

箱桁断面に仮付け溶接された隅肉溶接継手の引張拘束応力 および拘束度係数についての一考察

A DISCUSSION OF TENSILE RESTRAINT STRESS AND RESTRAINT COEFFICIENT OF FILLET WELDED JOINTS TACK-WELDED ON BOX GIRDER SECTIONS

井藤 昭夫*・渡辺 昇**

By Akio ITOH and Noboru WATANABE

The tensile restraint stress and restraint coefficient of fillet welded joints tack-welded on box girder sections are analyzed by the displacement by spontaneous expansion from weld heat input on diaphragm webs or ribs, and rigidity ratio of the diaphragm web and flange or rib and flange. The results are summarized as follows: (1) The restraint coefficient (R_{r0}) is directly proportional to the load distribution factor determined by the rigidity ratio of diaphragm web and flange or rib and flange. (2) The restraint coefficient (R_{r0}) of a diaphragm web is almost constant regardless of the position, but the restraint coefficient (R_{r0}) of a rib at the end of a welded line is about 3 times that at the center of a weld line. (3) The tensile restraint stress of a rib at the end of a weld line sometimes exceeds 70 kgf/mm².

1. はじめに

本研究は、箱桁の隅肉溶接による拘束応力および拘束度について理論的に考察したものであり、箱桁を構成するフランジ、ウェブ、リブなどの溶接入熱による自由膨張変位およびこれら部材の相互の剛性と自由膨張が冷却により収縮する収縮量との関連から、拘束応力と拘束度を求める一方法を述べたものである。

溶接継手の割れや予熱温度に関する研究は、現在まで多くの成果が得られており、文献(1)にその概要が紹介されている。また、WES 3002-1973²⁾では、溶接継手の低温割れを防止するのに必要な予熱温度を決定するための鋼材の割れ感受性指数として式(1)の P_w が提案されている。

$$P_w = P_{cm} + H/60 + K/40\,000 \dots \dots \dots (1)$$

式(1)で P_{cm} は鋼材の化学成分(%), H は溶接金属中の拡散性水素量(cc/100g), K (現在では R_F と表示され kgf/mm² の次元をもつ。以下 R_F 値とよぶ)は溶接継手に生ずる拘束度であり、拘束度係数(本文では

R_{r0} と表わし kgf/mm²/mm の次元をもつ)と板厚との積で表示される。ただこの R_F 値は突合せ溶接継手に関するものであるが、本文では隅肉溶接継手(以下単に継手とよぶことにする)の引張拘束力による R_F 値を式(1)に適用するため、一考察を行ったものである。

そこで本文では箱桁断面の継手の拘束応力と R_F 値の解析を単純化して次のようにした。すなわち母板(ウェブまたはリブを母板と称することにする)とフランジが溶接入熱のために溶接部で膨張あるいは変形を生ずるが、冷却により母板とフランジに応力の分配による拘束応力が生ずる。本文ではこの拘束応力を、母板の冷却による面内の収縮量と等価な変位を生ずるような荷重状態での母板の平面応力として求めることにし³⁾、母板とフランジのそれぞれの剛性に応じて分配されるものとした。

なお解析は、溶接長の短い仮付け溶接時に R_F 値が一般に大きくなるので⁴⁾、箱桁断面のダイヤフラムウェブまたはリブの一断面に仮付け溶接の継手が1個ある場合について、母板の拘束応力と拘束度に注目し、母板厚やフランジ厚、溶接箇所を種々に変えて行った。

2. フランジ～母板間の拘束応力計算モデル

フランジと母板が溶接後冷却する際に溶着部に剛性が

* 正会員 専修大学北海道短期大学教授 土木科
(〒072 美瑛市字美眼1610-1)

** 正会員 工博 北海道大学教授 工学部土木工学科
(〒060 札幌市北区北13条西8丁目)

生じ、自由な収縮を拘束するためにフランジや母板に拘束応力が発生する。

この拘束応力がどの程度になるかを知るため、まずフランジと母板との溶接部に熱源(母板厚 $t_w \times$ 継手長 $2b$)が作用したとして、その状態を Fig. 1 に示した。

Fig. 1 の (a) はダイヤフラムとフランジを、(b) はリブとフランジとを隅肉溶接した場合を示し、熱源は母板の板厚方向に瞬時に作用するものとする。

また Table 1 に各板の境界条件を示す。なお Table 1 で u_x, u_y, u_z および $\theta_x, \theta_y, \theta_z$ は、それぞれ Fig. 1 に示す x, y, z 軸方向の変位と回転成分を表わす。

Fig. 1 に示した溶接部付近では、溶接により母板とフランジとが高温や溶融のため熱膨張を起こす。その後冷却過程を経て収縮変位を拘束するため溶接部付近に拘束応力が生ずる。

本文では母板の溶接による面外の変位と回転変形およびフランジの面外変位を微小であるとし⁵⁾、また継手の低温割れは溶接ビードに垂直に作用する引張拘束力に大きく影響されることから⁶⁾、次の突合せ溶接の場合の母板の自由膨張変位と収縮量との関係式が成立するものとする。すなわち溶接入熱による母板のみの自由膨張変位を δ_T 、溶接金属の収縮変位を S_w とすれば、冷却時間を t としたとき、母板の最終収縮変位を $S_{t-\infty}$ として、

$$S_{t-\infty} = \delta_T + S_w \quad (2)$$

となるが、 S_w は δ_T に比べて非常に小さいとされているので⁷⁾結局式 (2) は次式となる。

$$S_{t-\infty} \doteq \delta_T \quad (3)$$

この $S_{t-\infty}$ が母板とフランジとにそれぞれの剛性に応じて分配され、母板とフランジに Fig. 1 に示した z 軸

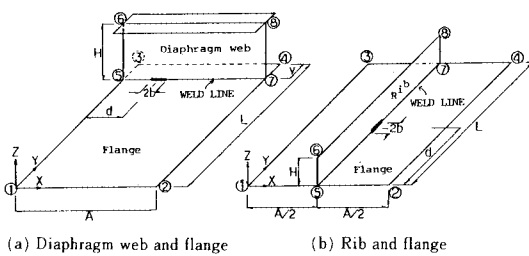


Fig. 1 Effect of weld heat input.

Table 1 Boundary conditions of plates.

PLATES EDGES	BOUNDARY CONDITIONS	
	FLANGE AND RIB	FLANGE AND DIAPHRAGM WEB
①-②	$U_x = U_y = U_z = 0$	
③-④	$\theta_y = \theta_z = 0$	
①-③	$U_x = U_y = U_z = 0$	
②-④		$\theta_x = \theta_y = \theta_z = 0$
⑤-⑥		
⑦-⑧		
⑥-⑧	$U_x = 0$ $\theta_x = \theta_y + \theta_z = 0$	$U_x = U_y = U_z = 0$ $\theta_x = \theta_y = \theta_z = 0$



Fig. 2 Spring constants K_f and K_w and load distribution.

方向に拘束応力が生ずる。

いま母板に生ずる拘束応力の分配の様子を Fig. 2 に示すような力ばね系に置換したとき、母板とフランジのばね定数を k_w, k_f 、また母板に自由膨張変位 δ_T を生じさせるに相当する力の大きさを P とすれば、母板の拘束力は最小仕事の原理から、フランジに生じる反力 X と等しく次式となる。

$$X = P / (1 + k_w/k_f) = \lambda \cdot P \quad (4)$$

ここに $\lambda = 1 / (1 + k_w/k_f)$ である。

式 (4) で $k_f \rightarrow \infty$ すなわちフランジの剛性がきわめて大きければ母板に $X = P$ なる拘束力が生じ、 $k_f \rightarrow 0$ すなわちフランジが存在しなければ $X = 0$ となり母板に拘束力が生じないことになる。この λ を用いて母板の拘束応力を表わせば次のようになる。Fig. 1 で母板の z 軸方向に単位分布荷重(分布面積、 $t_w \times 2b$)を作用させたときの載荷位置で、母板の z 軸方向の応力と変位を σ_0, δ_s 、拘束応力を σ_w と表示すれば σ_w は次式から求まる。

$$\sigma_w = (\delta_T / \delta_s) \cdot \sigma_0 \cdot \lambda = \delta_T (\sigma_0 / \delta_s) \cdot \lambda \quad (5)$$

3. 母板の溶接入熱による自由膨張変位の計算

母板の溶接入熱による面内方向の自由膨張変位の計算は、母板単体のみに Fig. 3 に示した状態で線状入熱が作用したものとして FEM (有限要素法) により求める。

一般にアーク溶接などによる溶接部材の温度分布は、溶融金属と固体金属との間での熱の授受、溶融池自身の形状、潜熱の取扱い方などの問題が複雑に絡み、正確に求めることはきわめて難しいとされている^{8),9)}。

そこで本文での FEM による節点温度の設定は、溶接による熱伝導で Fig. 4 に示す $z = \pm a/2$ の間の非常に

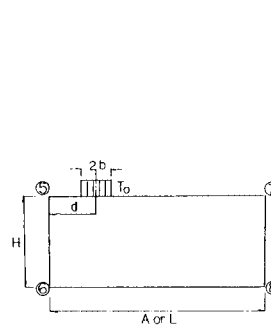


Fig. 3 Linear heat input (T_0) to plate.

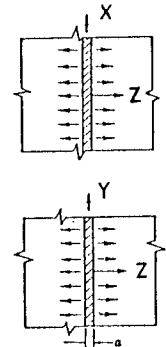


Fig. 4 Plane heat source.

薄い層に瞬間熱源が作用した場合の一定距離はなれた任意点の温度分布から類推することにした。

Fig. 4 は平面熱源とよばれている熱源の模式図であるが、任意点 Z での温度は次式で表わされる¹⁰⁾。

$$T(Z) = \frac{q}{c\rho\sqrt{2\pi kt}} \cdot \exp(-Z^2/4kt) \dots\dots\dots (6)$$

式(6)で q: cal, c: 比熱 (cal/g·°C), ρ: 密度 (g/cm³), k: 熱拡散率 (cm²/s), t: 時間 (s) である。式(6)で表わされる温度は熱の拡散により当初の温度から上昇し、最高温度に達した後に降下する。

この最高温度に達する時間を t_m とすれば、t_m は次式となる。

$$t_m = Z^2/2k \dots\dots\dots (7)$$

式(7)を式(6)の t に代入すれば任意点 Z での最高温度を T_m(z) として次式で表わされる。

$$T_m(Z) = 0.242 \frac{q}{c\rho z} \dots\dots\dots (8)$$

この T_m(Z) の Z 軸方向すなわち母板の高さ方向の分布の様子を Fig. 5 に示した。本文での母板が有限板であること、入熱は母板の一辺に部分入熱状態であるので任意点の最高温度は、入熱位置で無限大となるなど Fig. 5 に示す様子とは異なる。しかし解析を容易にするためここでは実線に示すように、入熱位置で後述する T₀ とし、また母板の一端の Z=H では通常の母板の高さ程度では T_m(H)≒0 とみなすことができるので、この間の T_m(Z) の分布を直線分布であると仮定する。一方母板の溶接線方向の最高温度の分布は、入熱位置を原点として Fig. 1 の (a) では x=±H, (b) では y=±H となるところで最高温度が 0 とし、それぞれの直線分

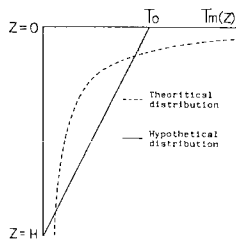


Fig. 5 Max. heat distribution of plate.

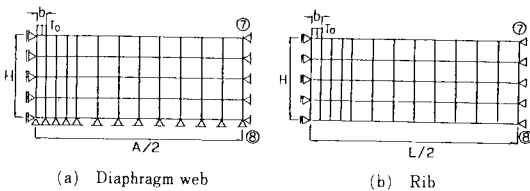


Fig. 6 Finite element mesh division of diaphragm web and rib due to obtain the displacement by heat input (T₀) at the center of weld line.

布の温度から FEM の節点温度を設定することにする。

Fig. 6 は溶接入熱 T₀(°C) がダイヤフラムウェブ、リブのそれぞれの溶接線中央に作用した場合の自由膨張変位 δ_r を求めるためのメッシュ分割の例である。

4. 母板の拘束応力と拘束度

母板の拘束応力は式(5)から求めることにするが、式(5)中の λ の k_w, k_r は次のように算出することにする。まず単位荷重による荷重位置での母板の面内変位を δ_w として Fig. 7 に示すようなメッシュ分割により、またフランジの板曲げによる面外変位を δ_r として Fig. 8 に示すようなメッシュ分割により FEM で求める。これら δ_w, δ_r から次のように k_w, k_r が得られる。

$$k_w = 1/\delta_w, k_r = 1/\delta_r \dots\dots\dots (9)$$

また式(5)の σ₀ は母板の荷重位置での Z 軸方向の応力であり δ_w を求める際同時に求められる。

ところで拘束応力 σ_w は、突合せ溶接の場合、5~10 mm 程度以上の板厚に対して拘束度を R_F として次式で表わされる¹¹⁾。

$$\sigma_w = m \cdot R_F \dots\dots\dots (10)$$

本文では、Fig. 1 (a), (b) に示す溶接による母板の面外変位や溶接線に関する軸まわりの回転変形を無視できるものとして、すなわち各溶接線がフランジの各支持辺から母板の高さ H 程度はなれたフランジ断面内にあるとする。このことにより、母板、フランジに作用する拘束応力は、平面熱源による引張拘束応力とみなし得るので、式(10)に従って σ_w, R_F 値を近似的に評価することができる。式(10)での m は次式で表わされる¹¹⁾。

$$m = \mu \sqrt{\frac{T_0 \cdot H_w}{c \cdot \cot \theta}} \dots\dots\dots (11)$$

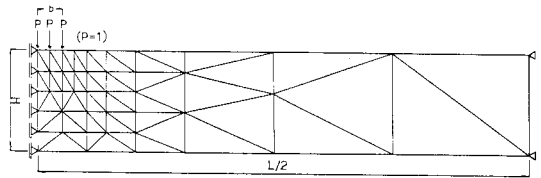


Fig. 7 Example of finite element mesh division of rib due to obtain the displacement by unit load at the center of weld line.

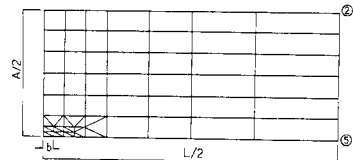


Fig. 8 Example of finite element mesh division of flange due to obtain the lateral displacement by unit load at the center of weld line.

式 (11) で μ : 線膨張係数 ($^{\circ}\text{C}^{-1}$), T_0 : 収縮開始時の溶着金属の温度 ($^{\circ}\text{C}$), c : 比熱 ($\text{cal/g}\cdot^{\circ}\text{C}$), θ : 開先角度 (Rad), H_w : 比溶着熱 (イルミナイト系溶接棒の適正アーク長に対して $(1.4\sim 1.9)\times 10^3\text{cal/g}^{12)}$ である。ところで母板の冷却過程で収縮の大きく増加する温度は、母板の板厚により異なるとされている^{7), 13)}。

それで本文では文献 7), 13) を参照して母板の板厚に応じて収縮の大きく増加するときの温度を次のように定めることにする。母板の板厚を t_w として

$$T_0=300^{\circ}\text{C}, t_w < 20 \text{ (mm)} \dots\dots\dots (12\cdot a)$$

$$T_0=1500^{\circ}\text{C}, t_w \geq 20 \text{ (mm)} \dots\dots\dots (12\cdot b)$$

とする。この T_0 と式 (11) の諸定数を鋼の場合の値を用いて m の値を求めることにするが、 μ と c は温度依存性がある。したがって冷却温度ごとに m の値を求めることは問題を複雑にするので、 T_0 から室温 (20°C) に達するまでの各平均温度における μ , c の値を用いることにする。すなわち式 (12・a) の場合、 $\mu=1.11\times 10^{-5}^{\circ}\text{C}^{-1}$, $c=0.12\text{ cal/g}\cdot^{\circ}\text{C}$, 式 (12・b) の場合、 $\mu=1.23\times 10^{-5}^{\circ}\text{C}^{-1}$, $c=0.15\text{ cal/g}\cdot^{\circ}\text{C}$ とする^{14), 15)}。また $2\theta=\pi/2$, $H_w=1.60\times 10^3\text{ cal/g}$ として m の値は次のようになる。

$$m=0.022, t_w < 20 \text{ (mm)} \dots\dots\dots (13\cdot a)$$

$$m=0.049, t_w \geq 20 \text{ (mm)} \dots\dots\dots (13\cdot b)$$

これらの m の値から式 (10) の R_F を逆算すると、

$$R_F=45.454 \sigma_w \text{ (kgf/mm}^2\text{)}, t_w < 20 \text{ (mm)} \dots\dots (14\cdot a)$$

$$R_F=20.408 \sigma_w \text{ (kgf/mm}^2\text{)}, t_w \geq 20 \text{ (mm)} \dots\dots (14\cdot b)$$

となる。

5. 数値計算例および考察

箱桁の仮付け溶接による引張拘束応力、拘束度の数値計算は、継手の長さ $2b$ を 50 mm , Fig.1 (a) の v を 350 mm として Fig.1 (a), (b) の A, L, H を種々変えた場合について行った。

母板の高さ H , 溶接線の長さを A または L として Fig.1 に示す部分入熱による母板の自由膨張変位は、Fig.6 に示すようなメッシュ分割による FEM で計算すると、Fig.9 に示すような結果となる。

Fig.9 で (a), (b) とともに実線は母板の溶接線中央、点

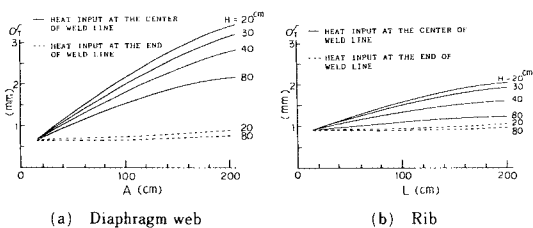


Fig.9 Displacement (δ_T) by spontaneous expansion of plates by heat input ($T_0=1500^{\circ}\text{C}$).

線は母板の溶接線の端部 (Fig.1 の支点⑤または⑦から $d=50\text{ mm}$ とした断面) にそれぞれ溶接入熱 $T_0=1500^{\circ}\text{C}$ が作用した場合を表わす。

次に式 (4) の λ の k_w, k_f は母板の溶接線中央と端部で、また母板がダイヤフラムウェブとリブとで異なる値となる。まずダイヤフラムウェブに関する k_w は、フランジの長さ L には無関係で幅 A とダイヤフラムウェブの高さ H と板厚に、また継手の位置により定まる。

Fig.10 は、溶接線中央および端部でのダイヤフラムウェブに関する k_w を K_{WC}, K_{WE} と表わし、母板厚 t_w の関数として示すものである。

リブに関する k_w は、フランジ幅 A には無関係でリブの高さ H と板厚、継手の位置より定まる。Fig.11 は、溶接線中央および端部でのリブに関する k_w を K_{RC}, K_{RE} と表わし母板厚 t_w の関係として示すものである。

また、フランジに関する k_f は母板の高さには無関係でフランジ幅 A と長さ L , また継手の位置により定まる。Fig.12 は、ダイヤフラムウェブの溶接線中央と端部のフランジに関する k_f を K_{GC}, K_{GE} と表わしフランジ

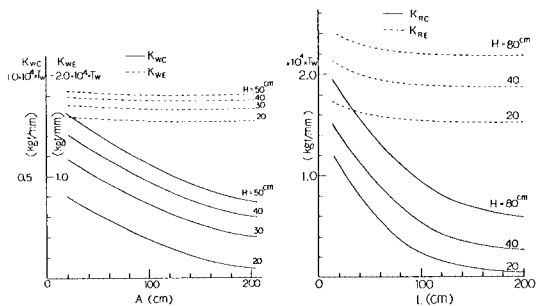


Fig.10 Spring constants K_{WC} and K_{WE} of diaphragm webs at the center and end of weld line of diaphragm webs.

Fig.11 Spring constants K_{RC} and K_{RE} of ribs at the center and end of weld line of ribs.

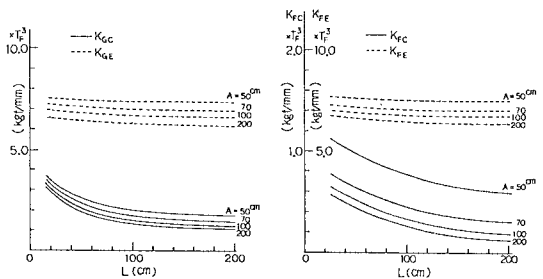


Fig.12 Spring constants K_{GC} and K_{GE} of flange at the center and end of weld line of diaphragm webs.

Fig.13 Spring constants K_{FC} and K_{FE} of flange at the center and end of weld line of ribs.

厚 t_F の関数として示すものである。

Fig. 13 は、リブの溶接線中央と端部のフランジに関する k_J を K_{FC} , K_{FE} と表わしフランジ厚 t_F の関数として示すものである。

一方、式 (5) の σ_0/δ_s の値は、ダイヤフラムウェブの溶接線中央と端部に関して、ウェブの Z 軸の荷重位置での応力 σ_0 と変位 δ_s の比として Fig. 14 に示し、同様にリブについては Fig. 15 に示す。

Table 2 (1)~3 (2) は母板厚、母板の高さの変化による拘束応力 σ_w , 拘束度係数 R_{F0} などの計算結果である。Table 2 (1), (2) はそれぞれ母板の高さを 30 cm および 40 cm としたときのダイヤフラムウェブ、また Table 3 (1), (2) はそれぞれ母板の高さを 20 cm および 40 cm としたときのリブの場合を示すものである。

なお、Table 2 (1)~3 (2) で継手の位置を示す C および E はそれぞれ継手が溶接線中央と端部にあることを表わす。

Fig. 16 (1), (2) は Table 2 (1)~3 (2) の λ と R_{F0} との関係を表わすものである。これらの計算例から R_{F0} は、母板がダイヤフラムウェブ、リブにかかわらず、おおむね λ に比例することがわかる。 R_{F0} と λ との関係は、最小二乗法により求めると次式となる。

$$R_{F0} \div 110 \cdot \lambda \text{ (kgf/mm}^2\text{/mm)} \dots\dots\dots (15)$$

式 (15) の関係を Fig. 16 (1), (2) に点線で表わす。

R_{F0} のこの計算例での最大値については、ダイヤフラ

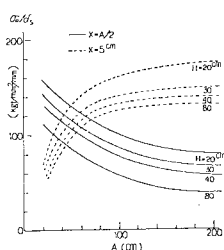


Fig. 14 Ratio (σ_0/δ_s) of stress and displacement by unit load at the center and end of weld line of diaphragm webs.

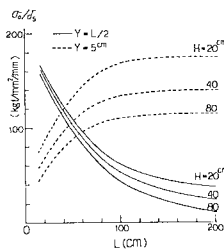


Fig. 15 Ratio (σ_0/δ_s) of stress and displacement by unit load at the center and end of weld line of ribs.

ムウェブで 108 kgf/mm²/mm となり、また λ が 0.7 を超える範囲で 100 kgf/mm²/mm を超える。

母板の高さの変位により R_{F0} がどのように変わるかをみると、ダイヤフラムウェブについては Table 2 (1), (2) からあまり顕著ではないが、リブについてはリブ高が小さいほど λ が大きくなる傾向にあり、Table 3 (1), (2) に示すように L_w , t_F がともに 38 mm で継手が溶接線中央にある場合のように、 R_{F0} の増大が顕著になることがわかる。

Table 2 Tensile restraint stress (σ_w) and restraint coefficient (R_{F0}) of diaphragm webs.

(1)

POINT	w, t _F		A	L	H	O _F	O _C	K _{FE}	K _{FC}	K _{WE}	K _{WC}	λ	σ _w	m	R _F	R _{F0}
	(mm)	(mm)														
E	10, 10	100	140	200	30	0.18	0.19	6.95×10 ³	1.57×10 ³	1.57×10 ³	1.57×10 ³	0.039	0.91	0.022	41	41
C	10, 10	100	140	200	30	0.18	0.19	6.95×10 ³	1.57×10 ³	1.57×10 ³	1.57×10 ³	0.039	0.91	0.022	41	41

(2)

POINT	w, t _F		A	L	H	O _F	O _C	K _{FE}	K _{FC}	K _{WE}	K _{WC}	λ	σ _w	m	R _F	R _{F0}
	(mm)	(mm)														
E	10, 10	100	140	200	40	0.18	0.19	6.95×10 ³	1.76×10 ³	1.76×10 ³	1.76×10 ³	0.036	0.79	0.022	35	3

Table 3 Tensile restraint stress (σ_w) and restraint coefficient (R_{F0}) of ribs.

(1)

POINT	w, t _F		A	L	H	O _F	O _C	K _{FE}	K _{FC}	K _{WE}	K _{WC}	λ	σ _w	m	R _F	R _{F0}
	(mm)	(mm)														
E	16, 25	100	140	200	20	0.15	0.15	7.10×10 ³	2.69×10 ³	2.69×10 ³	2.69×10 ³	0.309	7.87	0.022	357	22

(2)

POINT	w, t _F		A	L	H	O _F	O _C	K _{FE}	K _{FC}	K _{WE}	K _{WC}	λ	σ _w	m	R _F	R _{F0}
	(mm)	(mm)														
E	16, 25	100	140	200	40	0.15	0.15	7.10×10 ³	2.97×10 ³	2.97×10 ³	2.97×10 ³	0.271	5.60	0.022	254	15

6. 結 論

本文は、箱桁のフランジとダイヤフラムウェブまたはリブとの間の継手の引張拘束応力および拘束度係数を既往の成果をもとに理論的に求め、数値計算の結果を示したものである。

その主な成果は次のようになる。

(1) 継手の R_{F0} は、母板がダイヤフラムウェブ、リブとも Fig. 16 (1), (2) に示したように母板とフランジとの荷重分配率 λ にほぼ比例し、式 (15) にその関係式を示した。

(2) R_{F0} の溶接線端部での値と溶接線中央での値との比は、平均値としてダイヤフラムウェブでは Table 2 (1), (2) から 1.36 となり、溶接線端部で若干大きくなる程度である。しかしリブでは Table 3 (1), (2) から 3.13 となり、溶接線端部での R_{F0} は溶接線中央での R_{F0} の 3 倍以上となる。

(3) 拘束応力は、Table 3 (1) に示したように一部に 70 kgf/mm^2 を超えるものがあり、リブ高の小さい断面での溶接線端部には、大きな拘束応力が生ずると推測される。

(4) 母板厚がフランジ厚に比べて小さい場合、Table 2 (1), (2) に示したように、ダイヤフラムウェブの溶接線端部では R_{F0} が $100 \text{ kgf/mm}^2/\text{mm}$ 以上になることがある。

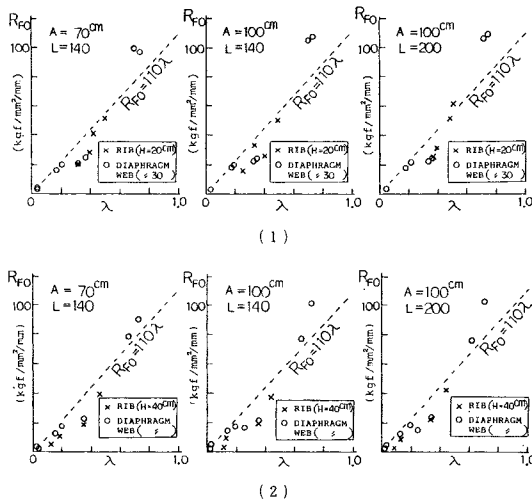


Fig. 16 Relationship between load distribution factor (λ) and restraint coefficient (R_{F0}).

7. あとがき

本文では、箱桁の仮付け溶接による隅肉溶接継手の引張拘束応力と拘束度を規定する拘束度係数を、母板の溶接入熱による自由膨張変位および母板とフランジとの剛性から定まる荷重分配率とを用いて、理論的に求める一方法について述べ考察を加えた。ただ母板とフランジの溶接時に生ずる面外の変位や回転変形が拘束応力に及ぼす影響については言及しなかった。

今後の課題としては、この母板やフランジの面外変位や面外の回転変形が継手の拘束応力に及ぼす影響、ウェブやリブの溶接順序の差による拘束応力の発生状況と低温割れ防止のための予熱条件との関係、仮付け溶接が順次行われていく場合の拘束応力、拘束度の変化について実験的理論的に研究を進めなければならないものと考えらる。

参 考 文 献

- 1) 松井繁朋・掘川浩甫：各種溶接割れ試験法の相関性に關する研究, JSSC, Vol. 9, No. 96, pp. 20~49, 1973.
- 2) 日本溶接協会：日本溶接協会規格, 溶接構造用高張力鋼板の溶接割れ感受性組成に関する規格, WES 3002-1973, HPIS-B-101 A(1973), 昭和 48 年 3 月制定.
- 3) 竹内洋一郎：熱応力, pp. 3~11, 日新出版社 (株), 昭和 56 年 5 月.
- 4) 日本鋼構造協会 技術委員会 生産性分科会 工作基準小委員会 溶接割れ研究班：鋼構造物における溶接割れ防止のための予熱条件の選定について, JSSC, Vol. 8, No. 80, pp. 36~40, 1972.
- 5) 渡辺正紀・佐藤邦彦：溶接力学とその応用, pp. 381~390, (株) 朝倉書店, 昭和 40 年 12 月.
- 6) 溶接学会編：溶接工学の基礎, pp. 111~115, 丸善 (株), 昭和 60 年 3 月.
- 7) 佐藤邦彦・松井繁朋・小林正宏：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, 第 35 卷, 第 3 号, pp. 36~46, 1966.
- 8) 6) pp. 52~53
- 9) 5) pp. 367~374
- 10) 5) pp. 176~178
- 11) 佐藤邦彦・松井繁朋：溶接継手の拘束応力とこれとともなう溶接割れの研究, 溶接学会誌, 第 36 卷, 第 10 号, pp. 44~46, 1967.
- 12) 安藤弘平・三木 勇：溶接アークの比溶着熱について, 溶接学会誌, 第 22 卷, 第 3 号, pp. 78~83, 1953.
- 13) 佐藤邦彦・松井繁朋・小林正宏：アーク溶接継手の収縮過程に関する研究 (第 2 報), 溶接学会誌, 第 36 卷, 第 4 号, pp. 43~50, 1966.
- 14) 5) pp. 163
- 15) 日本規格協会：圧力容器の構造, JIS B 8243-1981, pp. 166, 昭和 56 年 2 月 15 日改正.

(1985. 3. 18・受付)