

溶接 I 形断面部材の残留応力の推定に関する研究

A STUDY ON THE ESTIMATION OF RESIDUAL STRESSES
IN WELDED I-SECTIONS

近藤 明 雅*・日 浦 隆 文**・菊 池 洋 一***

By Akimasa KONDO, Takafumi HIURA and Yoichi KIKUCHI

1. ま え が き

溶接部材においては、部材断面内に存在する残留応力および初期変形が、その座屈荷重を低下させると考えられる。道路橋示方書では、部材の初期変形とその断面内に存在する残留応力を想定して、許容軸方向圧縮応力度、桁の圧縮縁の許容曲げ応力度が定められている。

溶接部材の残留応力は、その構成部材である鋼板の製造時、鋼板の溶断、溶接組立などによって生ずるが、部材断面の形状、断面寸法、製法、鋼種によって、残留応力の大きさおよび分布形が異なる。残留応力・変形の研究は、古くから数多くみられ、最近では、有限要素法が熱応力問題に適用され、降伏応力、ヤング係数等の材料定数に温度依存性を考慮し、3次元問題にも適用できる熱弾塑性応力解析が可能となってきた。佐藤らは、長方形板のグループ溶接による残留応力分布および変形に及ぼす溶接諸条件の影響を論じ、残留応力・変形を求める略算式を示した¹⁾²⁾。一方、構造部材に関しては、米国のリーハイ大学において、圧縮部材の強度と残留応力との関係が研究され³⁾⁴⁾、その後、突合せ溶接、側辺ビード盛溶接された板および溶接組立されたH形断面柱、箱形断面柱などの残留応力分布およびその大きさの測定が、Tall らにより、組織的に進められた^{5)~12)}。溶接組立されたH形断面柱、箱形断面柱の残留応力分布は、長方形板の残留応力分布およびその大きさから、近似的に推定できると述べ、板幅を3種類に区分し、残留応力の大きさと分布形状の平均値を定めている。しかし、部材の板厚、板幅および溶接入熱量の諸条件と残留応力分布およびその大きさとの関連については、明確にされているとはいいがたい。また、Young らは、溶接入熱

量とビード断面積（溶接による収縮力）との関係に着目し、溶接部付近の降伏点に達する引張残留応力の領域幅を推定し、引張残留応力に釣り合う圧縮残留応力の値を求めている^{13)~15)}。この推定値は、残留応力の分布形を矩形分布と仮定した簡略なものであり、ガス切断された鋼板から集成された溶接H形断面のフランジのように、ガス切断縁と溶接ビードの位置が離れている場合については、ふれられていない。

本研究は、溶接部材のうち、最も多く使用されている溶接I形断面部材をとりあげ、その断面形状、寸法および溶接条件を変化させた場合について、溶接残留応力を測定し、これらの変化条件と残留応力分布との関係を調べるとともに、差分法による熱弾塑性解析を行い、測定値と解析値の比較を行った。その結果、接合する部材の板厚が6mmから32mmで、これに対応するすみ肉溶接サイズが4mmから8mm程度の範囲では、I形断面部材の圧縮残留応力は、入熱量と断面形状寸法の一次関数で近似でき、引張残留応力の領域幅およびガス切断の影響による残留応力も比較的正確に求めることができた。よって、溶接部材の耐荷力に及ぼす影響が大であると考えられる残留応力分布について推定式を提案したものである。

2. 実験および結果

実験に用いた構造用鋼板の材質は、すべてSM41で、その機械的性質を表-1に示す。試験体はI形断面のフランジ形状、溶接条件を変化させ、12体製作した。断面寸法、溶接

表-1 鋼材の機械的性質 (SM 41)

t (mm)	Yield Strength (kg/mm ²)	Ultimate Strength (kg/mm ²)	Elongation (%)
8	32	45	28
12	34	47	30
16	31	47	28
19	30	47	30
22	29	46	29
32	29	47	27

* 正会員 名古屋大学助手 工学部土木工学科

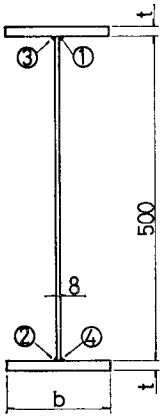
** 正会員 工修 日本鋼管(株)流送設計室

*** 正会員 工博 名古屋大学教授 工学部土木工学科

表-2 試験体の断面形状と溶接条件

	Flange t Thickness	Flange b Width (mm)	Welding Conditions		
			I (A)	V (V)	v (cm/min)
PG-1	8	160	620	34	70
PG-2	12	160	620	34	70
PG-3	16	160	620	34	70
PG-4	19	160	620	34	70
PG-5	32	160	620	34	70
PG-6	22	160	600	32	120
PG-7	22	160	620	34	70
PG-8	22	160	620	34	50
PG-9	8	160	600	32	120
PG-10	32	160	620	34	50
PG-11	22	240	620	34	70
PG-12	22	320	620	34	70

①~④: Welding Sequence
The lengths of welded I-sections are 1000 mm.



条件および溶接順序を表-2に示す。溶接は、すべて一層盛のすみ肉溶接とし、サブマージアーク溶接によって行った。

実験は、① I形断面組立前のガス切断された鋼板の残留応力測定、② ④で測定した同一の部材から溶接組立を行った I形断面部材の残留応力測定、および③ I形断面部材の組立時 (PG-5) の溶接による温度分布の測定からなる。

I形断面組立前の鋼板の残留応力測定には、鋼板の圧延方向に長さを 2150 mm とし、所定の板幅 (表-2)

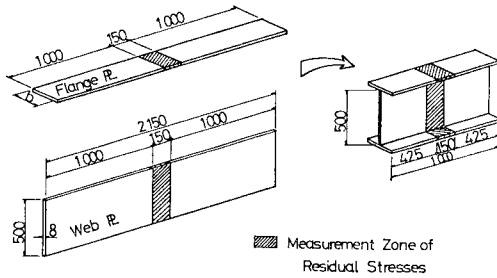


図-1 組立図と残留応力の測定位置

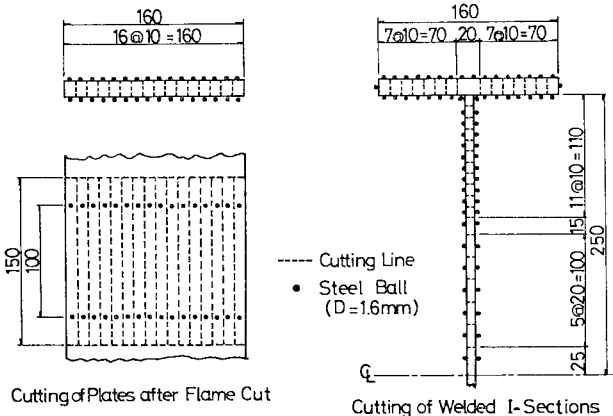


図-2 断面の切断位置と測定点

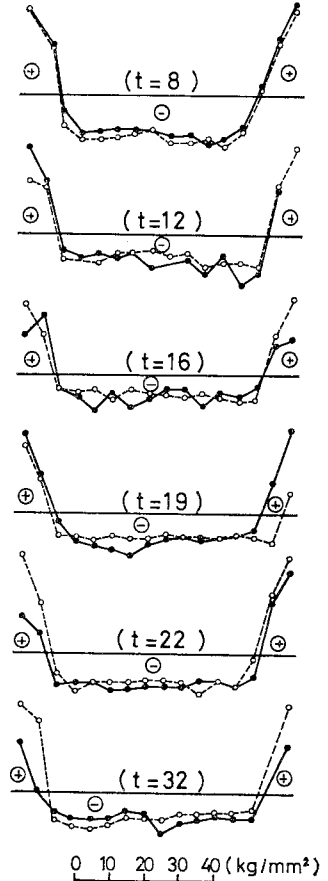


図-3 ガス切断後の鋼板の残留応力分布 ($b=160 \text{ mm}^2$)

に、ガス切断したものをを用いた。残留応力の測定は、図-1に示すように、鋼板の中央部 (15 cm) で行い、残りの長さ 1 m の鋼板により、I形断面部材を溶接組立てした。I形断面部材の切断は、大切断 (輪切り)、フランジと腹板の切り離し、細部切断の順序で行った。

なお、残留応力は、溶接線およびガス切断線方向についてのみ着目し、ひずみ測定には、フェンダー型コンタクトゲージを使用し、あらかじめ 100 mm のゲージにスチールボールを埋め込み、切断前後のゲージ長を測定した。残留応力の測定点および切断線の一例を図-2に示す。ガス切断後の鋼板の切断幅は、すべて 10 mm とした。また、溶接断面部材の場合、フランジでは 10 mm とし、腹板では、溶接部付近で 10 mm、中央部の圧縮応力領域で 20 mm とした。

温度分布の測定は、測定点に直径 5 mm の穴をあけ、クロメル・アルメル熱電対を点溶接して実施した。

(1) ガス切断後の鋼板の残留応力

鋼板の板幅が 160 mm のとき、板厚変化による残留応力分布を図-3に示し、板幅の変化による残留応力分布を図-4に示す。図中、実線および破線は、板の両面での測定値を示している。残留応力の値は、板の両面においてほとんど

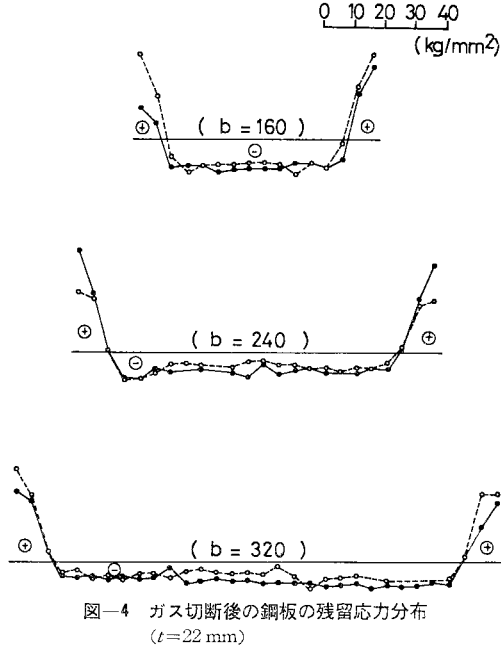


図-4 ガス切断後の鋼板の残留応力分布 (t=22 mm)

差が生じていない。ガス切断縁付近には、降伏点応力に達する引張応力が発生しており、中央部には、一様な圧縮残留応力がみられる。圧縮残留応力と板厚および板幅との関係を調べるために、図-5 に示すように、残留応力分布のモデル化を行った。実測した残留応力分布のうち、圧縮残留応力の領域幅 (b_c') と引張残留応力が圧縮残留応力に変わる部分での応力勾配 (r) とを用い、合圧縮力が等しくなるように、平均圧縮残留応力 (σ_c) を求めた。この平均圧縮残留応力と、板幅、板厚との関係を 図-6 に示す。なお、圧縮残留応力は負の値で示す。

破線の値は、欧州鋼構造連合 (European Convention for Constructional Steelwork, E.C.C.S.) の第 2 回国際

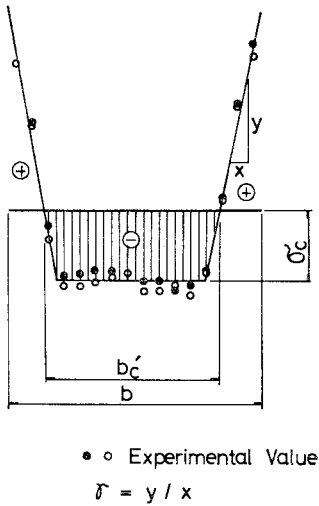


図-5 残留応力分布のモデル化

会議における Introductory Report¹⁵⁾ に示されているガス切断による圧縮残留応力であり、鋼板の板厚、板幅および降伏点応力を与えることにより得られる。平均圧縮残留応力と板厚との関係においては、板厚が 16 mm をこえた部分で、実測値と算出式による値は同様な傾向を示すが、板厚が小さい範囲では大きな差が生じている。

これは、板厚が小さいため、ガス切断による入熱量が、圧縮残留応力の値に大きな影響を与えたものと考えられる。また、板幅との関係では、板幅の増加に伴い、平均圧縮残留応力が減少している。しかし、実測値は、算出式の値に比べ、板幅が増加するほど、大きくなる傾向がみられる。E.C.C.S. では、引張領域の幅を、板厚と降伏点応力によって算出しているため、板厚および降伏点応力が同一の場合には、板幅にかかわらず、引張領域の幅が等しくなる。また実測値は、板幅の異なる鋼板を同一条件でガス切断を行ったものであるが、引張領域の幅は、図-4 に示したように、板幅の増加とともに大きくなっている。このため、板幅の増加に伴う、実測値の平均圧縮残留応力の減少の度合は、算出式に比べ小さくなっている。これらの結果から、① 板幅が一定の場合、ガス切断によって生ずる圧縮残留応力は、板厚の増加とともに大きくなる傾向にあり、② 板幅の増大に対しては、減少する傾向がみられるが、E.C.C.S. の算出式による値に比べ、減少の度合が、小さくなることが認められた。

(2) I 形断面部材の残留応力

I 形断面部材の残留応力分布を、① フランジ板厚が変化した場合、② フランジ幅が変化した場合、および③ 溶接入熱量が変化した場合について測定した結果を、図-7~9 に示す。フランジ両端では、引張残留応力が存在しているが、フランジがガス切断されているため、両端にこの影響が及ばないものであり、溶接組立の際に、新たに圧縮残留応力が、フランジの溶接部から離れた位置

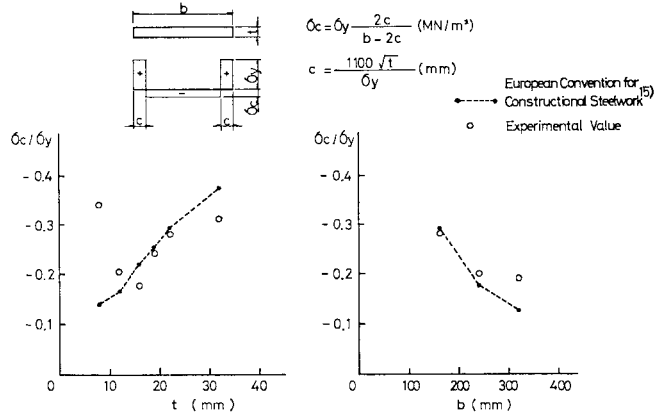


図-6 平均圧縮残留応力と鋼板の板厚、板幅との関係

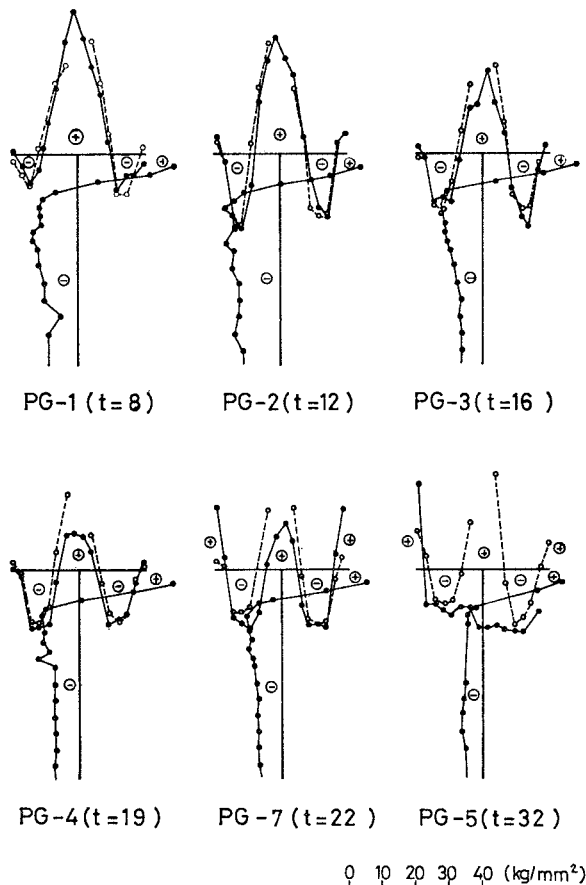


図-7 フランジ板厚の変化による残留応力分布の変動
(入熱量 4300 cal/cm, フランジ幅 160 mm)

に導入され、溶接前に比べて減少している。図-7 は溶接入熱量 (4300 cal/cm, フランジ幅 (160 mm) が一定で、フランジ板厚が 8~32 mm と変化したときの結果であり、破線がフランジ内面、実線がフランジ外面の値を表わしている。溶接部付近の引張残留応力は、板厚が 8, 12 mm では、フランジ内外面の値に差がみられな

い。板厚が 16 mm をこえると、残留応力の差が生じはじめ、実線で示すフランジ外面の引張残留応力の値は、その領域幅とともに小さくなり、32 mm の場合には、ガス切断縁付近を除いて圧縮残留応力となる。また腹板の圧縮残留応力は、フランジ板厚の増加とともに小さくなる傾向にあり、フランジ板厚が 8 mm のとき 12 kg/mm², 32 mm のとき 6 kg/mm² であった。図-8 は、入熱量 (4300 cal/cm), フランジ板厚 (22 mm) が同一で、板幅が変化したときの結果であり、溶接による引張残留応力の領域の幅に変化がみられない。したがって、引張応力につらがる圧縮残留応力は、フランジ幅の増加に伴い減少する。図-9 に、同一形状のフランジを有する部材に、異なった溶接入熱量を与えた場合を示す。(a) は、フランジ幅が 160 mm, 板厚が 22 mm で、入熱量が 2300, 4300, 6100 cal/cm の場合であるが、入熱量の増加に伴い、溶接部付近のフランジ外面の残留応力が、圧縮から引張へと変化し、引張残留応力の領域幅が広がり、圧縮残留応力は 11, 15, 17 kg/mm² と大きくなる。(b) は、板幅 160 mm, 板厚 8 mm の I 形断面部材で、入熱量 2300 cal/cm と 4300 cal/cm の場合を示す。フランジの圧縮残留応力は、入熱量の増加に対して小さくなっている。これは、フランジ断面積に比べ入熱量が大きいと、引張残留応力の領域がフランジ全体に広がり、フランジのみでバランスできず、これとつらがる圧縮残留応力が腹板に発生したためと考えられる。フランジサイズが 160×32 の (c) の場合、入熱量が 4300 cal/cm のとき、フランジ外面では、ガス切断縁をのぞいて圧縮残留応力となり、その大きさは、ほぼ 13 kg/mm² であった。入熱量を 6100 cal/cm に増加すると、引張残留応力の領域が広がり、溶接部付近のフランジ外面の圧縮残留応力は、減少している。また、腹板の圧縮残留応力は、入熱量の増加に伴い、大きくなる傾向を示した。

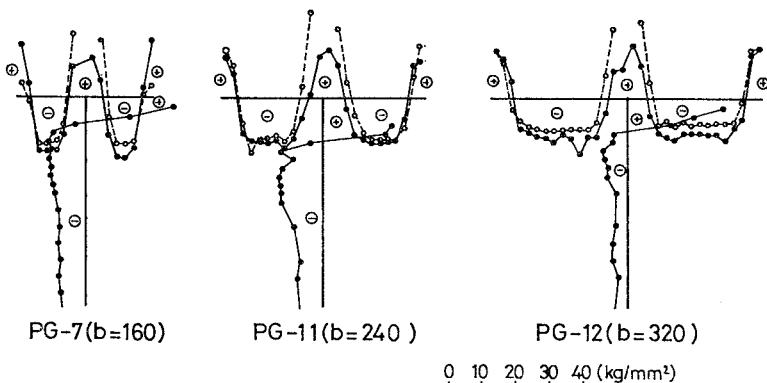


図-8 フランジ幅の変化による残留応力分布の変動
(入熱量 4300 cal/cm, 板厚 22 mm)

一般に使用される溶接 I 形断面部材の断面寸法と溶接サイズの範囲内では、次のような傾向が認められた。① 溶接入熱量が同じ場合引張残留応力の領域幅および圧縮残留応力は、フランジ板厚の増加とともに、減少する傾向にあり、② フランジ板幅の増加に対しては、引張残留応力の領域幅に大きな変化がなく、したがって圧縮残留応力が減少する傾向にある。また、③ フランジの形状が同じ場合、引張残留応力の領域幅および

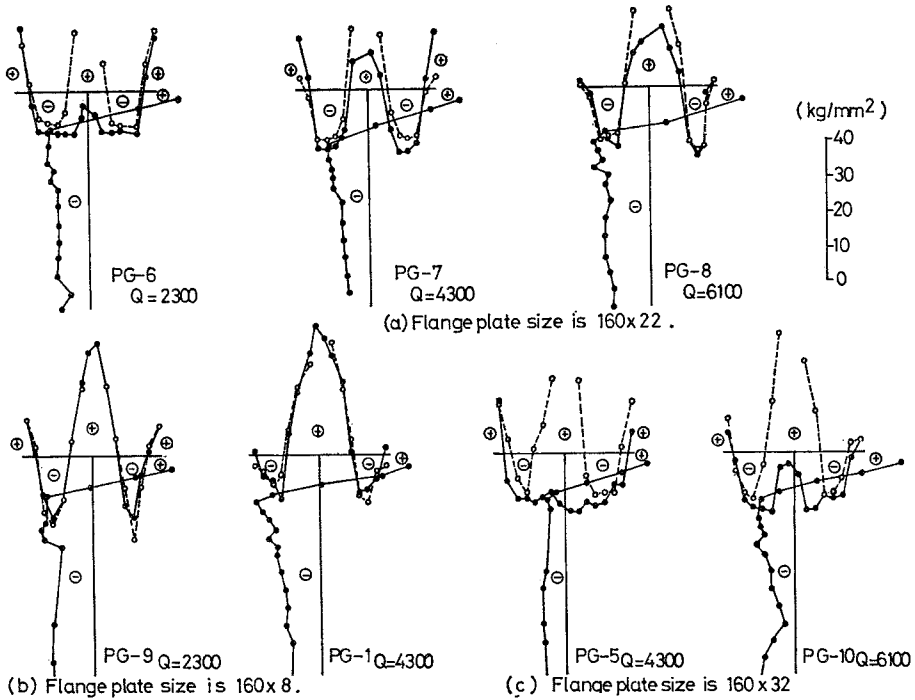


図-9 溶接入熱量の変化に伴う残留応力分布

圧縮残留応力は、溶接入熱量の増加とともに、大きくなる傾向にある。

3. 溶接残留応力の熱弾塑性解析

熱源の移動を考慮しない2次元非定常熱伝導の場合、微小時間 dt において、有限個の微小領域に細分された要素 i と、その周辺要素 ij との間の移動熱量 ΔQ_1 は、要素 i, ij の絶対温度を $T_i(t), T_{ij}(t)$ とし、要素間の中心距離、接触面積を $\Delta L_{ij}, \Delta A_{ij}$ および熱伝導率を k_{ij} とすると次式で与えられる。

$$\Delta Q_1 = \sum_{j=1}^m k_{ij} \cdot \frac{\Delta A_{ij}}{\Delta L_{ij}} \cdot \{T_{ij}(t) - T_i(t)\} \cdot dt$$

また、要素 i が外気に接する場合の要素表面からの熱損失 $\Delta Q_2, \Delta Q_3$ が、Newton 則、Stefan-Boltzman 則に従うものとする、次式で与えられる。

$$\Delta Q_2 = \alpha \cdot \Delta F_i \cdot \{T_a(t) - T_i(t)\} \cdot dt$$

$$\Delta Q_3 = \beta \cdot \Delta F_i \cdot \{T_a(t)^4 - T_i(t)^4\} \cdot dt$$

ここに、 ΔF_i は要素 i の外表面積、 α, β は熱伝達率、 f_k 射係数、 T_a は外気の絶対温度である。熱損失を考慮した要素とその周辺要素との間の熱平衡式は、次式となる。

$$\begin{aligned} \Delta Q / dt &= (\Delta Q_1 + \Delta Q_2 + \Delta Q_3) / dt \\ &= \sum_{j=1}^m k_{ij} \cdot \frac{\Delta A_{ij}}{\Delta L_{ij}} \cdot \{T_{ij}(t) - T_i(t)\} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &+ \alpha \cdot \Delta F_i \cdot \{T_a(t) - T_i(t)\} \\ &+ \beta \cdot \Delta F_i \cdot \{T_a(t)^4 - T_i(t)^4\} \dots \dots \dots (1) \end{aligned}$$

ここで、要素 i の密度、比熱、体積を ρ_i, c_i, V_i とし、温度変化量を ΔT_i とすると、 $\Delta Q / dt = \rho_i \cdot c_i \cdot V_i \cdot \Delta T_i / dt$ となる。 $\Delta T_i = T_i(t+dt) - T_i(t)$ とし、式 (1) の右辺の各要素の温度を Mid Difference¹⁶⁾ によって表現すると、

$$\begin{aligned} &\left\{ \frac{\rho_i \cdot c_i \cdot V_i}{dt} + \frac{1}{2} \sum_{j=1}^m K_{ij} + \frac{1}{2} \alpha \cdot \Delta F_i \right\} \cdot T_i(t+dt) \\ &+ \beta \cdot \Delta F_i \cdot \left[\frac{1}{2} \{T_i(t+dt) + T_i(t)\} \right]^4 \\ &- \frac{1}{2} \sum_{j=1}^m K_{ij} \cdot T_{ij}(t+dt) \\ &= \left\{ \frac{\rho_i \cdot c_i \cdot V_i}{dt} - \frac{1}{2} \sum_{j=1}^m K_{ij} - \frac{1}{2} \alpha \cdot \Delta F_i \right\} \cdot T_i(t) \\ &+ \alpha \cdot \Delta F_i \cdot T_a + \beta \cdot \Delta F_i \cdot T_a^4 \\ &+ \frac{1}{2} \sum_{j=1}^m K_{ij} \cdot T_{ij}(t) \dots \dots \dots (2) \end{aligned}$$

となる。ここに $K_{ij} = k_{ij} \cdot \Delta A_{ij} / \Delta L_{ij}$ とし、外気温 T_a を一定とした。式 (2) では、左辺の未知温度に4乗の項を含んでいるため、次式によって線形化する¹⁷⁾。

$$\begin{aligned} &\left[\frac{1}{2} \{T_i(t+dt) + T_i(t)\} \right]^4 \\ &\approx 2 \cdot T_i(t)^3 \cdot T_i(t+dt) - T_i(t)^4 \end{aligned}$$

上式を用いて、式 (2) を線形化すると、

$$\left\{ \frac{\rho_i \cdot c_i \cdot V_i}{dt} + \frac{1}{2} \sum_{j=1}^m K_{ij} + \frac{1}{2} \alpha \cdot \Delta F_i \right\}$$

$$\begin{aligned}
 & + 2\beta \cdot \Delta F_i \cdot T_i(t)^3 \} \cdot T_i(t + \Delta t) \\
 & - \frac{1}{2} \sum_{j=1}^m K_{ij} \cdot T_{ij}(t + \Delta t) \\
 = & \left\{ \frac{\rho_i \cdot c_i \cdot V_i}{dt} - \frac{1}{2} \sum_{j=1}^m K_{ij} - \frac{1}{2} \alpha \cdot \Delta F_i \right. \\
 & \left. + \beta \cdot \Delta F_i \cdot T_i(t)^3 \right\} \cdot T_i(t) + \frac{1}{2} \sum_{j=1}^m K_{ij} \cdot T_{ij}(t) \\
 & + \alpha \cdot \Delta F_i \cdot T_a + \beta \cdot \Delta F_i \cdot T_a^4 \dots \dots \dots (3)
 \end{aligned}$$

となる。分割要素の数だけ式 (3) の熱平衡式を作成し、連立方程式を解くことにより、微小時間 dt 後の各要素の温度が求められ、新しく求めた温度を再び右辺に代入することにより、時々刻々の温度分布が計算される。入熱に関しては、溶接ビード部の要素に、 dt 時間の溶接入熱による上昇温度を与える。

熱源の移動を考慮した溶接部材の温度分布を正確に知るためには、3次元熱伝導解析が必要となるが、溶接部材のような複雑な断面では、計算機の容量や計算時間の面から、3次元解析を行っていく。そこで、本研究では次の方法で近似計算した。部材の中央部分を解析の対象とし、部材軸方向の長さ 5 cm を計算区間とした。図-10 (a) に示すように、5 cm の計算区間を 5 分割し、第 1 断面から第 5 断面までの 5 断面を設けた。さらに各断面は、図-10 (b) に示すような要素に分割した。ある時刻に、各断面内で式 (3) による 2次元熱伝導解析を行い、さらに部材軸方向にこれら 5 断面の間で、1次元熱伝導解析を行った。熱源が第 1 断面から第 5 断面まで移動するに従い、第 3 断面の温度分布に着目すれば、時々刻々と変化する温度分布が得られる。

これらの計算には、次の仮定を設けた。① 比熱・熱伝導率は、各要素の温度によって変化するものとし、図-11 に示す値を用いる¹⁸⁾。② 熱伝導率は、放射によるものについては、Stefan-Boltzman 則に従い、完全黒体の 85% の放射があるものとし、空気の対流によるものは、 $2 \times 10^{-4} \text{ cal/cm} \cdot \text{sec} \cdot ^\circ\text{C}$ とした。③ 入熱に関しては、アークの熱効率を 90% とした。

2次元および本報の近似解析結果と、実測値との比較を図-12 に示す。双方の解析結果は、実測値とほぼ良好な一致をみるが、本報で取扱った近似解析は、2次元解析に比べて、溶接部材付近の測点 (No. 3, 5, 6) において、最高温度が実測値とよりよい一致をみた。

上述の温度分布計算結果を用

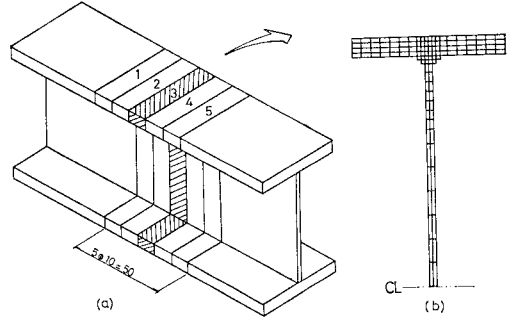


図-10 I 形断面部材の部材軸方向の分割と要素分割

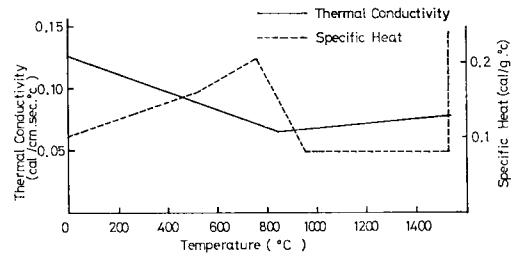


図-11 温度変化と熱伝導率、比熱との関係

い、溶接による溶接線方向の残留応力を次に示す仮定のもとに、弾塑性解析により求めた。① 部材を各要素に分割し、各要素の図心に剛性が集中している。② 熱膨張ならびに応力は、部材軸方向だけを考える。③ 平面保持の法則に従う。④ 応力-ひずみ関係は、図-13 のように簡略化した弾塑性とする。⑤ 線膨張係数 (α)、ヤング係数 (E)、降伏ひずみ (ϵ_y) は、素材の温度の関数とし、図-14 に示す値を用いる^{18)~20)}。

2次元および本報の近似熱伝導解析結果を用いて行った弾塑性解析結果の例を、図-15, 16 に示す。ガス切断による残留応力の値は、図-3, 4 に示した実測値を各鋼板の初期ひずみとして与えた。両解析結果を圧縮残

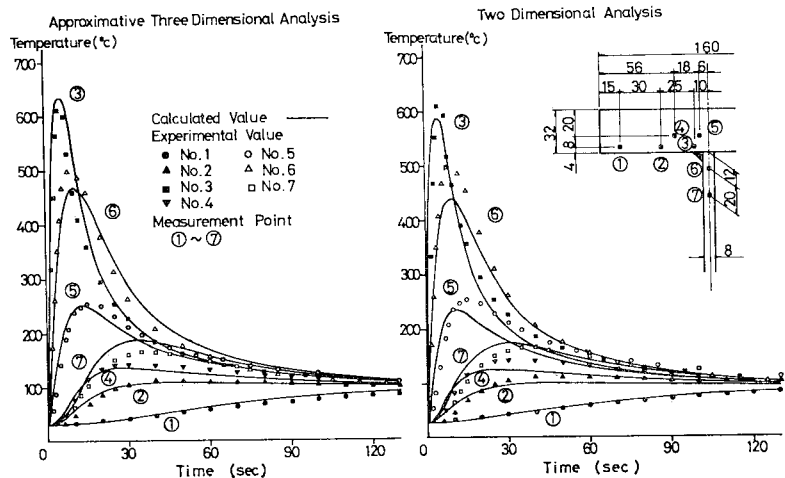


図-12 温度分布の実測値と解析結果との比較 (PG-5)

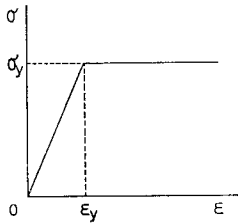
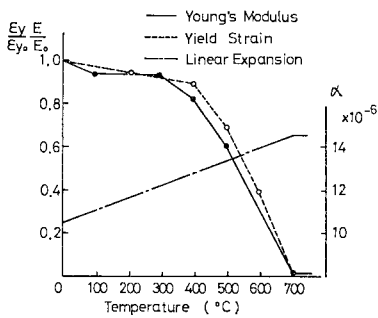


図-13 簡略化した応力-ひずみ関係

残留応力について比較すると、フランジ板厚が 19, 32 mm の場合とも、フランジで 2~3%、腹板で 5% の差があるのみで、分布形状はほぼ同じである。このことから、2次元および本報の近似熱伝導解析による温度分布の差異が、溶接残留

応力に及ぼす影響は小さく、したがって、2次元熱伝導解析を行うことにより、溶接残留応力分布およびその大きさを予測することができると考えられる。



E_0 is Young's Modulus at the normal temperature.
 E_y is Yield Strain at the normal temperature.

図-14 ヤング係数、降伏ひずみ、線膨張率と温度との関係

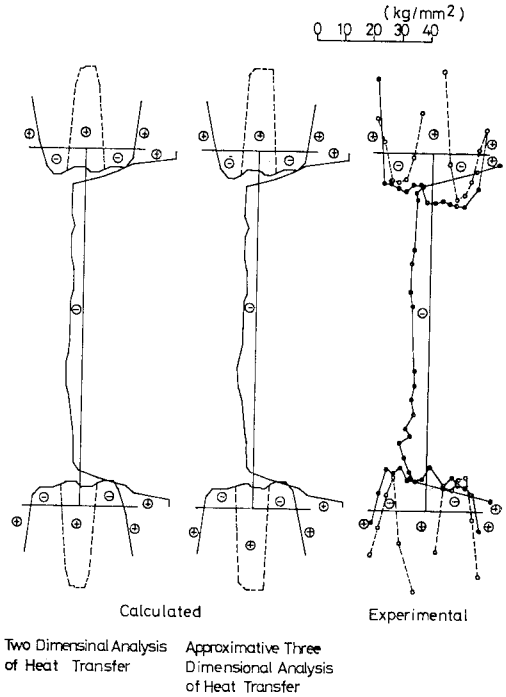


図-16 残留応力の実測値と解析値との比較 (フランジサイズ 160×32)

4. 断面形状、溶接入熱量の変化に伴う圧縮残留応力

溶接部材の断面形状および入熱量が変化した場合の残留応力分布の傾向は、実験結果から明らかになったが、ここでは、構造部材の圧縮耐荷力に大きな影響を及ぼす圧縮残留応力に着目し、断面形状および入熱量が残留応力に及ぼす影響を検討する。なお、実験値および数値計算結果(図-15, 16)では、フランジ両面で残留応力分布の差が現われているが、一般に、残留応力を考慮した耐荷力の解析では、板厚方向の残留応力を一定として取扱っていることや、板厚方向の応力分布を考慮すると、残留応力の近似が繁雑になることから、図-5の残留応力分布のモデル化と同様な方法で求めた平均圧縮残留応力と、板の両面での引張残留応力の平均値である平均引張残留応力について検討を進める。

ガス切断後の残留応力、つまり初期ひずみを考えないで、溶接残留応力のみを対象として、溶接部材のフランジ幅、フランジ厚、腹板高および入熱量を変動させて、前述の数値計算により、残留応力分布を求め、さらに平均圧縮残留応力、平均引張残留応力の領域幅を求めた。図-17(a)にフランジ幅が 160 mm、腹板高が 500 mm のとき、平均圧縮残留応力と、1 ビードあたりの入熱量との関係を、フランジ板厚ごとに図示した。入熱量の増

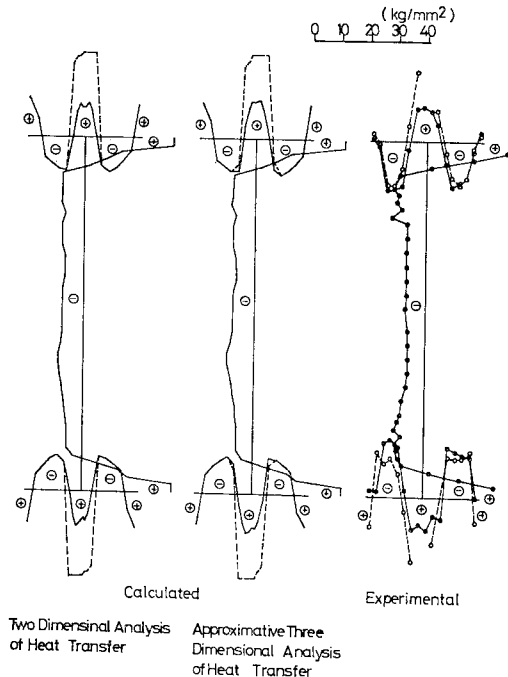


図-15 残留応力の実測値と解析値との比較 (フランジサイズ 160×19)

加に伴う平均圧縮残留応力の増加の割合は、フランジ板厚が減少するにつれて大きくなり、板厚が 19 mm 以下

の場合、入熱量が 2500 cal/cm 付近で勾配に折点が生じ緩くなる。同様な断面で入熱量が、1000, 2500, 5000 cal/cm の場合について、平均圧縮残留応力とフランジ板厚との関係を 図-17 (b) に示す。板厚が大きくなるにしたがい、平均圧縮残留応力が減少し、入熱量が大きいほど応力の減少の割合が大きくなっている。平均圧縮残留応力とフランジ幅、腹板高との関係を 図-17 (c), (d) に示すが、平均圧縮残留応力は、板幅、腹板高の増大に伴い減少している。これらの平均圧縮残留応力を、入熱量 (Q)、フランジ幅 (2b)、腹板高 (2h) そして断面積 ($A=2b \cdot t_f+h \cdot t_w$) により整理したものを 図-18 に示す。また、平均引張残留応力の領域幅を、入熱量、フランジおよび腹板の板厚 (t_f, t_w) 比によって図示したものが 図-19 である。これらの図の範囲は、道路橋示方書²¹⁾、鋼鉄道橋設計標準²²⁾および鋼構造設計標準²³⁾等において規定されている使用部材板厚に対するすみ肉溶接サイズを考慮したものであり、板厚が 6 mm から 32 mm で、これに対応するすみ肉溶接サイズが 4 mm から 8 mm 程度の場合には、平均圧縮残留応力、平均引張残留応力の領域幅とも、図中に示した一次式で近似される。

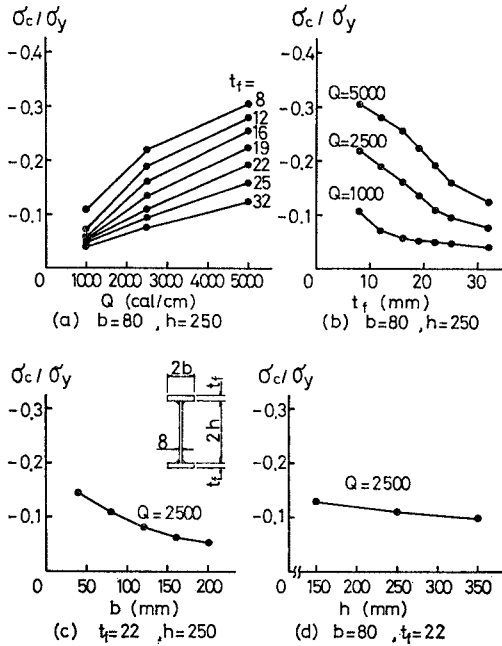


図-17 溶接入熱量、断面形状の変化による平均圧縮残留応力

5. 溶接 I 形断面部材の残留応力の推定法

構造部材を溶接組立によって製作する場合、ガス切断された鋼板を使用することが

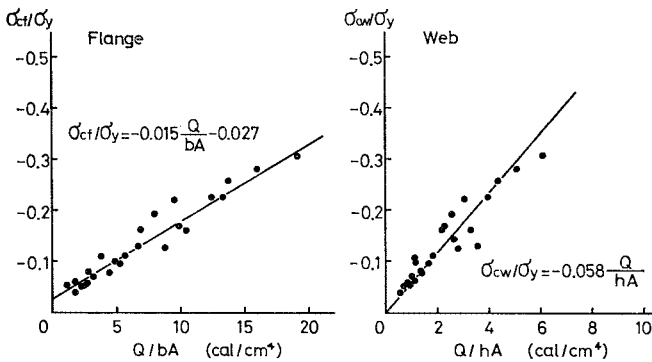


図-18 溶接による平均圧縮残留応力 ($A=2b \cdot t_f+h \cdot t_w$)

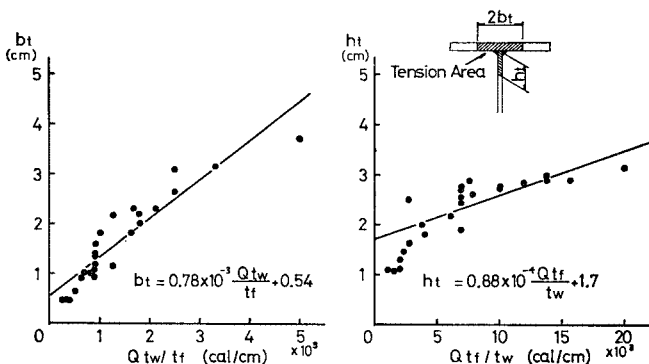


図-19 溶接による平均引張残留応力の領域幅

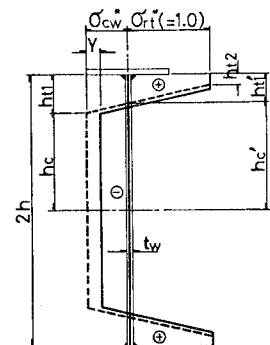
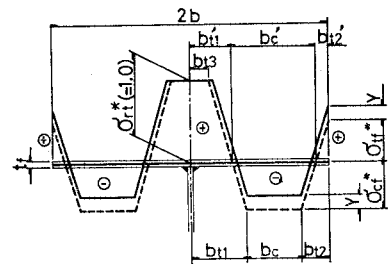


図-20 溶接 I 形断面部材の残留応力分布の仮定

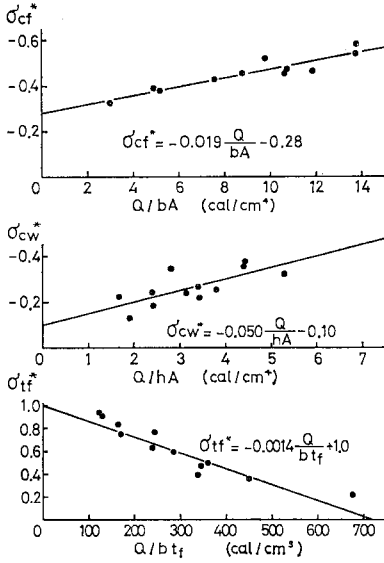


図-21 フランジ、腹板の残留応力の大きさの近似

多い。したがって、残留応力分布およびその大きさを推定するには、ガス切断の影響を考慮する必要があり、ガス切断による残留応力は、溶接のときの温度上昇により、その一部が開放される。そして、温度下降時には、新しく溶接残留応力が加わる。このように、ガス切断線の引張残留応力と応力勾配は、新たに導入された溶接残留応力の影響を受けるため、部材断面形状、溶接入熱量によって変化する値とし、溶接後の残留応力分布を図-20のように仮定する。この仮定した残留応力分布に基づき、溶接 I 形断面部材 (PG-1~PG-12) について、平均圧縮残留応力、平均引張残留応力の領域幅および引張応力の領域での応力勾配を求めた。そして、これらの値と溶接入熱量および断面寸法との関係を最小二乗法により、直線近似を行って求め、図-21~23 (図の内容については、後で述べる) に示した。図-20 の破線で示した残留応力分布は、図-21~23 に示した近似式 (または式 (6)) によって求められる分布を表わし、内部応力のつり合いは考慮されていない。そこで、内部応力のつり合いがとれた状態の残留応力分布を実線で示し、推定値とした。

いま、軸方向力のつり合いによる補正量を Y とすると、

$$Y = \frac{K_2 - \sqrt{K_2^2 - K_1 \cdot K_3}}{K_1} \dots \dots \dots (4)$$

で表わされる。ここに、

$$\begin{aligned} K_1 &= 2t_f / \alpha_1 + t_w / \beta_1 \\ K_2 &= \frac{1}{2} \alpha_2 \cdot A_f + \frac{1}{2} \beta_2 \cdot A_w \\ &\quad + 2t_f \cdot \sigma_{tf}^* / r_1 + K_1 \cdot \sigma_{rt}^* \end{aligned}$$

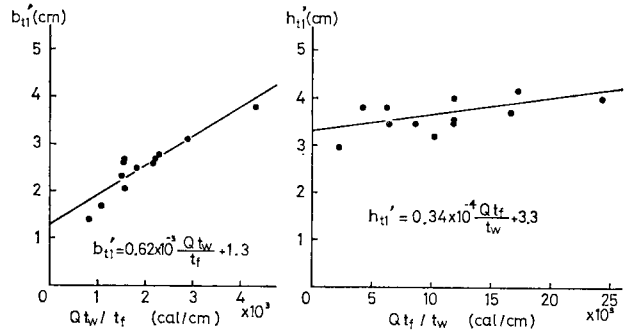


図-22 引張残留応力の領域幅の近似

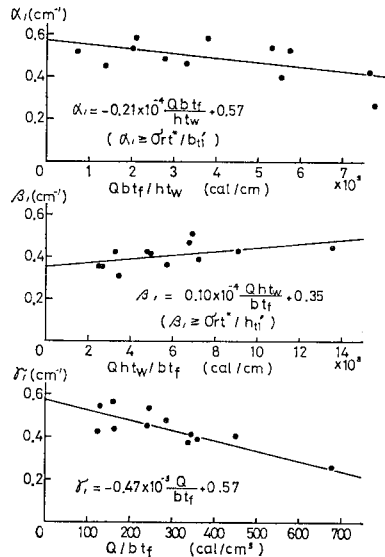


図-23 フランジ、腹板の溶接部付近における応力勾配 (α₁, β₁) とガス切断線付近での応力勾配 (γ₁) の近似

$$\begin{aligned} K_3 &= (2K_2 - K_1 \cdot \sigma_{rt}^* - A_w - A_f) \cdot \sigma_{rt}^* \\ &\quad - \alpha_2 \cdot A_f \cdot \sigma_{cf}^* - \beta_2 \cdot A_w \cdot \sigma_{cw}^* \\ &\quad - 2t_f \cdot \sigma_{cf}^{*2} / \alpha_1 - t_w \cdot \sigma_{cw}^{*2} / \beta_1 \\ &\quad - 2t_f \cdot (\sigma_{cf}^{*2} + \sigma_{tf}^{*2}) / r_1 \end{aligned}$$

α₁: フランジの溶接部付近の応力勾配
β₁: 腹板の溶接部付近の応力勾配
r₁: フランジのガス切断線付近の応力勾配

$$\begin{aligned} A_f &= 4t_f \cdot b, \quad A_w = 2t_w \cdot h \\ \alpha_2 &= b_c' / b = 1 - b_{t1}' / b - \sigma_{tf}^* / r_1 \cdot b \\ \beta_2 &= h_c' / h = 1 - h_{t1}' / h \end{aligned}$$

..... (5)

各応力度 (σ_{cf}^{*}, σ_{cw}^{*}, σ_{tf}^{*}) は、降伏点応力度 (σ_y) で除し、無次元化した値とする。

図-21 は、溶接入熱量、断面寸法の変化に対するフランジ、腹板の平均圧縮残留応力 (σ_{cf}^{*}, σ_{cw}^{*})、およびフランジのガス切断線における平均引張残留応力 (σ_{tf}^{*})

を示したものである。平均圧縮残留応力は、それぞれ Q/bA , Q/hA に比例し、ガス切断線の平均引張残留応力は、 Q/bt_f に反比例する結果となった。図-22 はガス切断された鋼板を用いた場合の、フランジ、腹板の溶接部近傍における平均引張残留応力の領域幅 (b_{t1}' , h_{t1}') を示したものである。またガス切断後の残留応力を考えないで、溶接残留応力のみを対象とした場合については、図-19 に示した。両図を比較すると、ガス切断された鋼板を用いて溶接組立てした場合の、腹板の領域幅は、溶接入熱量が小さいかもしくは板厚比が小さい範囲では、15 mm 程度大きくなるのが認められる。図-23 は、フランジ、腹板の溶接部付近における応力勾配 (α_1 , β_1) およびガス切断線付近での応力勾配 (γ_1) を示す。溶接部付近での応力勾配は、入熱量およびフランジと腹板との面積比によって求められる、フランジでは、 $Q \cdot b \cdot t_f / h \cdot t_w$ に反比例し、腹板では、 $Q \cdot h \cdot t_w / b \cdot t_f$ に比例する。また、ガス切断線での応力勾配は、 $Q/b \cdot t_f$ に反比例する。これらの近似式をまとめると次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{cf}^* &= -0.019 \cdot Q/b \cdot A - 0.28 \\ \sigma_{cw}^* &= -0.050 \cdot Q/h \cdot A - 0.10 \\ \sigma_{tf}^* &= -0.0014 \cdot Q/b \cdot t_f + 1.0 \\ b_{t1}' &= 0.62 \times 10^{-3} \cdot Q \cdot t_w / t_f + 1.3 \\ h_{t1}' &= 0.34 \times 10^{-4} \cdot Q \cdot t_f / t_w + 3.3 \\ \alpha_1 &= -0.21 \times 10^{-4} \cdot Q \cdot b \cdot t_f / h \cdot t_w + 0.57 \\ &\quad (\alpha_1 \geq \sigma_{rf}^* / b_{t1}') \\ \beta_1 &= 0.10 \times 10^{-4} \cdot Q \cdot h \cdot t_w / b \cdot t_f + 0.35 \\ &\quad (\beta_1 \geq \sigma_{rt}^* / h_{t1}') \\ \gamma_1 &= -0.47 \times 10^{-3} \cdot Q / b \cdot t_f + 0.57 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

このように、溶接 I 形断面部材の断面形状、溶接条件が決まれば、式 (4)~(6) により補正量が求まり、残留応力分布形状およびその大きさを推定することができる。

一例として、PG-1, PG-5, PG-12 について、推定値を計算して、図-24 に示す。実測値は、外面と内面との値の平均値とした。推定値と実測値とを比較すると、よく一致しており、したがって、断面形状、溶接条件を知ることにより、残留応力分布を推定できるものと考えられる。また、SM 50 材を使用し、サブマージアーク溶接によって組立てられた I 形断面部材の実測値²⁴⁾との比較を図-25 に示すが、推定値と良好な一致をみた。鋼の変態による膨張、収縮が、溶接残留応力分布およびその大きさに影響を及ぼすと考えられるが、変態温度が SM 41 材と大差のない SM 50 材についても、SM 41 材の供試体から求めた残留応力分布の推定式が、適用できるものと考えられる。

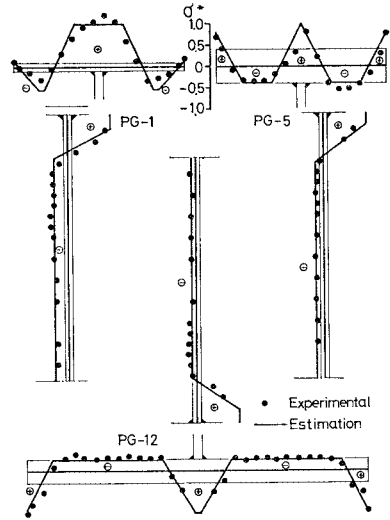


図-24 残留応力分布の推定値と実測値との比較

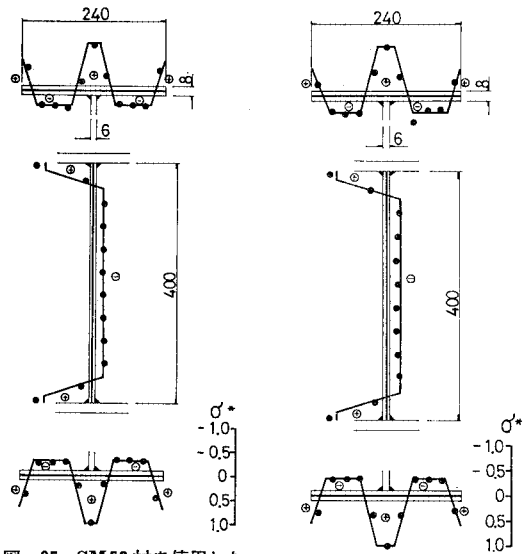


図-25 SM 50 材を使用した溶接 I 形断面の実測値と推定値 (サブマージアーク溶接, $Q = 3100 \text{ cal/cm}$)

図-26 手溶接の場合の実測値と推定値 (SM 50 材, $Q' = 4300 \text{ cal/cm}$)

これらの溶接残留応力分布およびその大きさの推定式は、構造部材の溶接組立には、自動溶接が多く使用されていることから、自動溶接を対象としたものである。そこで、溶接入熱量に影響を及ぼす各種溶接法の熱効率の差に着目し、推定式を手溶接の場合に適用してみよう。式 (6) は、サブマージアーク溶接を対象とし、入熱量 (Q) は、溶接熱効率を 1.0 として算出している。このため、サブマージアーク溶接の熱効率を η_1 、手溶接の熱効率を η_2 とし、手溶接によって発生する熱量を Q' とすると、式 (6) に適用する手溶接の入熱量は、 $Q = \eta_2 / \eta_1 \cdot Q'$

で得られる。いま、 $\eta_1=0.9$ 、 $\eta_2=0.8^{(4)}$ として計算し、実測値と比較したものが図-26 である。手溶接の場合にも、推定値は実測値と非常によく一致しており、熱効率の比に着目することにより、推定式は、手溶接による場合についても適用できると考えられる。

6. あとがき

溶接部材のフランジ形状、溶接条件を変化させ、残留応力の測定実験および熱弾塑性解析を行い、溶接 I 形部材の形状、溶接条件が残留応力に及ぼす影響について検討した。

その結果を示すと、次のようである。

(1) ガス切断により発生する圧縮残留応力は、板幅が一定のとき、板厚の増加とともに大きくなり、板厚が一定の場合には、板幅の増加にしたがい減少する。

(2) 溶接 I 形断面部材では、溶接入熱量が同じ場合、引張残留応力の領域幅および圧縮残留応力は、フランジ板厚の増加とともに減少する。フランジ板幅の増加に対しては、引張残留応力の領域幅に大きな変化はなく、したがって圧縮残留応力が減少する。また、フランジの形状が同じ場合、引張残留応力の領域幅および圧縮残留応力は、溶接入熱量の増加とともに大きくなる。

(3) 本研究で取扱った熱伝導解析結果は、2次元解析結果に比べ、測定結果により近い。しかし、両方法による温度分布の差異が溶接残留応力分布およびその大きさに及ぼす影響は小さい。

(4) 溶接によって生ずる圧縮残留応力の大きさおよび引張残留応力の領域幅は、溶接条件と断面形状に左右されるが、板厚が 6mm から 32mm で、これに対応するすみ肉溶接サイズが 4mm から 8mm 程度の場合には、図-18, 19 に示したように、入熱量と断面形状の一次関数で近似できる。

(5) ガス切断された鋼板から組立てた 2 軸対称溶接 I 形断面部材の残留応力分布およびその大きさは、式 (6) によって近似でき、さらに式 (4), (5) を用いて補正量を求めることにより推定することができる。

数値計算には、名古屋大学大型計算機センターの FACOM 230-75 を使用した。本報文をまとめるにあたり、試験体製作で協力いただいたトピー工業 (株) 豊橋工場技術研究所の方々に厚く感謝する次第である。

参考文献

- 1) 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，第 45 巻，第 2 号，pp. 150~156, 1972.2.

- 2) 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，第 45 巻，第 4 号，pp. 302~308, 1976.4.
- 3) Huber, A.W. and L.S. Beedle: Residual Stress and the Compressive Strength of Steel, The Welding Journal, Vol. 33, No. 12, Research Supplement, pp. 589-s~614-s, 1954.12.
- 4) Beedle, L.S. and L. Tall: Basic Column Strength, Journal of the Structural Division, Proc. of ASCE, Vol. 86, No. ST 7, pp. 139~173, 1960.7.
- 5) Nagaraja Rao, N.R. and L. Tall: Residual Stresses in Welded Plates, The Welding Journal, Vol. 40, No. 10, Research Supplement, pp. 468-s~480-s, 1961.10.
- 6) Estuar, F.R. and L. Tall: Experimental Investigation of Welded Built-Up Columns, The Welding Journal, Vol. 42, No. 8, Research Supplement, pp. 164-s~176-s, 1963.7.
- 7) Tall, L.: Residual Stresses in Welded Plates—A Theoretical Study, The Welding Journal, Vol. 43, No. 1, Research Supplement, pp. 10-s~23-s, 1964.1.
- 8) Nagaraja Rao, N.R., F.R. Estuar and L. Tall: Residual Stresses in Welded Shapes, The Welding Journal, Vol. 43, No. 7, Research Supplement, pp. 295-s~306-s, 1964.7.
- 9) Mcfalls, R.K. and L. Tall: A Study of Welded Columns Manufactured from Flame-Cut Plates, The Welding Journal, Vol. 48, No. 4, Research Supplement, pp. 141-s~153-s, 1969.4.
- 10) Alpsten, G.A. and L. Tall: Residual Stresses in Heavy Welded Shapes, The Welding Journal, Vol. 49, No. 3, Research Supplement, pp. 93-s~105-s, 1970.3.
- 11) Brozzetti, J., Alpsten, G.A. and L. Tall: Welding Parameters, Thick Plates and Column Strength, The Welding Journal, Vol. 50, No. 8, Research Supplement, pp. 331-s~342-s, 1971.8.
- 12) Bjørhovde, R., Brozzetti, J., Alpsten, G.A. and L. Tall: Residual Stresses in Thick Welded Plates, The Welding Journal, Vol. 51, No. 8, Research Supplement, pp. 392-s~405-s, 1972.8.
- 13) Dwight, J.B. and K.E. Moxham: Welded Steel Plates in Compression, The Structural Engineer, Vol. 47, No. 2, pp. 49~66, 1969.2.
- 14) Young, B.W.: The effect of process efficiency on the calculation of weld shrinkage forces, Proc. of the Institution of Civil Engineers, Part. 2, Vol. 57, pp. 685~692, 1974.12.
- 15) European Convention for Constructional Steelwork: Introductory Report, Second International Colloquium on Stability, pp. 31~46, 1976/77.
- 16) Rohsenow, W.M. and J.P. Hartrett: Handbook of Heat Transfer, McGraw-Hill, pp. 4-46~4-57, 1973.
- 17) Gaumer, G.A.: Stability of Three Finite Difference Methodes of Solving for Transient Temperatures, ARS Journal, pp. 1595~1597, 1962.10.
- 18) 日本金属学会・日本鉄鋼協会：金属材料便覧，丸善，pp. 55~66, pp. 535~537, 1967.
- 19) Timoshenko, S.: Strength of Materials (Third Edition), D. Van. Nostrand Co. Inc., pp. 516~527, 1956.
- 20) 菊池洋一ほか：高張力鋼の残留応力特性に関する研究，溶接学会誌，第 43 巻，第 9 号，pp. 876~885, 1974.9.
- 21) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，p. 145, 1973.2.
- 22) 土木学会：鋼鉄道橋設計標準解説，p. 221, 1970.3.
- 23) 日本建築学会：鋼構造設計標準，p. 32, 1970.5.
- 24) 神谷周浩：高張力鋼部材の残留応力に関する研究，名古屋大学大学院修士論文，No. 73105, 1973.3.

(1978.7.5・受付)