち, その値は, 表面における最高温度を支配する量である^{20), 21)}。

なお, (a・15) 式までの式展開に注目すると, c_1 および c_2 は無次元量であり, 本来は相似則を支配するパラメータとして無次元量を採用するのが自然であるが, パラメータが Q, v, h と材料定数のみで定義でき, しかも表面の最高温度を支配することから, (a・17) 式で与えられる β をあえてパラメータとして採用した。