

カバー プレートに対して

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x &= \frac{E}{1-\nu^2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x} + z_i \frac{d^2 w}{dx^2} \right) \\ \tau_{xy_i} &= G \frac{\partial u_i}{\partial y_i} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(1)$$

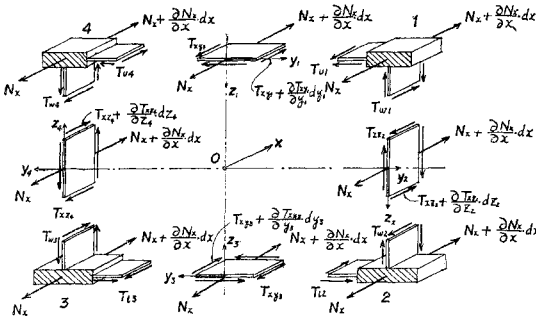
ここに上部プレートについては $i=1$, 複号は負, 下部プレートについては $i=3$, 複号は正とする。 u は各部材の軸方向変位, w は曲げによる桁のたわみである。同様に左右のウェブ プレートに対してそれぞれ

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x &= \frac{E}{1-\nu^2} \frac{\partial u_i}{\partial x} \\ \tau_{xz_i} &= G \frac{\partial u_i}{\partial z_i} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(2)$$

ここに右プレートについては $i=2$, 左プレートについては $i=4$ である。

b) つりあいの方程式 桁断面の各薄板部および隅角部において 図-2 に示すように微小要素 $dx \cdot dy$ あるいは $dx \cdot dz$ を切り取ってそれに作用する垂直力 N_x , およびせん断力 T のつりあいを考える。式 (1), (2) を用いて, つりあいの方程式を変位の項で表わすと上下カバー プレートに対しては板の異方性を考慮して

図-2 箱桁の微小要素の力のつりあい
Fig. 2 Equilibrium of elements cut off from box girder.



$$E \frac{\bar{t}}{t} \frac{\partial^2 u_i}{\partial x^2} + G \frac{\partial^2 u_i}{\partial y_i^2} + E \frac{S}{at} \frac{d^3 w}{dx^3} = 0 \dots\dots\dots(3)$$

ここに上部プレートについては負号, 下部プレートに対しては正号とする。

また

$$\bar{t} = \frac{t}{1-\nu^2} + \frac{R}{a} \dots\dots\dots(4)$$

- t : それぞれの薄板の厚さ
- R : 縦リブ1個の断面積
- a : 縦リブの間隔
- S : 縦リブ1個の板中央面に関する一次モーメント

そして上, 下カバー プレートに関する量であることを表わすためにそれぞれ添字 u, l をつける。

ウェブ プレートに対して

$$\frac{E}{1-\nu^2} \frac{\partial^2 u_i}{\partial x^2} + G \frac{\partial^2 u_i}{\partial z_i^2} = 0 \dots\dots\dots(5)$$

添字 i は式 (2) と同じ意味を持つ。

隅角部1点では

$$\left. \begin{aligned} E \left[\frac{\partial^2 u_1}{\partial x^2} \right]_{y_1=a+b} - \frac{Gt_w}{F_1} \left[\frac{\partial u_1}{\partial y_1} \right]_{y_1=a+b} \\ + \frac{Gt_w}{F_1} \left[\frac{\partial u_2}{\partial z_2} \right]_{z_2=-h_1} = 0 \dots\dots\dots(6) \end{aligned} \right\}$$

ほかの隅角部 2, 3, 4 についても同じような式が成り立つ。ここに t_w は腹板厚, F_1, F_2 はそれぞれ上, 下の隅角部に集まるフランジの断面積とする。

e) 境界条件と近似解 u が満足せねばならない境界条件ならびに連続条件は次のようである。

$$\left. \begin{aligned} \left[\frac{\partial u_1}{\partial y_1} \right]_{y_1=0} = 0, \quad \left[\frac{\partial u_3}{\partial y_3} \right]_{y_3=0} = 0 \\ [u_1]_{y_1=a+b} = [u_2]_{z_2=-h_1}, \quad [u_3]_{y_3=-b} = [u_2]_{z_2=+h_2} \\ [u_1]_{y_1=-b} = [u_4]_{z_2=+h_1}, \quad [u_3]_{y_3=+b} = [u_4]_{z_4=-h_2} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(7)_1$$

さて, この境界条件および連続条件を満足する近似解を次のように選ぶ。

$$u = \bar{u}_0(x, s) + f_1(x)\bar{u}_1(s) + f_2(x)\bar{u}_2(s) \dots\dots\dots(7)_2$$

具体的には各プレートについて

$$\left. \begin{aligned} u_1 &= h_1 \frac{dw}{dx} + \left(1 - \frac{y_1^2}{b^2} \right) f_1(x) + u_0(x) && \text{上部カバー プレート} \\ u_2 &= -z_2 \frac{dw}{dx} + u_0(x) && \text{右側ウェブ プレート} \\ u_3 &= -h_2 \frac{dw}{dx} - \left(1 - \frac{y_3^2}{b^2} \right) f_2(x) + u_0(x) && \text{下部カバー プレート} \\ u_4 &= z_4 \frac{dw}{dx} + u_0(x) && \text{左側ウェブ プレート} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(7)_3$$

とする。式 (7)₂ と (7)₃ を比較して各プレート上で \bar{u}_1, \bar{u}_2 のとるべき関数形がただちにわかる。

d) 基礎微分方程式 桁に鉛直荷重が作用するとき, 桁に作用する曲げモーメントを M とすれば, 断面力と外力とのつりあいから,

$$\int_F \sigma_x dF = 0 \dots\dots\dots(8)$$

$$\int_F \sigma_x z dF = M \dots\dots\dots(9)$$

このほかに Galerkin 法を一般化して最も適切な f_1, f_2 を選定するための2つの条件を加える。

$$\left. \begin{aligned} \oint \varepsilon(x, s) \bar{u}_1(s) t \cdot ds = 0 \\ \oint \varepsilon(x, s) \bar{u}_2(s) t \cdot ds = 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(10)_{1,2}$$

ここで $\varepsilon(x, s)$ は仮定した軸方向変位式 (7)₃ をつりあいの方程式 (3), (5), (6) などに代入したときに生じる誤差関数である。また $\oint ds$ は箱桁を一周する線積分を表わす。

さて, 式 (8) の条件を満足する関係式を求める。すなわち, 式 (7)₃ を式 (1), (2) に代入すると各プレートに対する垂直応力 σ_x の式を得るので, これらを式 (8) に代入すれば, 次式を得る。

$$\left\{ F_a h_1 - F_l (h - h_1) - b \left(\frac{s_w}{a_u} - \frac{s_l}{a_l} \right) - \frac{1}{2} F_w (h - 2 h_1) \right\}$$

$$\times \frac{d^3 w}{dx^3} + \frac{2}{3} b \left(\bar{t}_u \frac{df_1}{dx} - \bar{t}_l \frac{df_2}{dx} \right) + F \frac{du_0}{dx} = 0 \dots (a)$$

ここで, h_1, h_2 を

$$\left. \begin{aligned} h_1 &= \frac{(F_l + 0.5 F_w) h + b \left(\frac{s_u}{a_u} - \frac{s_l}{a_l} \right)}{F} \dots (11)_1 \\ h_2 &= h - h_1 \end{aligned} \right\}$$

に選び,

$$\left. \begin{aligned} F_u &= b \bar{t}_u + F_l = A_u + F_l \\ F_w &= \frac{t_w}{1 - \nu^2} h \\ F_l &= b \bar{t}_l + F_2 = A_l + F_2 \\ F &= F_u + F_w + F_l \end{aligned} \right\} \dots (11)_2$$

とおけば, 式 (a) は次式になる。

$$\frac{2}{3} \left(A_u \frac{df_1}{dx} - A_l \frac{df_2}{dx} \right) + F \frac{du_0}{dx} = 0 \dots (b)$$

すなわち, $u_0(x)$ は, $f_1(x), f_2(x)$ の関数で表わされる。式 (b) を x について 1 回積分すると

$$u_0 = -\frac{2}{3F} (A_u f_1 - A_l f_2) \dots (12)$$

この場合, 積分常数 C は x に無関係な剛体変位の項を表わすので $C=0$ とおいたものである。

次に, 式 (9) より求める微分方程式は, 式 (11) を考慮すれば次式になる。

$$J \frac{d^2 w}{dx^2} + \frac{4}{3} \left(A_u h_u \frac{df_1}{dx} + A_l h_l \frac{df_2}{dx} \right) + \frac{M}{E} = 0 \dots (13)$$

ここで,

$$\left. \begin{aligned} J &= 2 \left\{ A_u h_u^2 + A_l h_l^2 + \left(\frac{1}{3} h^2 - h_1 h_2 \right) F_w \right. \\ &\quad \left. + b \left(\frac{I_u}{a_u} + \frac{I_l}{a_l} \right) + F_l h_1^2 + F_2 h_2^2 \right\} \dots (14)_1 \end{aligned} \right\}$$

I_u, I_l はそれぞれ上, 下 1 縦り材間についての直交異方性板自身の断面二次モーメントを表わす。また, h_u, h_l は次式によって求まる。

$$\left. \begin{aligned} h_u &= h_1 - \frac{s_u}{\bar{t}_u a_u} = h_1 - e_u \\ h_l &= h_2 - \frac{s_l}{\bar{t}_l a_l} = h_2 - e_l \end{aligned} \right\} \dots (14)_2$$

最後に, 式 (10)_{1,2} より求まる 2 つの微分方程式について説明する。式 (12) を用いて, 式 (7)₃ を書きかえて, 各プレートの変位を求める。たとえば, 上部カバープレートに対して,

$$\left. \begin{aligned} u_1 &= h_1 \frac{dw}{dx} + \left(1 - \frac{\nu_1^2}{b^2} - \frac{2 A_u}{3 F} \right) f_1(x) \\ &\quad + \frac{2 A_l}{3 F} f_2(x) \dots (c) \end{aligned} \right\}$$

右側ウェブプレートに対して,

$$u_2 = -z_2 \frac{dw}{dx} - \frac{2 A_u}{3 F} f_1(x) + \frac{2 A_l}{3 F} f_2(x) \dots (d)$$

などで表わされる。式 (c), (d) などを式 (3), (5), (6) などに代入して誤差関数 $\varepsilon(x, s)$, および座標関数 $\bar{u}_i(s)$ を求めると次のようになる。

上部カバープレートに対して, $\varepsilon(x, s) = \varepsilon_u(x, s)$, $\bar{u}_1(s) = \bar{u}_{1u}(s)$, $\bar{u}_2(s) = \bar{u}_{2u}(s)$ と書けば,

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_u(x, s) &= E \frac{\bar{t}_u}{t} \left\{ h_1 \frac{d^3 w}{dx^3} + \left(1 - \frac{\nu_1^2}{b^2} - \frac{2 A_u}{3 F} \right) \right. \\ &\quad \left. \times \frac{d^2 f_1}{dx^2} + \frac{2 A_l}{3 F} \frac{d^2 f_2}{dx^2} - \frac{2 G}{b^2} f_1 - E \frac{s_u}{a_u t_u} \frac{d^2 w}{dx^2} \right\} \\ \bar{u}_{1u}(s) &= 1 - \frac{\nu_1^2}{b^2} - \frac{2 A_u}{3 F} \\ \bar{u}_{2u}(s) &= -\frac{2 A_l}{3 F} \end{aligned} \right\} \dots (e)$$

右側ウェブプレートに対しては, $\varepsilon(x, s) = \varepsilon_{wr}(x, s)$, $\bar{u}_1(s) = \bar{u}_{1wr}(s)$, $\bar{u}_2(s) = \bar{u}_{2wr}(s)$ と書くと

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{wr}(x, s) &= \frac{E}{1 - \nu^2} \left\{ -z_2 \frac{d^3 w}{dx^3} - \frac{2 A_u}{3 F} \frac{d^2 f_1}{dx^2} \right. \\ &\quad \left. + \frac{2 A_l}{3 F} \frac{d^2 f_2}{dx^2} \right\} \dots (f) \\ \bar{u}_{1wr}(s) &= -\frac{2 A_u}{3 F}, \quad \bar{u}_{2wr}(s) = -\frac{2 A_l}{3 F} \end{aligned} \right\}$$

同様に隅角部 1 に対して, $\varepsilon(x, s) = \varepsilon_1(x, s)$, $\bar{u}_1(s) = \bar{u}_{11}(s)$, $\bar{u}_2(s) = \bar{u}_{21}(s)$ と書くと

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_1(x, s) &= E \left\{ h_u \frac{d^3 w}{dx^3} - \frac{2 A_u}{3 F} \frac{d^2 f_1}{dx^2} \right. \\ &\quad \left. + \frac{2 A_l}{3 F} \frac{d^2 f_2}{dx^2} \right\} + \frac{2 A_l}{3} \frac{d^2 f_2}{dx^2} - \frac{G t_w}{F} \frac{dw}{dx} \dots (g) \\ \bar{u}_{11}(s) &= -\frac{2 A_u}{3 F}, \quad \bar{u}_{21}(s) = -\frac{2 A_l}{3 F} \end{aligned} \right\}$$

で表わされる。ほかのプレート部および隅角部についても同様な方法で対応する $\varepsilon(x, s)$, $\bar{u}_i(s)$ は求められる。 s の方向を 図-1 に示したように取り, 式 (10)_{1,2} を具体的に書くと,

$$\left. \begin{aligned} \oint \varepsilon(x, s) \bar{u}_i(s) t \cdot ds &= \int_{-b}^b \varepsilon_u(x, s) \bar{u}_{1u}(s) t_u \cdot dy_1 + \varepsilon_1(x, s) \bar{u}_{11}(s) F_1 \\ &\quad + \int_{-h_1}^{h_2} \varepsilon_{wr}(x, s) \bar{u}_{1wr}(s) t_w \cdot dz_2 + \varepsilon_2(x, s) \bar{u}_{12}(s) F_2 \\ &\quad + \int_{-b}^b \varepsilon_l(x, s) \bar{u}_{l1}(s) t_l \cdot dy_3 + \varepsilon_3(x, s) \bar{u}_{l3}(s) F_2 \\ &\quad + \int_{-h_2}^{h_1} \varepsilon_{wl}(x, s) \bar{u}_{lwl}(s) t_w \cdot dz_4 + \varepsilon_4(x, s) \bar{u}_{l4}(s) F_1 \\ &= 0 \quad (i=1, 2) \dots (h) \end{aligned} \right\}$$

になり, これら 2 式を計算すれば次の微分方程式になる。

$$\left. \begin{aligned} A_u h_u \frac{d^3 w}{dx^3} + A_u \left(\frac{4}{5} - \frac{2 A_u}{3 F} \right) \frac{d^2 f_1}{dx^2} \\ + \frac{2 A_l}{3 F} A_u \frac{d^2 f_2}{dx^2} - \frac{2 G t_u}{E b} f_1 = 0 \dots (15) \end{aligned} \right\}$$

$$\left. \begin{aligned} A_l h_l \frac{d^3 w}{dx^3} + A_l \left(\frac{4}{5} - \frac{2 A_l}{3 F} \right) \frac{d^2 f_2}{dx^2} \\ + \frac{2 A_u}{3 F} A_l \frac{d^2 f_1}{dx^2} - \frac{2 G t_l}{E b} f_2 = 0 \dots (16) \end{aligned} \right\}$$

e) 単純桁の場合の w, f_1, f_2 の解 単純桁の場合の

境界条件は, 桁の両端で

$$\left. \begin{aligned} \frac{df_1(x)}{dx} = \frac{df_2(x)}{dx} = 0 \\ w(x) = 0 \end{aligned} \right\} \dots (17)$$

である。 w, f_1, f_2 は式 (13), (15), (16) の連立微分方程式を解くことに帰着する。まず, 式 (13) を x で 1 回微分する。そして,

$$\frac{dM(x)}{dx} = Q(x) \dots\dots\dots (i)$$

なる関係を代入し、 $Q(x)$ を桁に作用するせん断力とすれば式(13)は次式になる。

$$J \frac{d^2 w}{dx^2} + \frac{4}{3} \left(A_u h_u \frac{d^2 f_1}{dx^2} + A_l h_l \frac{d^2 f_2}{dx^2} \right) + \frac{Q(x)}{E} = 0 \dots\dots\dots (j)$$

式(j)を用い、式(15)、(16)より $d^2 w/dx^2$ の項を消去して、あとに述べる式(22)で表わされる記号を用いれば、 f_1, f_2 に関する次の連立微分方程式を得る。

$$\left. \begin{aligned} \frac{d^2 f_1}{dx^2} + \mu_1 \frac{d^2 f_2}{dx^2} - \alpha_1^2 f_1 &= \eta_1 Q(x) \\ \frac{d^2 f_2}{dx^2} + \mu_2 \frac{d^2 f_1}{dx^2} - \alpha_2^2 f_2 &= \eta_2 Q(x) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (k)$$

式(k)は、境界条件が式(17)で与えられているので、種々な荷重状態に対して容易に解くことができる。

$w(x)$ は式(13)より、 $f_1(x), f_2(x)$ が式(k)より求まれば、次式によって容易に求めることができる。

$$w(x) = - \iint \frac{M(x)}{EJ} \cdot dx^2 - \frac{4}{3} \times \left(\gamma_1 \int f_1(x) \cdot dx + \gamma_2 \int f_2(x) \cdot dx \right) + c_1 x + c_2$$

ここで、 c_1, c_2 は境界条件式(17)によってただちに決定できる積分常数である。

さて、集中荷重および等分布荷重の場合について f_1, f_2, w を求めると次のようになる。

① 集中荷重： $x=c$ 点に集中荷重 P を受ける場合、 $f_1(x, c), f_2(x, c)$ は境界条件式(17)および荷重点における f の連続条件を用いて容易に求まる。 $0 \leq x \leq c$ の範囲で

$$\left. \begin{aligned} f_1(x, c) &= P \left\{ \mu_1 \phi_1 \beta_1^2 \frac{\sinh \beta_1 (l-c)}{\sinh \beta_1 l} \right. \\ &\times \cosh \beta_1 x - \mu_1 \phi_2 \beta_2 \frac{\sinh \beta_2 (l-c)}{\sinh \beta_2 l} \\ &\times \cosh \beta_2 x - \frac{\eta_1}{\alpha_1^2} \cdot \frac{l-c}{l} \left. \right\} \\ f_2(x, c) &= P \left\{ \phi_1 (\alpha_1^2 - \beta_1^2) \frac{\sinh \beta_1 (l-c)}{\sinh \beta_1 l} \right. \\ &\times \cosh \beta_1 x - \phi_2 (\alpha_1^2 - \beta_2^2) \frac{\sinh \beta_2 (l-c)}{\sinh \beta_2 l} \\ &\times \cosh \beta_2 x - \frac{\eta_2}{\alpha_2^2} \cdot \frac{l-c}{l} \left. \right\} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (18)$$

$$\begin{aligned} w(x, c) &= \frac{P(l-c)x}{6EJl} + P \left[\phi_2 \left\{ (\mu_1 \gamma_1 - \gamma_2) \beta_2 \right. \right. \\ &+ \frac{\alpha_1^2}{\beta_2} \gamma_2 \left. \right\} \frac{\sinh \beta_2 (l-c)}{\sinh \beta_2 l} \sinh \beta_2 x \\ &- \phi_1 \left\{ (\mu_1 \gamma_1 - \gamma_2) \beta_1 + \frac{\alpha_1^2}{\beta_1} \gamma_2 \right\} \frac{\sinh \beta_1 (l-c)}{\sinh \beta_1 l} \\ &\times \sinh \beta_1 x + \left(\frac{\gamma_1 \eta_1}{\alpha_1^2} + \frac{\gamma_2 \eta_2}{\alpha_2^2} \right) \cdot \frac{l-c}{l} x \left. \right] \dots\dots\dots (19) \end{aligned}$$

なお、 $c \leq x \leq l$ では x と c とを入れかえればよい。

② 等分布荷重：荷重強度 q の等分布荷重満載の場合は、同様に

$$\left. \begin{aligned} f_1(x) &= q \left\{ \mu_1 \phi_2 \beta_2 \cdot \frac{\sinh \beta_2 \left(x - \frac{l}{2} \right)}{\cosh \frac{\beta_2 l}{2}} \right. \\ &- \mu_1 \phi_1 \cdot \left. \frac{\sinh \beta_1 \left(x - \frac{l}{2} \right)}{\cosh \frac{\beta_1 l}{2}} + \frac{\eta_1}{\alpha_1^2} \left(x - \frac{l}{2} \right) \right\} \\ f_2(x) &= q \left\{ \phi_2 \frac{\alpha_1^2 - \beta_2^2}{\beta_2} \cdot \frac{\sinh \beta_2 \left(x - \frac{l}{2} \right)}{\cosh \frac{\beta_2 l}{2}} \right. \\ &- \phi_1 \cdot \frac{\alpha_1^2 - \beta_1^2}{\beta_1} \cdot \frac{\sinh \beta_1 \left(x - \frac{l}{2} \right)}{\cosh \frac{\beta_1 l}{2}} + \frac{\eta_2}{\alpha_2^2} \left(x - \frac{l}{2} \right) \left. \right\} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (20)$$

$$\begin{aligned} w(x) &= \frac{ql^4}{24EJ} \left(\frac{x}{l} - 2 \frac{x^3}{l^3} + \frac{x^4}{l^4} \right) \\ &+ q \left[\phi_1 \left\{ (\mu_1 \gamma_1 - \gamma_2) + \frac{\alpha_1^2}{\beta_1^2} \gamma_1 \right\} \cdot \left\{ \frac{\cosh \beta_1 \left(x - \frac{l}{2} \right)}{\cosh \frac{\beta_1 l}{2}} - 1 \right\} \right. \\ &- \phi_2 \left\{ (\mu_1 \gamma_1 - \gamma_2) + \frac{\alpha_1^2}{\beta_2^2} \gamma_2 \right\} \cdot \left\{ \frac{\cosh \beta_2 \left(x - \frac{l}{2} \right)}{\cosh \frac{\beta_2 l}{2}} - 1 \right\} \\ &\left. - \frac{1}{2} \left(\frac{\gamma_1 \eta_1}{\alpha_1^2} + \frac{\gamma_2 \eta_2}{\alpha_2^2} \right) x(x-l) \right] \dots\dots\dots (21) \end{aligned}$$

ここに、 $\mu, \alpha, \eta, \gamma$ は

$$\left. \begin{aligned} \mu_1 &= \frac{\frac{A_l}{F} - 2 \cdot \frac{A_l h_l h_u}{J}}{1.2 - \left(\frac{A_u}{F} + 2 \cdot \frac{A_u h_u^2}{J} \right)} \\ \mu_2 &= \frac{\frac{A_u}{F} - 2 \cdot \frac{A_u h_u h_l}{J}}{1.2 - \left(\frac{A_l}{F} + 2 \cdot \frac{A_l h_l^2}{J} \right)} \\ \alpha_1^2 &= \frac{1}{b^2} \cdot \frac{t_u}{(1+\nu)t_u} \cdot \frac{1.5}{1.2 - \left(\frac{A_u}{F} + 2 \cdot \frac{A_u h_u^2}{J} \right)} \\ \alpha_2^2 &= \frac{1}{b^2} \cdot \frac{t_l}{(1+\nu)t_l} \cdot \frac{1.5}{1.2 - \left(\frac{A_l}{F} + 2 \cdot \frac{A_l h_l^2}{J} \right)} \\ \eta_1 &= \frac{h_u}{EJ} \cdot \frac{1.5}{1.2 - \left(\frac{A_u}{F} + 2 \cdot \frac{A_u h_u^2}{J} \right)} \\ \eta_2 &= \frac{h_l}{EJ} \cdot \frac{1.5}{1.2 - \left(\frac{A_l}{F} + 2 \cdot \frac{A_l h_l^2}{J} \right)} \\ \gamma_1 &= \frac{4}{3} \cdot \frac{A_u h_u}{J}, \quad \gamma_2 = \frac{4}{3} \cdot \frac{A_l h_l}{J} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (22)$$

また β_1, β_2 は $(\beta_1 > \beta_2)$ 次式の値をもつ。

$$\beta_{1,2} = \frac{(\alpha_1^2 + \alpha_2^2) \pm \sqrt{(\alpha_1^2 + \alpha_2^2)^2 - 4(1 - \mu_1 \mu_2) \alpha_1^2 \alpha_2^2}}{2(1 - \mu_1 \mu_2)} \dots\dots\dots (23)$$

また ϕ_1, ϕ_2 は次式のようにおいたものである。

$$\left. \begin{aligned} \phi_1 &= \frac{\alpha_2^2 (\alpha_1^2 - \beta_2^2) \eta_1 - \mu_1 \alpha_1^2 \beta_2^2 \eta_2}{\mu_1 \alpha_1^4 \alpha_2^2 (\beta_1^2 - \beta_2^2)} \\ \phi_2 &= \frac{\alpha_2^2 (\alpha_1^2 - \beta_1^2) \eta_1 - \mu_1 \alpha_1^2 \beta_1^2 \eta_2}{\mu_1 \alpha_1^4 \alpha_2^2 (\beta_1^2 - \beta_2^2)} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (24)$$

f) 任意断面の応力 各荷重に対する f_1, f_2, w の解が求まると式(18)を考慮して式(7)を式(1)、(2)に代入して、任意断面におけるカパープレートおよびウ

ウェブプレートの垂直応力 σ_x が求まる。

上部カバープレートに対して

$$\sigma_x = -\frac{M(x)}{(1-\nu^2)J} (h_1 - z_1) + \frac{E}{1-\nu^2} \left[\left\{ 1 - \frac{y_1^2}{b^2} - \frac{2A_u}{3F} \right. \right. \\ \left. \left. - (h_1 - z_1)\gamma_1 \right\} \frac{df_1(x)}{dx} + \frac{2A_l}{3F} - (h_1 - z_1)\gamma_2 \right] \cdot \frac{df_2(x)}{dx} \quad \dots\dots\dots(25)$$

ウェブプレートに対して

$$\sigma_x = \frac{M(x)}{(1-\nu^2)J} z_2 - \frac{E}{1-\nu^2} \left\{ \left(\frac{2A_u}{3F} - z_2\gamma_1 \right) \right. \\ \left. \times \frac{df_1(x)}{dx} - \left(\frac{2A_l}{3F} + z_2\gamma_2 \right) \frac{df_2(x)}{dx} \right\} \quad \dots\dots\dots(26)$$

下部カバープレートに対して

$$\sigma_x = \frac{M(x)}{(1-\nu^2)J} (h_2 - z_3) - \frac{E}{1-\nu^2} \\ \times \left[\left\{ 1 - \frac{y_3^2}{b^2} - \frac{2A_l}{3F} - (h_2 - z_3)\gamma_2 \right\} \right. \\ \left. \times \frac{df_2(x)}{dx} + \left\{ \frac{2A_u}{3F} - (h_2 - z_3)\gamma_1 \right\} \frac{df_1(x)}{dx} \right] \quad \dots\dots\dots(27)$$

図-3 π 型断面を有するI桁橋

Fig. 3 I girder bridge with π -shape section.

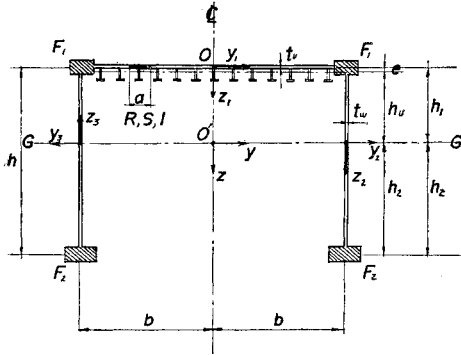
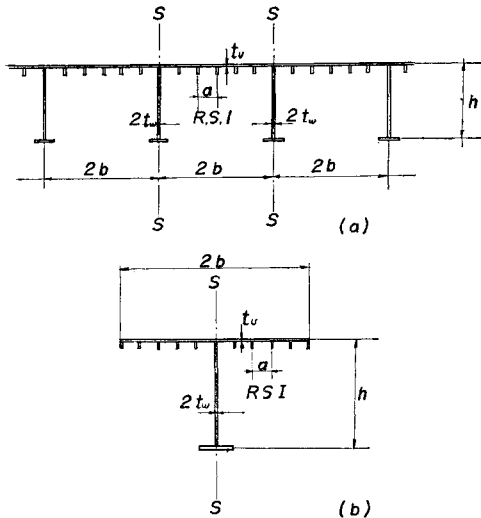


図-4 (a) 鋼床板並列I桁橋
(b) 鋼床板を有するT型断面

Fig. 4 (a) Interconnected I girder bridge with steel deck plate.
(b) T type section with steel deck plate.



(2) π 型断面桁, T型断面桁, 並列I型

図-3 に示す π 型断面桁について前記と同じように考える。図-4 (a) に示すような鋼床板並列I桁断面, 図-4 (b) のT桁断面に対しても剛性の大きい横リブで補強され, 横方向の板のひずみが拘束されている場合には図中に示すように, ウェブの厚さの中央を通る切断面 S-S で対称に切りはなして 図-3 の断面に変換すれば本理論をそのまま適用できる。

理論上の仮定および解析方法は, まったく前節と同様である。

$$\left. \begin{aligned} F_u &= b \left(\frac{t_u}{1-\nu^2} + \frac{R}{a} \right) + F_1 = b\bar{t}_u + F_1 = A_u + F_1 \\ F_w &= \frac{t_w}{1-\nu^2} h \\ F &= F_u + F_w + F_2 \end{aligned} \right\} \quad (28)$$

$$\left. \begin{aligned} h_1 &= \frac{(F_2 + 0.5 F_w)h + \frac{b}{a} S}{F} \\ h_2 &= h - h_1 \\ h_u &= h_1 - \frac{s}{t_u \alpha} = h_1 - e \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots(29)$$

$$J = 2 \left\{ A_u h_u^2 + \left(\frac{1}{3} h^2 - h_1 h_2 \right) F_w + \frac{b}{a} I + F_1 h_1^2 + F_2 h_2^2 \dots \right\} \quad (30)$$

とおく。I: 1 縦リブ材間についての, 直交異方性板自身の断面二次モーメント。

そして集中荷重 P あるいは, 満載等分布荷重 q に対する f, w の解を求めると次のようになる。

① 集中荷重: $0 \leq x \leq c$ の範囲で

$$f(x, c) = P \cdot \frac{\eta}{\alpha^2} \left[\frac{\sinh \alpha(l-c)}{\sinh \alpha l} \cosh \alpha x - \frac{l-c}{l} \right] \quad \dots\dots\dots(31)$$

$$w(x, c) = \frac{P(l-c)}{6 E J l} x (2 l x - x^2 - c^2) + P \gamma \cdot \frac{\eta}{\alpha^3} \\ \times \left[\frac{l-c}{l} x - \frac{\sinh \alpha(l-c)}{\sinh \alpha l} \frac{\sinh \alpha x}{\alpha} \right] \quad \dots\dots\dots(32)$$

$c \leq x \leq l$ では x と c を入れかえればよい。

② 等分布荷重:

$$f(x) = q \frac{\eta}{\alpha^2} \left\{ x - \frac{l}{2} - \frac{\sinh \alpha \left(x - \frac{l}{2} \right)}{\alpha \cosh \frac{\alpha l}{2}} \right\} \quad \dots\dots\dots(33)$$

$$w(x) = \frac{q l^4}{24 E J} \left(\frac{x}{l} - 2 \frac{x^3}{l^3} + \frac{x^4}{l^4} \right) \\ + q \left[\frac{\gamma \eta}{\alpha^2} \left\{ \frac{\cosh \alpha \left(x - \frac{l}{2} \right)}{\alpha^2 \cosh \frac{\alpha l}{2}} - \frac{1}{2} \left(x - \frac{l}{2} \right)^2 \right\} \right] \quad (34)$$

α, η, γ は

$$\left. \begin{aligned} \alpha^2 &= \frac{1}{b^2} \cdot \frac{t_u}{t_u(1+\nu)} \cdot \frac{1.5}{1.2 - \left(\frac{A_u}{F} + 2 \cdot \frac{A_u h_u^2}{J} \right)} \\ \eta &= \frac{h_u}{E J} \cdot \frac{1.5}{1.2 - \left(\frac{A_u}{F} + 2 \cdot \frac{A_u h_u^2}{J} \right)} \\ \gamma &= \frac{4}{3} \cdot \frac{A_u h_u}{J} \end{aligned} \right\} \quad (35)$$

任意断面におけるカバープレートおよびウェブプレートの垂直応力 σ_x は

カバープレートに対して

$$\sigma_x = -\frac{M(x)}{(1-\nu^2)J} (h_1 - z_1) + \frac{E}{1-\nu^2} \times \left\{ 1 - \frac{\nu^2}{b^2} \frac{2A_u}{3F} - (h_1 - z_1)r \right\} \frac{df}{dx} \dots\dots(36)$$

ウェブプレートに対して

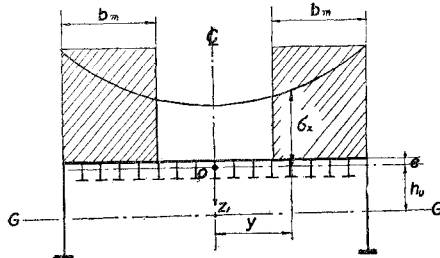
$$\sigma_x = \frac{M(x)}{(1-\nu^2)J} z - \frac{E}{1-\nu^2} \left(\frac{2A_u}{3F} - zr \right) \frac{df}{dx} \dots\dots(37)$$

3. 有効巾の公式

カバープレートで縦り材の偏心を考慮した異方性板の中立面における垂直応力 σ_x の分布曲線が求まると、**図-5** に示すように分布曲線をかこまれる全面積と等しく、高さ σ_{xmax} を持つ矩形の中として有効巾 b_m が定義される。したがって b_m の大きさは次式によって求められる。

図-5 有効巾の定義

Fig. 5 Definition of effective width.



$$b_m = \frac{\int_0^b \sigma_x dy}{[\sigma_x]_{y=b}} \dots\dots(38)^*$$

$$\frac{b_m}{b} = 1 - \frac{\sqrt{\frac{1.5\omega}{1.2-\kappa}} \cdot \lambda + \frac{2ql}{P} \cdot \frac{1}{b} \cdot \omega\lambda}{\left\{ 3(1-\psi)\psi + 1.5\psi(1-\psi) \cdot \frac{ql}{P} \right\} \frac{l}{b} + \kappa \left(\sqrt{\frac{1.5\omega}{1.2-\kappa}} \cdot \lambda + \frac{2ql}{P} \cdot \frac{1}{b} \cdot \omega\lambda \right)} \dots\dots(44)$$

ここに κ, ω は

$$\omega = \frac{1}{1-\nu} + \frac{R}{a_{tm}} (1+\nu) \dots\dots(45)$$

$$\kappa = \frac{A_u}{F} + \frac{J}{J}, \quad \bar{J} = 2A_u h_u^2 \dots\dots(46)$$

λ, χ は載荷点、スパン方向の変数 ψ により左右される変数であり、次式で表わされる。

$$\lambda = 2 \frac{\sinh \left\{ (1-\varphi) \frac{l}{b} \frac{1}{\omega} \sqrt{\frac{1.5\omega}{1.2-\kappa}} \right\} \cdot \sinh \left(\psi \frac{l}{b} \frac{1}{\omega} \sqrt{\frac{1.5\omega}{1.2-\kappa}} \right)}{\sinh \left(\frac{l}{b} \frac{1}{\omega} \sqrt{\frac{1.5\omega}{1.2-\kappa}} \right)}$$

$$z = 1 - \frac{\cosh \left\{ \left(\psi - \frac{1}{2} \right) \frac{l}{b} \frac{1}{\omega} \sqrt{\frac{1.5\omega}{1.2-\kappa}} \right\}}{\cosh \left(\frac{l}{2b} \frac{1}{\omega} \sqrt{\frac{1.5\omega}{1.2-\kappa}} \right)} \dots\dots(47)$$

通常の鋼床版桁では、双曲線関数の項は大となり指数関数で表現できるので

* 箱型断面桁の有効巾の公式は複雑であり、のちに示すように π 型断面桁の公式を用いることにより、かなり正確に求めることができるので、ここでは π 型断面桁の公式のみを誘導する。 σ_x の式 (36) で、 $z_1 = e$ とおき、それを式 (38) に代入すると

$$\frac{b_m}{b} = 1 - \frac{\frac{2}{3} \cdot \frac{EJ}{h_u} \cdot \frac{df}{dx}}{M(x) + \frac{2}{3} \cdot \frac{EJ}{h_u} \cdot \kappa \frac{df}{dx}} \dots\dots(39)$$

となる。

さて

$$x = \psi l, \quad c = \varphi l \dots\dots(40)$$

および

$$\varphi - \psi = \rho, \quad 0 \leq \psi \leq \varphi \dots\dots(41)$$

とおき、式 (39) に集中荷重あるいは等分布荷重の $df/dx, M(x)$ を代入すると、次に示すように有効巾は桁のスパンと腹板間隔の半分の比 l/b 、材料および断面形状による変数 ω, κ の関数として求まる。

① 集中荷重:

$$\frac{b_m}{b} = 1 - \frac{\sqrt{\frac{1.5\omega}{1.2-\kappa}} \cdot \lambda}{3(1-\varphi)\psi + \kappa \sqrt{\frac{1.5\omega}{1.2-\kappa}} \cdot \lambda} \dots\dots(42)$$

② 等分布荷重:

$$\frac{b_m}{b} = 1 - \frac{2\omega\lambda}{1.5\psi(1-\psi) \left(\frac{l}{b} \right)^2 + 2\kappa\omega\lambda} \dots\dots(43)$$

③ 集中荷重と等分布荷重が同時に満載した場合:

$$\left. \begin{aligned} \lambda &= e^{-\frac{l}{b} \frac{1}{\omega} \sqrt{\frac{1.5\omega}{1.2-\kappa}}} \\ \psi &= 1 - e^{-\frac{l}{b} \frac{1}{\omega} \sqrt{\frac{1.5\omega}{1.2-\kappa}}} \end{aligned} \right\} \dots\dots(47)_z$$

(1) 有効巾のスパン方向の変化状態

普通に用いられる鋼床版桁の断面値として、 $\omega = 2.0, \kappa = 0.75$ を仮定し、集中荷重が支間の中央に載荷した場合、あるいは等分布荷重が満載した場合について l/b を種々変化させ、有効巾 b_m/b のスパン方向変化を調べると **図-6** となる。図より集中荷重では載荷点直下において有効巾は最小となることを知る。一方、等分布荷重の場合には逆に桁中央で有効巾は最大であり、両端に向かって緩慢に減少して両端で最小となることがわかる。

次に集中荷重が $0.2l$ 点に載荷したとき荷重点より ρl だけはなれた断面の有効巾、および等分布荷重が載荷したときの ψl 断面の有効巾をそれぞれ **図-7** の実線と点線で示す。**図-6** および **図-7** から集中荷重の場合、Shear lag はごく局所的なものである。等分布荷重に対

図-6 有効巾の桁方向の変化状態

Fig. 6 Variation of effective width in direction of span.

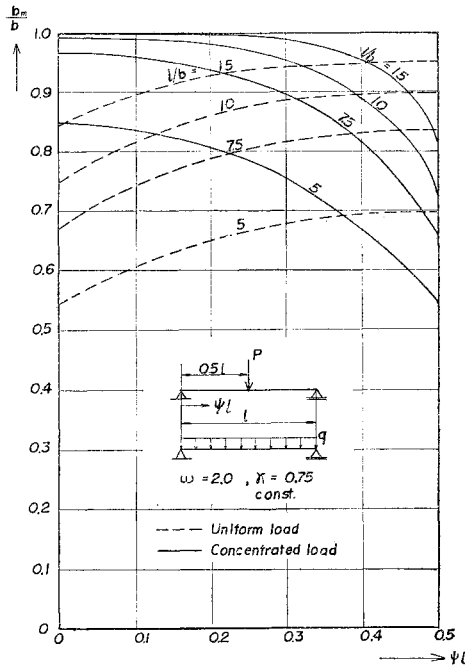
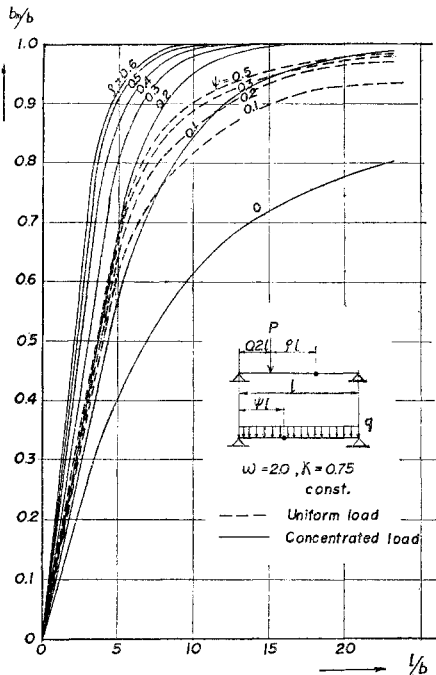


図-7 断面による有効巾の変化状態

Fig. 7 Variation of effective width due to situation of cross-section.



しては Shear lag が桁全体に影響するようであるが、有効巾は断面の位置によってあまり差がなく、普通問題となる桁の中央部ではほとんど変化しないと考えてよ

い。

(2) 有効巾の実用公式

実際には桁の両支点付近では有効巾はあまり問題にならない。そこで集中荷重においては、載荷点が桁の両支点付近でない場合の載荷点の有効巾、また等分布荷重においては求める断面が両支点付近でない場合の有効巾について考える。このような場合、 l/b があまり小でなければ $\lambda = \alpha = 1$ とおける。そして式(42)~(44)中の曲げモーメントを表わす変数の項はこの2種の荷重に対して $\psi(1-\psi)$ となる。まず $\psi = 0.5$ とすると、 $\psi(1-\psi) = 0.25$ となり、この場合について有効巾の公式を求めておく。そして $\psi = 0.5$ 以外の断面の有効巾は、変数 $[l/b]$ の値に

$$4\psi(1-\psi) \dots\dots\dots(48)$$

を乗じたものを新たな l/b 値として後述の基準公式(49)~(51)を利用すればよい。

そこで基準になる公式をうるため集中荷重の場合、式(42)に $\psi = \phi = 0.5$ を、等分布荷重の場合の式(43)に $\psi = 0.5$ を、同時載荷の場合、式(44)に $\psi = \phi = 0.5$ を代入すれば次のようになった。

基準公式

① 集中荷重：

$$\frac{b_m}{b} = 1 - \frac{\sqrt{\frac{1.5\omega}{1.2-\kappa}} \cdot \lambda}{0.75 \left[\frac{l}{b} \right] + \kappa \sqrt{\frac{1.5\omega}{1.2-\kappa}} \cdot \lambda} \dots\dots\dots(49)$$

② 等分布荷重：

$$\frac{b_m}{b} = 1 - \frac{2\omega\lambda}{0.375 \left[\frac{l}{b} \right]^2 + 2\kappa\omega\lambda} \dots\dots\dots(50)$$

③ 集中荷重と等分布荷重が同時に載荷する場合：

$$\frac{b_m}{b} = 1 - \frac{\sqrt{\frac{1.5\omega}{1.2-\kappa}} \cdot \lambda + \frac{2ql}{p} \cdot \frac{1}{l} \cdot \omega\lambda}{\left(0.75 + 0.375 \cdot \frac{ql}{p} \right) \left[\frac{l}{b} \right] + \kappa \left(\sqrt{\frac{1.5\omega}{1.2-\kappa}} \cdot \lambda + \frac{2ql}{p} \cdot \frac{1}{l} \cdot \omega\lambda \right)} \dots\dots\dots(51)$$

ただし、これらの場合 λ, α は

$$\left. \begin{aligned} \lambda = 1 & \quad \left. \begin{aligned} & \frac{l}{b} \geq 5 \\ & \frac{l}{b} < 5 \end{aligned} \right\} \\ = \tanh \left(\frac{l}{2\omega} \sqrt{\frac{1.5\omega}{1.2-\kappa}} \right) & \\ \psi = 1 & \quad \left. \begin{aligned} & \frac{l}{b} \geq 10 \\ & \frac{l}{b} < 10 \end{aligned} \right\} \\ = 1 - \operatorname{sech} \left(\frac{l}{2\omega} \sqrt{\frac{1.5\omega}{1.2-\kappa}} \right) & \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(52)$$

さて、断面形状、寸法に関する量 κ, ω によってどのように有効巾が変化するかを調べる。一般の鋼床板桁に対して κ, ω の範囲は $0 < \kappa < 1, 1.5 < \omega < 2.5$ であると考えられる。

まず $\kappa = 0.5$ 一定として ω による変化を調べたもの

が図-8である。集中荷重、等分布荷重どちらの場合にも ω によって多少左右され、縦リブの断面積が大で間隔が小さいほど ω が大きくなり有効巾は小さくなることを示している。これは補強板の有効巾が同じ断面積を

図-8 ω による有効巾の変化状態

Fig. 8 Variation of effective width due to parameter ω .

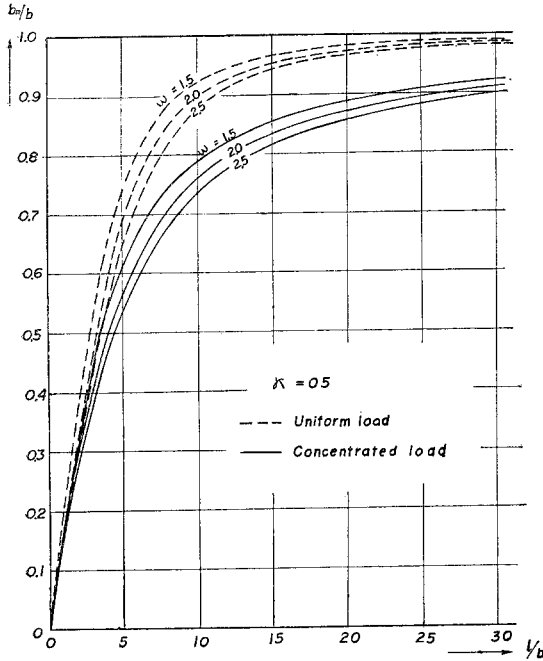
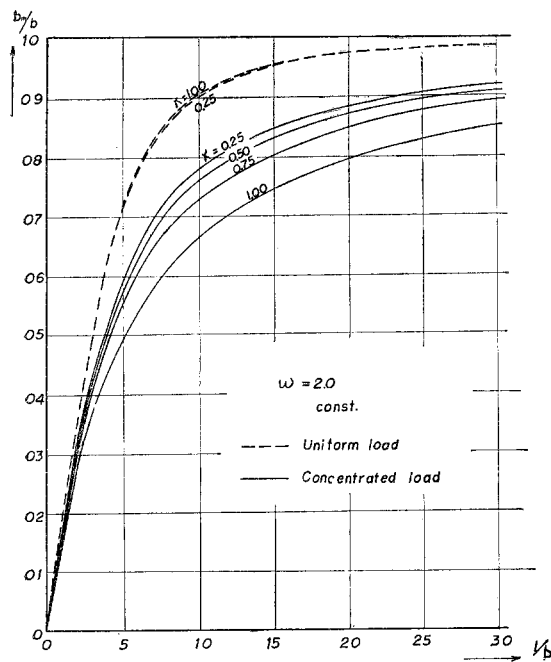


図-9 κ による有効巾の変化状態

Fig. 9 Variation of effective width due to parameter κ .



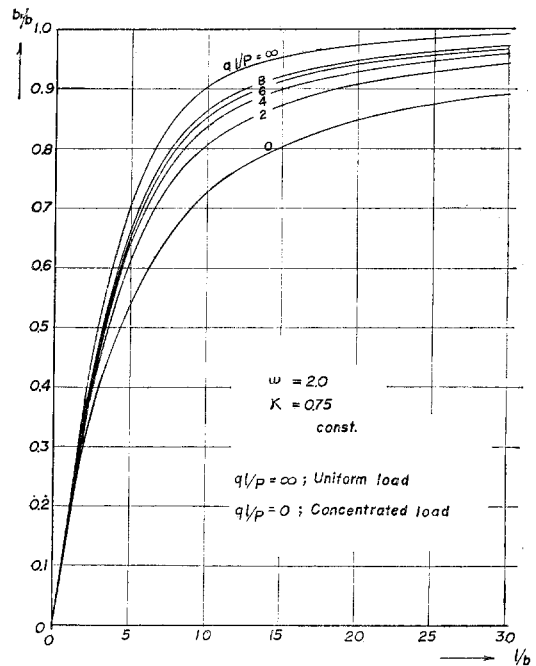
有する平板の有効巾よりいくらか小さくなることを示している。

次に κ による変化を調べるために $\omega=2.0$ 一定とした場合 $\kappa, l/b$ の種々な値について b_m/b をプロットしたものが図-9である。集中荷重の場合は b_m/b が κ により左右される。そして κ が大なるほど有効巾が小さくなることを知る。これはたとえば桁高が低く桁の巾が広くなればなるほど有効巾が小となることを示している。しかし等分布荷重に対しては、 κ の差異による影響はほとんど見られないので、実用的には式(50)において $\kappa=0$ においてもよいことを示している。

集中荷重および等分布荷重が同時に載荷する場合について $\omega=2.0, \kappa=0.75$ 一定として q/p の値を種々変化して有効巾を調べてみると図-10となる。ここで $q/p=0$ のときは集中荷重のみの場合に相当し、 $q/p=\infty$ は等分布荷重のみが載荷した場合に相当する。一般に L 荷重についていえば、スパン l が長くなればなるほど等分布荷重の影響が強くなり現われてくるので有効巾はいろいろ大となる。

図-10 比 q/p による有効巾の変化状態

Fig. 10 Variation of effective width due to ratio q/p .



(3) 実在橋および本模型桁の ω, κ 値

パラメーター ω, κ の値が実橋および本模型桁などでどの程度の値となるかを示せば表-1のようになる。ここに Save 橋¹¹⁾ の断面については図-11に示すとおりである。図-11(a)は橋脚上、(b)は中央スパン中央の断面を示す。

一般に κ の式(46)にふくまれる断面諸量 A_u, F, \bar{J} ,

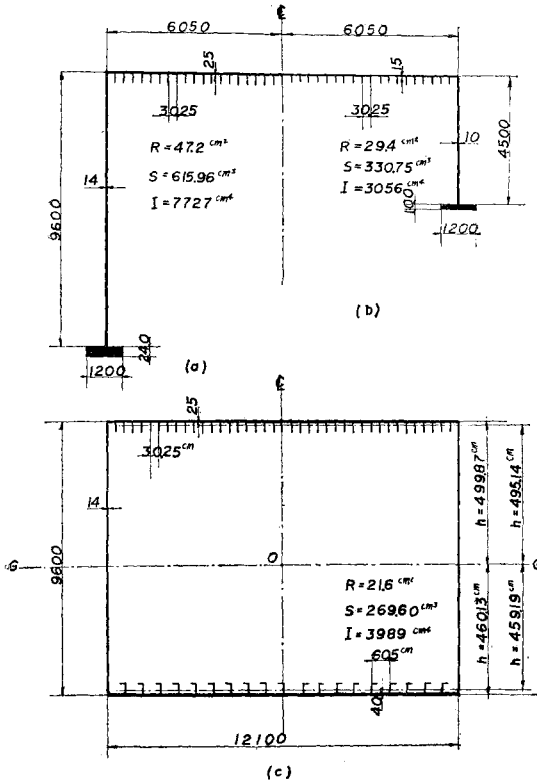
表-1 ω, κ の数値計算例

Table 1 Numerical examples of parameter ω and κ .

| 橋名 | ω | κ | 備考 |
|------------------|----------|----------|----------------------------------|
| Save 橋 | 2.240 | 0.845 | 中間支点上 中央径間中央 |
| | 2.271 | 0.899 | |
| 森の宮橋 | 1.800 | 0.733 | |
| 実験桁 (π 型断面) | 2.101 | 0.594 | 桁高 $h=33.0$ cm 桁高 $h=19.8$ cm |
| | 2.101 | 0.613 | |

図-11 Save 橋の断面

Fig. 11 Section of Save Bridge.



J を計算する場合には、 $\nu=0$ とした値、すなわち初等ばり理論で通常設計計算に用いられている断面積とか、断面二次モーメントを使って計算してもあまり誤差を生じない。たとえば Save 橋の中央径間中央断面について上記のようにして計算すれば、 $\kappa=0.9065$ となり、表-1 中の正確値との誤差は 0.9% 強にすぎない。

(4) 箱型断面および種々の断面に対する有効巾の近似計算法

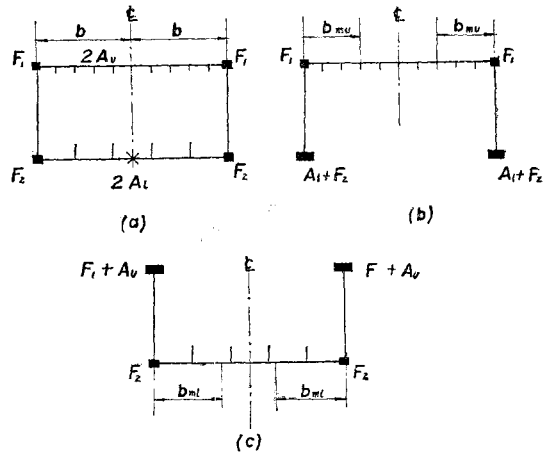
a) 箱桁の有効巾 一般の箱桁のカバープレートの有効巾は式(38)に箱型断面に対する σ_x の解を代入すれば π 型断面桁の場合と同様に有効巾の公式を求めることができるが、断面寸法の因子が多く、かなり複雑な式となる。そこで π 型断面の有効巾の公式を用いた簡単な近似法について述べる。

まず、図-12(a) に示す箱桁の上部カバープレートの有効巾を求めるために、下部カバープレートの中央

で切断面(×印)を入れる。そして図-12(b)のように2等分した下部カバープレートが下フランジとなるような π 型断面にする。そしてそれについて(2)項の計算を行ない、近似値として上部カバープレートの有効巾は簡単に求まる。同じく下部カバープレートの有効巾は図-11(c) に示すように上部カバープレートが全巾有効と仮定した逆 π 断面として(2)項の公式によって求めればよい。このようにしても箱桁断面のままの正確値と大差がないことがわかった。

図-12 箱桁の有効巾の近似解法

Fig. 12 Approximate method for determining effective width of box girder.



再びここで Save 橋の橋脚上の断面を例にとる。ある箱桁断面を想定し図-11(c) に示すように、下部カバープレート中央で切断して π 型断面にしたときに、実際の Save 橋の π 型断面に等価な断面になるように、その板厚、リブなどを仮定した場合を考える。そうして $l/b=10$ とした場合に対してこの箱型断面桁の解と Save 橋の π 型断面の解とを比較してみると表-2 のようになる。

表-2 正確解と近似解との比較

Table 2 Comparison between accurate method and approximate one.

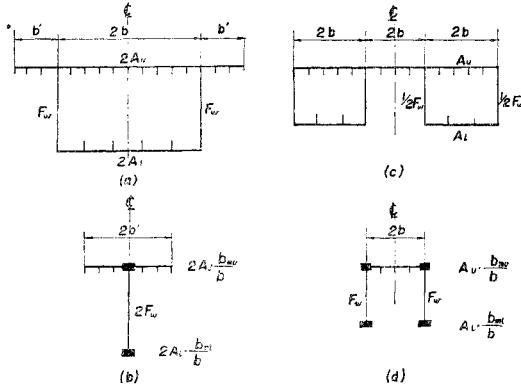
| 部材名 | 集中荷重 | | | 等分布荷重 | | |
|-----------|---------|-----------|-------|---------|-----------|-------|
| | 箱型断面 | π 型断面 | 誤差 % | 箱型断面 | π 型断面 | 誤差 % |
| 上部カバープレート | 0.679 6 | 0.695 5 | +2.34 | 0.891 8 | 0.891 5 | -0.03 |
| 下部カバープレート | 0.714 8 | 0.727 3 | +1.75 | 0.923 6 | 0.923 1 | -0.05 |

集中荷重に対して両者の差は2%程度であるが、等分布荷重では差異はほとんどなく、よい精度を示している。また l/b が大になるとこの誤差はいっそう小さくなり図-12 に示した箱桁の近似計算法が十分であることがわかる。

b) フランジ突出部および中央鋼床板部の有効巾の近似計算法 図-13(a) に示す断面のフランジ突出部または、図-13(c) に示す二箱桁橋の中央鋼床板部の有

図-13 箱桁のフランジ突出部、中央鋼床板の有効巾の近似解法

Fig. 13 Approximate method for determining effective width of steel deck plate of cantilever part out side of box girder and of middle part between 2-box girder.



効巾も a) の方法を準用して求めることができる。

まず図-13(a)に示す断面に対してフランジ突出部の有効巾を計算するには、上述の方法によりフランジ断面積は全部有効として箱桁の上、下のカバープレートの有効巾を求める。そして図-13(b)に示すようにこの桁中の部分がウェブプレートの上、下にそれぞれ集中したT断面桁を考える。

また図-13(c)に示す断面の中央鋼床板部の有効巾に対しては、同様に箱型断面部分のカバープレートの有効巾を a) に述べた方法により求める。そして、その有効な断面積を内側ウェブの上、下にフランジ断面 F_1 , F_2 として集中させ、ウェブ2枚分圧内側ウェブに重ね合わせる。そしてこのπ型断面について(2)項の計算を行なえばよい。こうすることによりフランジ突出部、あるいは中央鋼床板部の有効巾は容易に求めることができる。これらの近似値は a) で述べたようにより精度を与えると考えられる。

(5) 連続桁、ゲルバー桁などの有効巾の計算法

今までは単純桁のみについて述べたが、本公式をさらに種々の形式の桁に応用する方法を説明する。厳密には、 $f(x)$, $w(x)$ の基礎微分方程式を各桁の境界条件、連続条件に合わせて解けばよいが¹⁰⁾、等断面の場合はこのような方法は容易であるとしても、変断面連続桁の場合などはかなり困難である。

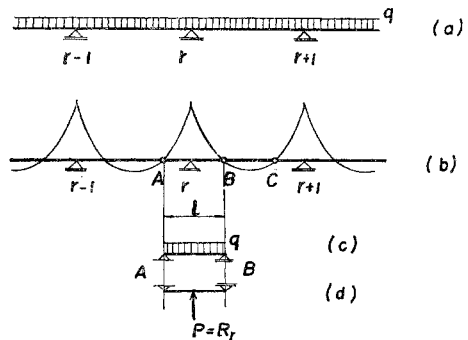
そこで次のように簡単に求める方法を述べる。

一般に連続桁あるいはゲルバー桁に設計荷重が作用した場合の初等ばり理論による曲げモーメント図を描く。そしてその0点の断面で切り取られた等価な単純桁を想定し、それがもとの連続桁と同じ断面力を持つものとして公式(49)~(52)によって所要断面の有効巾を求めればよい。

たとえば図-14(a)に示すように等分布荷重 q が全橋長にわたって載荷された連続桁の場合を考えよう。まず曲げモーメント図-14(b)を求める。連続桁では中間支点上の有効巾が一番問題となるので、まず中間支点上の両側の断面AおよびBで曲げモーメントが0となるところでA, B点にヒンジを設定し、図-14(c), (d)に示すように等分布荷重 q および集中荷重 P が作用する単純桁A, Bを考える。図-14(b)と同じ曲げモーメント図を得るためには、集中荷重 P を支点反力 R_r に等しくとればよい。一般に曲げモーメントおよび支点反力は普通 Shear lag の影響を考慮した場合には、初等理論によって求めたものと多少相違があるがその差は非常に小さく、初等理論で求めたものを用いてもよい¹⁰⁾。

図-14 連続桁の有効巾の近似解法

Fig. 14 Approximate method for determining effective width of continuous girder.



まったく同様にして、中央径間の有効巾は単純桁 B, C について求める。活荷重に対しての応力計算では求める断面に最も不利になるよう活荷重を配置すればよい。

4. 実験的研究

(1) 模型桁実験

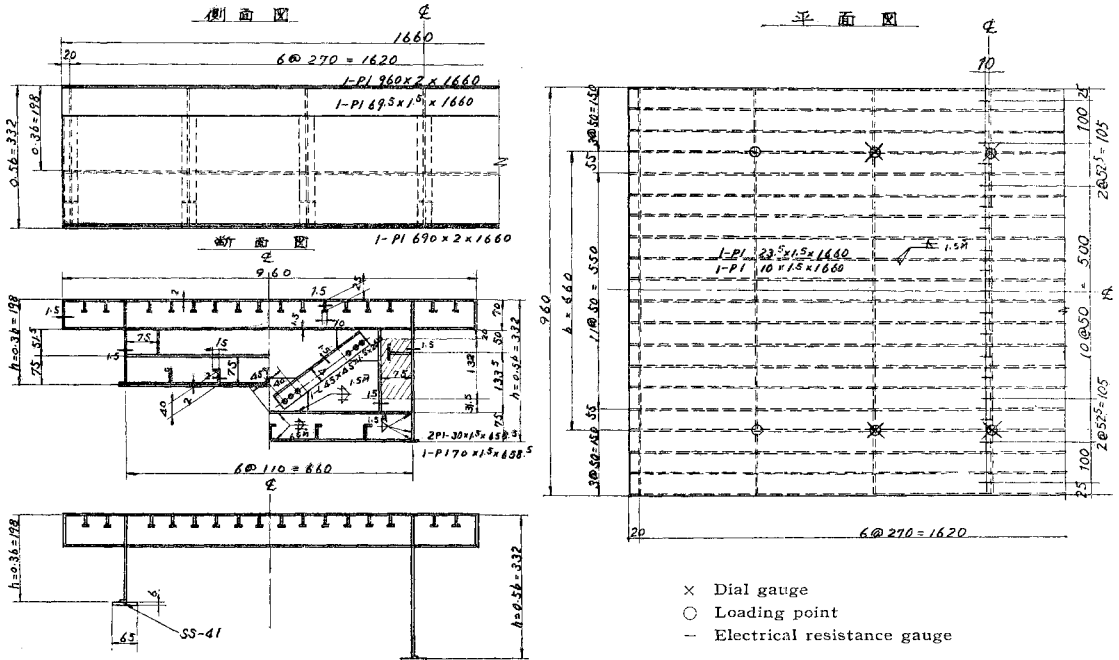
耐食アルミニウム合金 52S-O を使用し、アルゴンアーク溶接法により図-15に示すような小型模型を製作した。その縮尺は寸法においては普通に予想される実橋の約 1/6、スパンにおいては Shear lag を大きく出すために約 1/40 とした。断面形状としては箱型、π型の2種とした。これらに集中荷重を載荷して応力および、たわみの測定を行ない測定結果を本理論によるものと比較してその妥当性を検討した。また Shear lag による種々な特性を把握することができた。

材料に関する引張り、曲げ、およびねじり試験を行なった。そして応力-ひずみ曲線、荷重-変位曲線について非常に良好な直線性を認めた。その結果、ヤング係数は $E=7.5 \times 10^3 \text{kg/cm}^2$ 、せん断弾性係数は $G=2.84 \times 10^3 \text{kg/cm}^2$ 、ポアソン比は $\nu=0.32$ と決定した。

全形模型について、ひずみゲージは標点距離の短い K-19-1 (4 mm) を用い断面の外側のみならず内側にも接着して局部変形の影響を打ち消した。そのため箱桁で

図-15 模型桁

Fig. 15 Model girder.

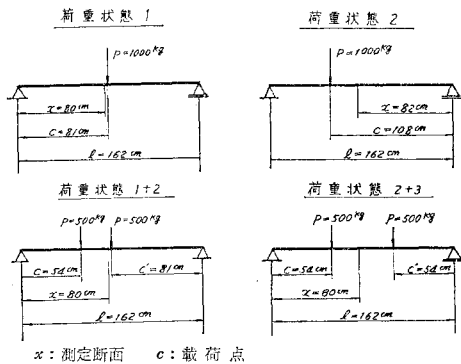


は下部カバー プレートをボルトによってウェブ プレートに締付けて、取りはずしできるようにした。 π 断面桁は箱桁の下部カバー プレートの断面積と等価な断面積をもつ平鋼のフランジをボルトによって取りつけた。この場合フランジにアルミニウム板を用いると大きい断面のものが必要なのでヤング率の比でもって換算した SS-41 材のフランジを用いた。

Shear lag は測定断面付近におけるせん断力の不連続性によってより激しく現われると考えられる。それを明らかにするため 図-16 に示すように両側のウェブプレートの格点に 4 種の荷重を載荷して測定を行なった。

図-16 載荷状態

Fig. 16 Loading condition.



測定結果を示せば 図-17, 18 のようである。図-19, 20 は 図-17, 18 の桁高を 2/3 にして同様な荷重状態について行なったものである。これらの実測結果を理論

値と比較すると上部カバー プレートでは、測定点によって多少ばらつきがあるが、下部カバー プレートおよび、下部フランジではかなり良好な結果が得られている。

さらに図中点線で示されるように、実測値を理論上の仮定にしたがって放物線状に変化するものとし、最小自乗法によって実験曲線を求めてみると、計算値からの分布曲線とよく一致していて、本理論の仮定が妥当なものであることがわかる。

比較のために初等ばり理論によって求めたものも図中に示したが、本理論とはかなり差がみられる。また初等ばり理論による中立軸と本理論による中立軸とが一致していないことがわかる。

荷重状態 1, および 1+2 は、集中荷重が測定断面に接近しているので荷重状態 2, および 2+3 に比較して Shear lag が大きく出ている。荷重状態 2+3 の場合、測定断面は単純曲げを受けているにもかかわらず桁の両端部のせん断力の不連続性が影響して荷重状態 2 の場合とほとんど同じ程度の Shear lag が出ている。しかし測定断面が載荷点より離れているためにかなり Shear lag は小さい。

たわみ測定は各桁とも、おのおのの載荷状態についてウェブ直下の格点において行なった。多少荷重の偏心および支点沈下が認められたが、実測値と Shear lag および横方向せん断ひずみも考慮した理論値との比は約 90 ~ 110% であり、良好な結果を得た。

なお本実験の理論値の計算に際して、上部カバー プ

図-17(a) 荷重状態 1 における垂直応力 σ_x の分布

Fig. 17 (a) Distribution of normal stress σ_x at loading condition 1. (unit kg/cm²)

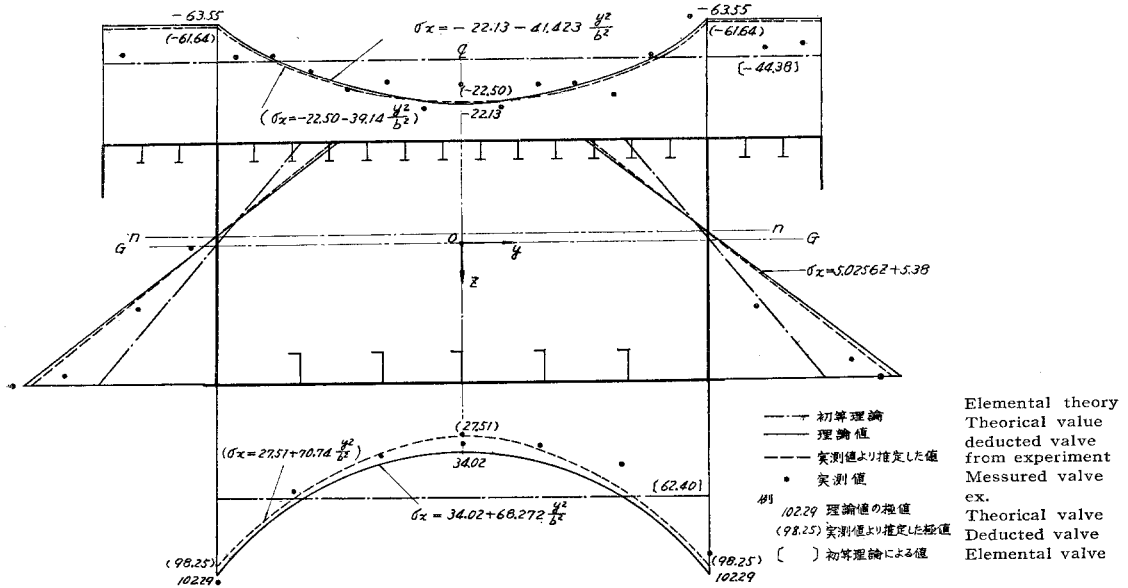
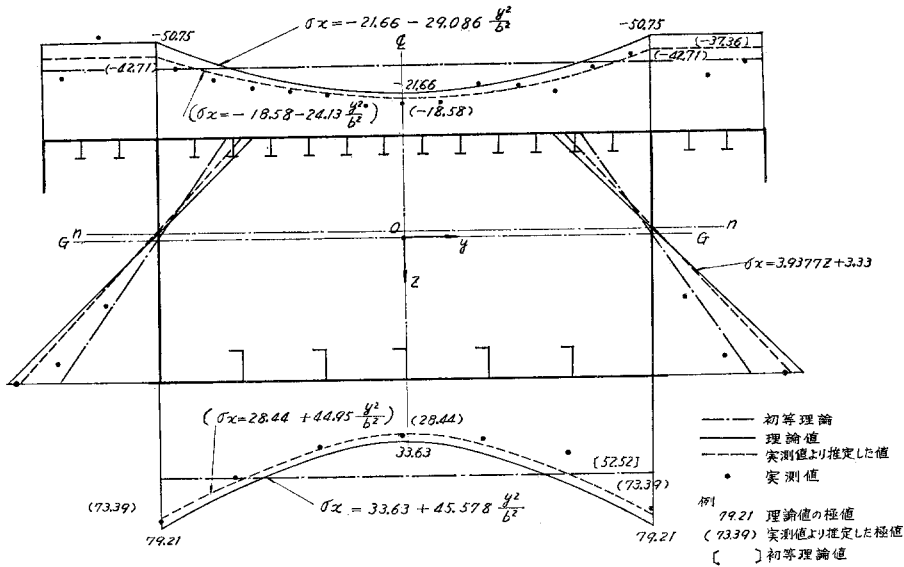


図-17(b) 荷重状態 1+2 における垂直応力 σ_x の分布

Fig. 17 (b) Distribution of normal stresses σ_x at loading condition 1+2.



レートのフランジ突出部は全市有効としたが、この部分においても多少 Shear lag が認められる。しかし、計算上フランジ突出部が全市有効と考えても中央鋼床板部分の有効巾におよぼす影響はほとんどないことをあらかじめ理論計算で確認していたので、この点は問題になかった。

(2) 実橋の Shear lag 試験

わが国の初期の鋼床板桁橋である森の宮橋¹²⁾ (スパン $l=8.00$ m) について実験を行なった。主桁の 両側ウエ

ブ直上で支間中央に $2P=16$ t の集中荷重を対称曲げの状態に載荷した場合についてひずみ、ならびにたわみの実測値を本理論によるものと比較してみる。縦リブの上で床板の上面および下フランジの上面でのひずみ測定結果を 図-21 に示す。この場合も多少荷重の偏心が見られ、また載荷点直下の応力を測定するために荷重点にリングを用いたもので、その付近の応力はわずかに乱れているが、かなり全体的によく合っている。また、たわみの実測値は 4.05 mm でこれに対する理論値は 4.27 mm

図-18(a) 荷重状態 1 における垂直応力 σ_x の分布

Fig. 18 (a) Distribution of normal stress σ_x at loading condition 1. (unit kg/cm²)

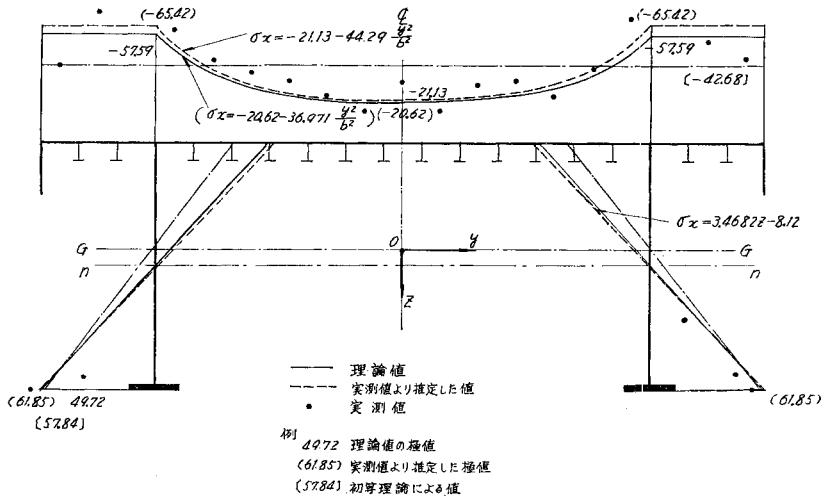
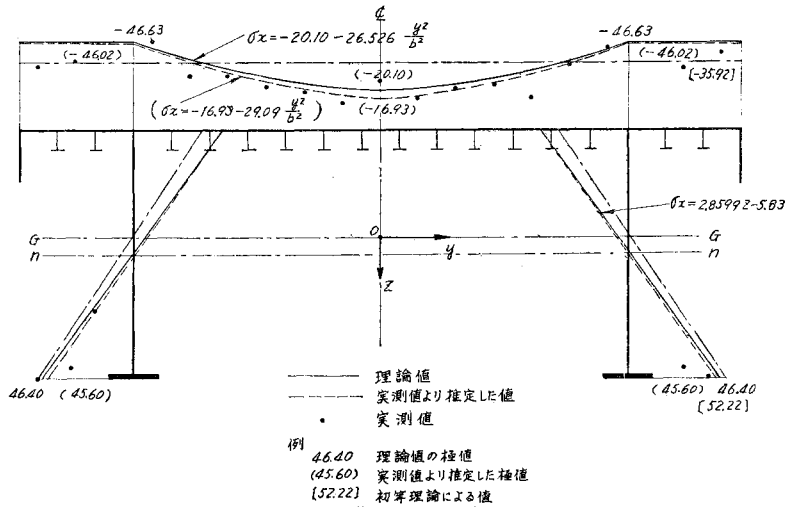


図-18(b) 荷重状態 1+2 における垂直応力分布

Fig. 18 (b) Distribution of normal stress at loading condition 1+2.



であり、その比は 95% という良好な結果を得た。

5. 鋼床板桁橋の有効巾に対する提案値

鋼床板桁橋の有効巾は一般に支間長と腹板間隔との比 l/b および、断面形状、寸法、材料の種類によるパラメーター ω , κ の関数として算定できることを 3. で示した。各国の有効巾に関する設計示方書は単に l/b の関数としたものが多く、本理論による結果と比較してどの程度の差異があるかを検討してみよう。

わが国の鋼道路橋設計示方書では、主桁設計の際に、 L 荷重として集中荷重 $P=5$ t/m, 等分布荷重 $q=350$ kg/m², と規定しているので、式 (51) において

$$\frac{q}{P} = \frac{350}{5000} = 0.07/\text{m}$$

とおけばよい。通常 ω , κ は既述のような範囲の値をとりうるが、たとえば表-3 にかかげるような実際に設計された鋼床板桁橋の断面に対して、単純桁とした場合中央断面での b_m/b 値を求めてみる。すなわち式 (51) に

表-3 L 荷重に対する有効巾 b_m/b の数値計算例

Table 3 Numerical examples of ratio b_m/b for L loading provided by Japanese Specification for Design of Highway Bridge.

| 橋名 | l/b | | | | | | | | | |
|-------------------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|--|
| | 3 | 4 | 5 | 7 | 10 | 15 | 20 | 25 | 30 | |
| Save 橋 π 型断面 | 0.400 | 0.543 | 0.581 | 0.704 | 0.812 | 0.895 | 0.936 | 0.957 | 0.969 | |
| 仮定断面 ¹³⁾ | 0.388 | 0.477 | 0.561 | 0.679 | 0.787 | 0.877 | 0.921 | 0.945 | 0.959 | |
| 森の宮橋 | 0.421 | 0.513 | 0.585 | 0.689 | 0.781 | 0.862 | 0.904 | 0.930 | 0.946 | |
| 坂ヶ島 上フランジ | 0.399 | 0.492 | 0.578 | 0.695 | 0.799 | 0.885 | 0.925 | 0.948 | 0.961 | |
| 大橋 ¹⁴⁾ 下フランジ | 0.409 | 0.505 | 0.584 | 0.697 | 0.796 | 0.883 | 0.923 | 0.946 | 0.960 | |

図-19(a) 荷重状態 1 における垂直応力 σ_x の分布

Fig. 19(a) Distribution of normal stress σ_x at loading condition 1. (unit kg/cm²)

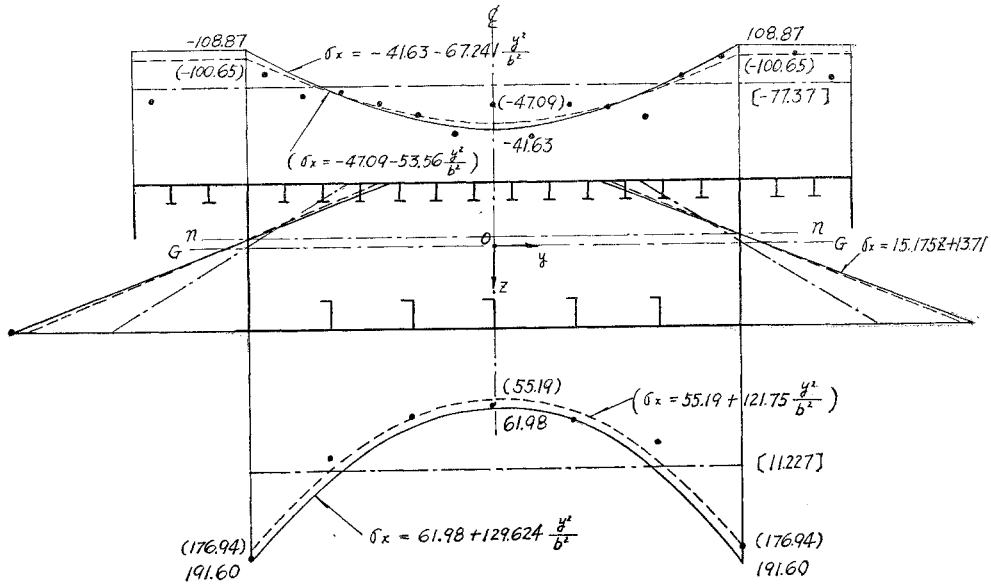
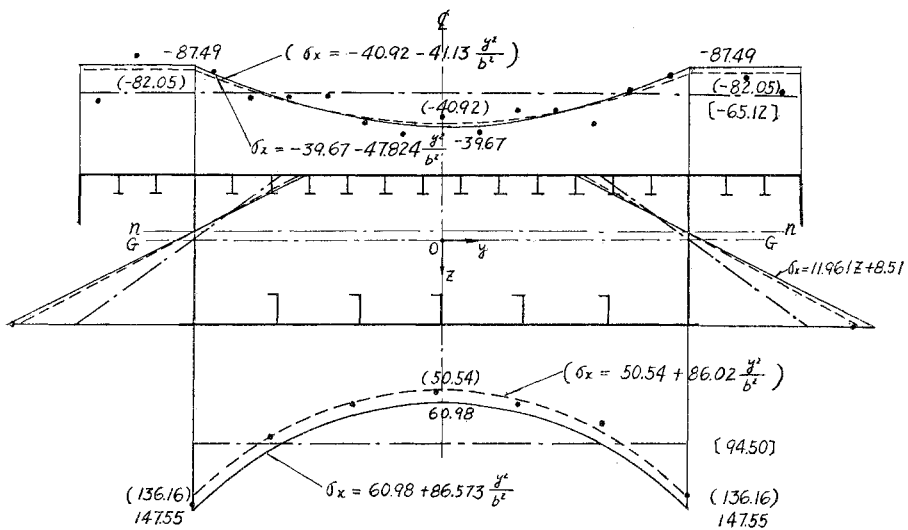


図-19(b) 荷重状態 1+2 における垂直応力

Fig. 19(b) Distribution of normal stress at loading condition 1+2.



において、 $\psi = \varphi = 0.5$ とおけば、表中に見られる値となる。断面形状、寸法などがかなり異なったものであるにもかかわらず、これらの値はかなり接近している。たとえば $l/b=3$ のとき本実例5つの中の最大値と最小値の偏差は約6%、 $l/b=30$ のときは約3%である。これらの値を平均してプロットすれば 図-22 に示すように点線で示された曲線となる。

図中に鉄筋コンクリートT桁で断面寸法が図の右下に与えられた場合についての各国の示方書ならびに DIN 1078¹⁵⁾ (ドイツ合成桁示方書) による有効巾の変化曲線を示した。本理論によって求めたものは、 l/b が小さい

ときは、DIN 1078 とオーストリアの規定のほぼ中間ぐらいの値で変化している。DIN 1045 (ドイツ鉄筋コンクリート示方書)、フランス、アメリカの規定のように直線状に制限したものより、はるかに合理的であるように思われる。

一方、わが国の溶接鋼道路橋示方書 37 条に示されたフランジプレートの有効巾の規定に準じて、引張縁 $b_m < 15t$ 、圧縮縁 $b_m < 12t$ を Save 橋に対して適用すると図中で明らかのように l/b 関係なく直線となり、あまり合理的なものとは思われない。

鋼床板桁橋のデッキプレートの有効巾が合成桁示方

図-20(a) 荷重状態 1 による垂直応力 σ_x の分布

Fig. 20(a) Distribution of normal stress σ_x at loading condition 1. (unit kg/cm²)

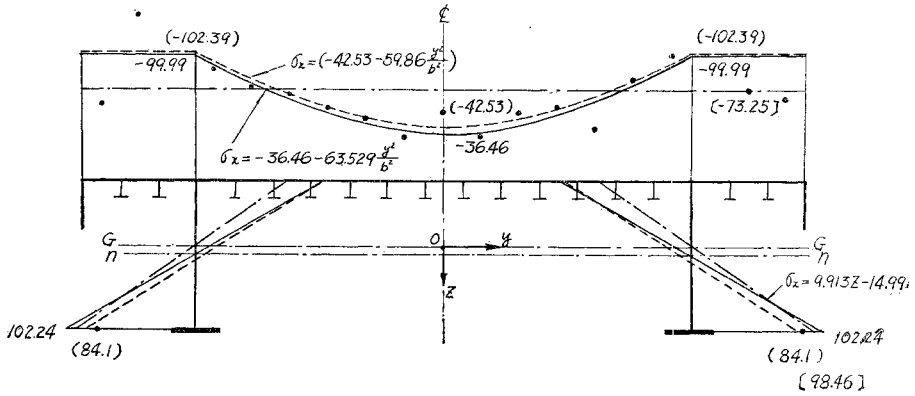


図-20(b) 荷重状態 1+2 における垂直応力 σ_x の分布

Fig. 20(b) Distribution of normal stress σ_x at loading condition 1+2.

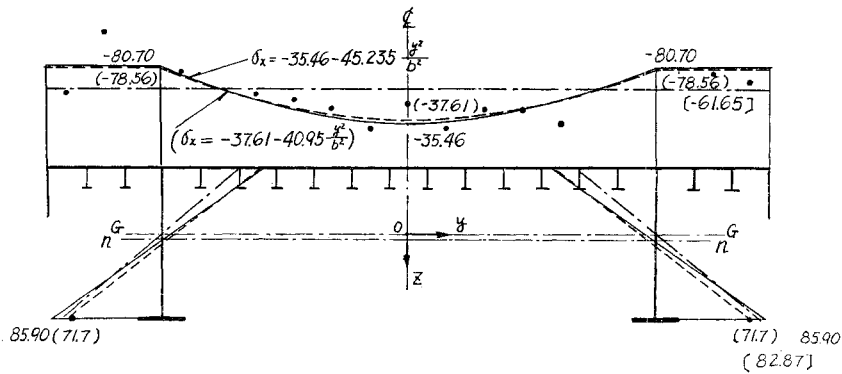
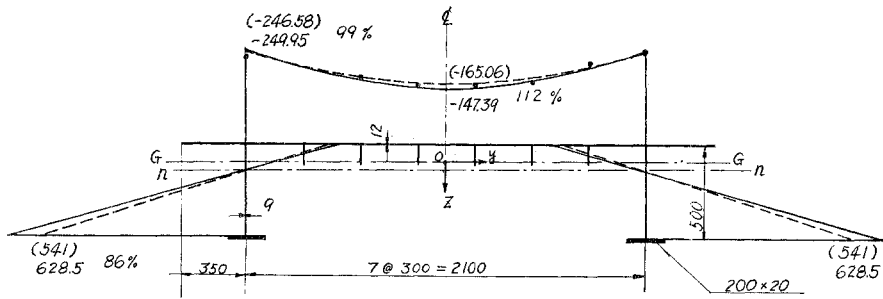


図-21 森の宮橋の Shear lag 試験

Fig. 21 Shear lag test in Morinomiya Bridge (σ_x : unit kg/cm²)



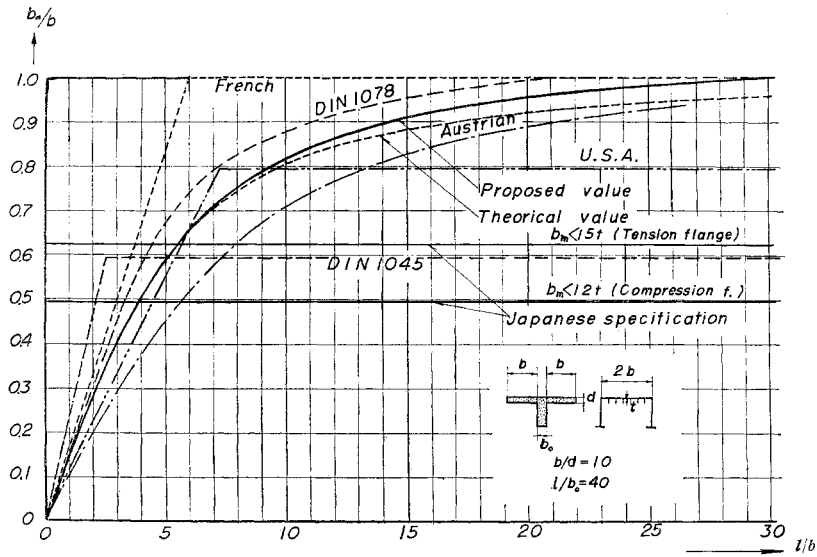
書によるものより低くなるという本理論の結果は、次の理由により明らかである。① DIN 1078 については DIN 1072¹⁵⁾の規定による自動車荷重を用いるので荷重状態がわが国のもとは異なる。② 構造形式について比較すれば、コンクリート床板では縦リブを有しない。式(45)において $R=0$ であるが、鋼床板では $R \neq 0$ とである。したがって ω 値はコンクリート床板より大きい。③ 床板の材料について比較すると、コンクリート床板においてポアソン比 ν が約 $1/6$ である。したがって

$$\omega = \frac{1}{1-\nu} = \frac{1}{1-1/6} = 1.2$$

となつて、 $\nu=0.3$ である鋼床板の場合に比し ω 値が小さくなる。式(2)、(3)の結果、鋼床板桁では ω の値が合成桁にくらべてかなり大となるので式(42)~(44)より明らかなように有効巾は小となる。実際もし本公式を合成桁に適用し、 $R=0$ 、 $\nu=1/6$ 、したがって $\omega=1.2$ とすれば DIN 1078 の値に相当接近する。この事実から ω 値が合成桁に比して小さい値をとる鋼床板桁に関して

図-22 本理論による提案値, 代表的各国示方書の比較

Fig. 22 Proposed value from author's theory, comparing with typical foreign specification.



は、有効巾が DIN 1078 に規定する値より小さくなる
ことが認められる。

有効巾が支間長に比し同程度の大きさを持つような場合、すなわち、 $l/b < 3$ の範囲で L 荷重に対する有効巾を求めたい場合は、式 (51) より計算すればよいが、しかし図-15に見られるようにこの範囲では b_m/b と l/b の関係はほとんど直線状に変化している。それでこの範囲の l/b に対しては次の直線公式が有効である。

$$b_m = 0.137l \quad l/b < 3$$

そして支間長が大となり $l/b > 30$ の場合についてはほとんど b_m/b が1になるので

$$b_m = b \quad l/b > 30$$

と考えてよい。

以上の数値計算例により L 荷重が載荷した場合の単純鋼床板桁橋の有効巾を表-4に示す値でもって算定することを提案する。

表-4 単純鋼床板桁橋のフランジプレートの有効巾に関する提案値

Table 4 Proposed values for effective width of flange plate in girder bridge with steel deck.

| l/b | 3 | 4 | 5 | 7 | 10 | 15 | 20 | 25 | 30 |
|---------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| b/l | 0.333 | 0.250 | 0.200 | 0.143 | 0.100 | 0.667 | 0.050 | 0.040 | 0.033 |
| b_m/b | 0.41 | 0.51 | 0.59 | 0.70 | 0.81 | 0.90 | 0.95 | 0.98 | 1.00 |

$$l/b > 3 \quad b_m = 0.137l, \quad l/b < 30 \quad b_m = b$$

なお、連続桁橋、ゲルバー桁橋などについては、3.(5)に述べたようにして、単純桁の場合に帰着させて、簡明に計算できる。

6. 結 言

本理論においては、鋼床板内の軸方向変位が放物線状に分布するものとして、またウェブプレートで直線状分布するものとして、Shear lag 現象の近似解を求めた。その解から次の結論をうることができた。

(1) 3つの荷重状態について有効巾の実用公式を導いた。

(2) 有効巾のスパン方向の変化状態を調べたが、①集中荷重の場合、その載荷点断面間において最小で、載荷点をはなれると急激に Shear lag 現象が減衰する。②等分布荷重の場合には、桁の両端が最小、中央が最大であるが、その変化は緩慢である。

(3) 有効巾は l/b の増加とともに増大する。等分布荷重の場合の方が集中荷重の場合より速く b_m/b 値は1に近づくことを知った。

(4) 断面形状、寸法による有効巾の変化を調べた結果は次のようである。③パラメーター ω が大なるほど有効巾が小さくなる。これはたとえば一般に縦りブの断面積が大きく、その間隔が小さい場合に相当する。④パラメーター κ が大なるほど、有効巾が小さくなる。これはたとえば桁高が低く桁巾が広い場合に相当する。しかし等分布荷重の場合は、 κ による差異は僅小である。

(5) 鋼道路橋設計示方書に規定する L 荷重のように、桁軸方向に集中した荷重ならびに等分布荷重が同時に載荷する場合については、主桁腹板間隔に比し支間長が大なるほど、有効巾が大きく現われる。

(6) 実橋、模型桁による静的載荷試験によって本理

論の合理性を確証できた。

(7) 鉄筋コンクリート板桁橋、合成桁橋の床板の有効巾に関する各国の設計示方書から与えられる値と本公式の結果とを比較検討し、前二者の規定を無条件に鋼床板桁橋に適用することは好ましくないことを明らかにした。

(8) 主桁の支間長 l の単純鋼床板桁橋で、鋼道路橋設計示方書に規定された L 荷重で集中荷重が支間中央に載荷した場合、桁腹板間隔 $2b$ と有効巾 $2b_m$ の関係を支間中央で表-4 に示された値で算定することを提案する。

(9) 一般の鋼床板箱桁橋断面の有効巾に関し、また連続桁、ゲルバー桁形式の場合についての有効巾の近似計算法を提案した。

以上は、鋼床板桁橋の主桁断面の算定に際し、問題となる鋼床板の有効巾を評価するための資料を提供するものである。

なお、本研究は大阪市土木局の委託研究費によって行なわれたものである。

本研究を遂行するにあたり、日頃、ご懇切なるご指導を賜わっている京都大学教授 小西一郎博士および、終始多大のご支援を賜わった大阪市立大学教授 橋 善雄博士に対し、深甚の謝意を表する次第である。また実験に従事していただいた大阪市立大学技術吏員 増田吉弘氏ならびに当時学生の井上順三君、浜田勝弘君に対し厚く感謝するものである。

参考文献

- 1) Schnadel, G. : Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft, 1926
- 2) Reissner, E. : Stahlbau 7 Jahrg. 1934 s. 206~208, Jour. of the Aeronautical Science Vol. 8 No. 7 1941 p. 248, Quart. of Applied Math, Vol. 4 No. 3 1946 p. 268~278
- 3) Chwalla, G. : Stahlbau 9 Jahrg. 1936 s. 73
- 4) 倉西・宮川 : 薄肉構体の曲げ理論, 機械学会論文集, 第 16 巻 55 号, 昭 25 年 p. 109~113.
- 5) Timoshenko, S. and Goodier, J.N. : Theory of Elasticity 2nd, Ed, 1951 p. 171~177
- 6) Girkmann, K. : Flächentragwerke, Dritte Auflage, 1954 s. 116~124
- 7) Schleicher, F. : Taschenbuch für Bauingenieure Bd. 1, 1955 s. 842~847
- 8) Rüschi, H. : Stahlbau 22 Jahrg. Heft 1 1953 s. 12~14
- 9) Brendel, G. : Beton und Stahlbetonbau 55 Jahrg. Heft 8, 1960 s. 177~185
- 10) 小松定夫 : 連続桁の Shear lag について, 土木学会論文集 58 号, 昭 33. 9, p. 1~9
- 11) Radojkov, M. : Stahlbau 27 Jahrg, Heft 2, 1958, s. 29~35
- 12) 橋・小松・近藤・嶺 : 土木学会誌 42 巻 8 号, 昭 32.8, p. 7
- 13) Hawranek, A. and Steinhart, O. : Theorie und Berechnung der Stahlbrücken, 1958, s. 176
- 14) 城ヶ島大橋応力測定委員会 : 城ヶ島大橋応力測定報告, 昭 32.2
- 15) Deutschen Stahlbau Verband : Stahlbau, Ein Handbuch für Studium u, Praxis Bd. 3 Cla s. 28~29, EIII c s. 9~10

(原稿受付 : 1962. 2. 21)

THEORETICAL AND EXPERIMENTAL RESEARCHES ON EFFECTIVE WIDTH OF GIRDER BRIDGE WITH STEEL DECK PLATE.

By *Kazuo Kondō*, C. E. Member, Dr. Eng. *Sadao Komatsu* C.E. Member
and *Hiroshi Nakai*, C.E. Member

SYNOPSIS

For determining the effective width of the flange plate of a girder bridge having the steel deck plate, so far either of the following two methods is generally adopted. One is the simple way based upon DIN 1078 that makes a point of finding it from the ratio of the span to the distance between the web plates of the main girders. Another is the theoretical method of elasticity, where the flange plate is assumed to be a flat one without longitudinal ribs.

The former does not include such statical parameters as elasticity of the material, shape as well as dimensions of the girder and loading conditions provided by Japanese Specification for Design of High Way Bridge. On the other hand, the latter cannot express exactly the actual deformations and stresses on the part of steel deck plate, and contains many complex problems in mathematical process for practical design.

Accordingly, in this paper, taking into consideration of the peculiar characters of the steel deck plates with transverse and longitudinal ribs, we discuss the shear lag phenomenon of such girder bridges. Using these solutions, we introduce some of simple and practical formulas for determining the effective width of the steel deck plate.

Furthermore, these results are compared with the data obtained from the experimental tests on the model girders. It is recognized that the measured values well coincide with theoretical ones. On the ground of above result, much confidence could be given to the accuracy of this theory.

1. Formulas of Effective Width of Steel Deck Plate.

The following assumptions are rationally made use to analyze the problem of the shear lag phenomenon of box-girder bridge (Fig. 1) and of I-girder bridge with π -shape section (Fig. 3).

- (1) The axial displacements at both upper and lower cover plates of the girder vary along the parabola over the transverse cross section, being linearly at the web plate.
- (2) The distortions of any cross section is sufficiently restricted by means of rigid stiffeners as well as diaphragms.
- (3) The stiffness of the ribs can effectively prevent the steel deck plates from the elongation in the transverse direction.

For the sake of simplicity, we can cleverly treat this sort of problem by applying generalized Galerkin's Method. Then, we easily establish simultaneous differential equations for determining both deflection $w(x)$ of the girder and axial displacements $f_1(x)$, $f_2(x)$ at any point of the upper and lower cover plate.

Now, supposing the girders are simply supported at the ends and

- (1) A concentrated load P or
- (2) An uniformly distributed load q

acts upon them, we can readily obtain solution for three unknown functions $w(x)$, $f_1(x)$ and $f_2(x)$. From these results, the axial stress of the girder at any point can be easily found.

On the analogy of the definition for effective width regarding the flat flange plate, the effective width b_m is defined by the following expression (Fig. 5).

$$b_m = \frac{\int_0^b \sigma_x \cdot dy}{[\sigma_x]_{y=b}} \dots\dots\dots (1)$$

In the case of I-girder bridge with π -shape section, we obtain the following simple and practical formulas for determining effective width under three loading conditions.

(1) Concentrated load P .

If a concentrated load acts upon the middle point of the simply supported girder, we find b_m/b at the same section as follow ;

$$\frac{b_m}{b} = 1 - \frac{\sqrt{\frac{1.5 \omega}{1.2 - \kappa}} \cdot \lambda}{0.75 \left[\frac{1}{b} \right] + \kappa \sqrt{\frac{1.5 \omega}{1.2 - \kappa}} \cdot \lambda} \dots\dots (2)$$

(2) Uniformly distributed load q .

If an uniformly distributed load q acts upon it, the value of ratio b_m/b at the middle section can be found as follows;

$$\frac{b_m}{b} = 1 - \frac{2\omega\chi}{0.375\left[\frac{l}{b}\right]^2 + 2\kappa\omega\chi} \dots\dots\dots(3)$$

(3) Combined action of a concentrated load P and uniformly distributed load q .

If a concentrated load P acts upon mid-span of the simple girder and uniformly distributed load q acts upon all over the length of it, we can also find corresponding values of the ratio b_m/b as follows;

$$\frac{b_m}{b} = 1 - \frac{\sqrt{\frac{1.5\omega}{1.2-\kappa}} \cdot \lambda + 2 \cdot \frac{lq}{P} \cdot \frac{1}{l/b} \cdot \omega\chi}{\left(0.75 + 0.375 \frac{ql}{P}\right) \left[\frac{l}{b}\right] + \kappa \left(\sqrt{\frac{1.5\omega}{1.2-\kappa}} \cdot \lambda + \frac{2ql}{P} \cdot \frac{1}{l/b} \cdot \omega\chi\right)} \dots\dots\dots(4)$$

where,

$$\omega = \frac{1}{1-\nu} + \frac{R}{at} \dots\dots\dots(5)$$

$$\kappa = \frac{A}{F} + \frac{\bar{J}}{J} \dots\dots\dots(6)$$

$$A = b \left\{ \frac{t}{1-\nu^2} + \frac{R}{a} \right\} \dots\dots\dots(7)$$

$$\bar{J} = 2 \cdot A \cdot h_u^2$$

- ν : Poisson's ratio
- t : thickness of steel deck plate
- R : cross sectional area of a longitudinal rib
- a : spacing of longitudinal ribs
- F : half of total sectional area of the main girder
- J : total moment of inertia about the girder centroid
- h_u : distance between neutral axis of the girder and neutral plane of the anisotropic plate
- l : span length of the simple girder
- $2b$: distance between the web plates

Two parameters λ and χ alike are function of three quantities l/b , ω and κ ;

Namely,

$$\lambda = 1 \quad \left. \begin{array}{l} l/b \geq 5 \\ = \tanh \frac{l/b}{2\omega} \sqrt{\frac{1.5\omega}{1.2-\kappa}} \quad l/b < 5 \end{array} \right\} \dots\dots(8)$$

$$\chi = 1 \quad \left. \begin{array}{l} l/b \geq 10 \\ = 1 - \operatorname{sech} \frac{l/b}{2\omega} \sqrt{\frac{1.5\omega}{1.2-\kappa}} \quad l/b < 10 \end{array} \right\} \dots\dots(9)$$

Using the above formula, we can estimate how the effective width is generally affected by loading conditions. So, some important information can be obtained from these analyses as shown in Figs. 8, 9 and 10.

2. Experimental Researches.

(1) Statical tests of the model girders.

In order to verify author's theory, statical tests were carried out about four model girders. So the actual distribution of normal stress over the deck plate could be made clear as shown in Figs. 17~20.

(2) Shear Lag Test on Morinomiya Bridge

Fig. 21 shows the distribution of the normal stress over the steel deck plate in Morinomiya Bridge (length of span $l=8.0$ m).

From these experimental data, it may be concluded that the above assumptions used in author's theory are useful and rational in practical design

3. Practical Consideration.

For the purpose of showing typical numerical examples, the effective widths of the once designed girder bridges with steel deck plate were calculated. Considering them as the simple girder under L-loading provided by Japanese Specification (Table 3). We can recognize that these values are smaller than calculated ones by DIN 1078 in general and it can be concluded without doubt that the difference of the effective width between the girder bridge with steel deck plate and composite girder bridge seems to be caused by the three reasons shown in the following table.

| condition | girder bridge with steel deck plate | composite girder bridge (DIN 1078) |
|-----------------------|-------------------------------------|------------------------------------|
| (1) loading condition | L-loading | S.L.W. DIN 1072 |
| (2) transverse ribs | $R \neq 0$ in Eq. (5) | $R=0$ in Eq. (5) |
| (3) Poisson's ratio | $\nu=0.3$ in Eq. (5) | $\nu \neq 1/6$ in Eq. (5) |

Therefore, in the case where the steel deck plates act as the flange plate main girder, authors dare propose that the value of the effective width under L-loading, in practical desingn, should be taken by depending upon variable l/b as shown in Table 4.