

# プレート ガーダーの曲げ弾性座屈\*

## ELASTIC BUCKLING OF PLATE GIRDERS UNDER PURE BENDING

小西 一郎\*\*・米沢 博\*\*\*・三上市 蔵\*\*\*\*  
 By Ichiro Konishi, Hiroshi Yonezawa and Ichizou Mikami

### 1. ま え が き

プレート ガーダーが曲げを受けた場合の腹板の弾性座屈に関しては、非常に広範囲の研究がなされてきたが、それらのほとんどは腹板を周辺単純支持あるいは固定の等方性長方形板<sup>1)</sup>として解析している。鋼道路橋設計示方書の最小腹板厚の規定も周辺単純支持長方形板の曲げ座屈を基礎にして定められている。最近の高張力鋼の著しい普及にともない、その腹板への使用を有意義にするためには、腹板厚を薄くすることが要求される。ところがこのような場合、周辺単純支持長方形板としての座屈強度が大きな制限となり、高張力鋼を使用する価値を半減させることが多い。

これに対し、現実の腹板は上下フランジで弾性支持されたうえ、さらに弾性固定され、また補剛されているから、フランジと補剛材が健在なかぎり腹板の応力が長方形板としての座屈値に達しても、桁としての全体の耐荷力に支配的な影響をおよぼすとは考えられない。補剛された腹板の座屈に関しても相当数の研究<sup>2)</sup>がなされており、その代表的なものとして Klöppel の与えた補剛板の座屈値<sup>3)</sup>があげられる。これらの研究はいずれも周辺単純支持の長方形補剛板を扱ったもので、補剛材の影響と同時にフランジの水平曲げ および ねじり抵抗を考慮したものは見当たらないようである。

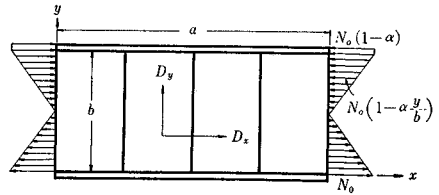
著者はさきに箱桁の弾性座屈<sup>4)</sup>を理論的に解析したが、ここではプレート ガーダーの曲げ座屈に同様の解析を試みてみよう。すなわち補剛された腹板を直交異方性長方形板と考え、それがフランジで弾性固定支持された場合の座屈荷重方程式を誘導し、腹板と補剛材を一体とした場合の座屈荷重ならびに圧縮フランジの水平曲げ およびねじり剛さが座屈荷重におよぼす影響を理論的に考察し、さらにプレート ガーダーの座屈実験を行ない、その結果と理論とを比較検討してみよう。

### 2. 直交異方性板の微分方程式の解

プレート ガーダーの長さ  $a$  の部分が 図-1 に示すように曲げを受けた場合を考える。すなわち腹板と補剛材

を一体とみなし、鉛直補剛材方向の曲げ剛さ  $D_y$ 、フランジ方向の曲げ剛さ  $D_x$  で2辺の長さ  $a, b$  なる直交異方性長方形板が  $x=0, a$  で単純支持され、上フランジで弾性支持および弾性固定されているとする。下フランジの境界条件は固定としても単純支持としても、座屈荷重にはほとんど差を生じないことが判明したので、一応固定として解析する。また上フランジは腹板部分の最大圧縮応力をフランジ全断面に一樣に受けるものとする。

図-1



腹板部分が座屈したときのたわみ曲面の微分方程式はつぎのようになる。

$$D_x \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2H \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \cdot \partial y^2} + D_y \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = N_0 \left(1 - \alpha \frac{y}{b}\right) \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \dots\dots\dots (1)$$

ただし  $H = \kappa \sqrt{D_x D_y}$  であり、 $N_0$  は  $y=0$  における単位長さあたりの最大軸方向力、 $\alpha$  は中立軸の位置によって決まる定数である。

式 (1) において直交異方性板の弾性定数  $D_x, D_y, H$  などの決定法が重要な問題となる。これらの弾性定数は直交異方性板としてのひずみエネルギーと補剛された等方性板としてのひずみエネルギーとが等しくなるように具体的に決定<sup>5)</sup>できる。かつこのようにして決定された  $D_x, D_y, H$  などを用いて直交異方性板として計算した結果は、補剛された等方性板としての計算結果とよく一致する。

つぎのような境界条件を採用することにする。

- a)  $x=0$  および  $x=a$  で単純支持
- b) 下フランジの位置 すなわち  $y=0$  で  $w=0$  ..... (2)
- $\partial w / \partial y = 0$  ..... (3)
- c) 上フランジの位置すなわち  $y=b$  で

$$B_b \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} = D_y \frac{\partial^3 w}{\partial y^3} + (4C_p + \nu_x D_y) \frac{\partial^3 w}{\partial x^2 \partial y} + F \frac{N_0(1-\alpha)}{h} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \dots\dots\dots (4)$$

\* 第 21 回土木学会年次学術講演会にて一部発表  
 \*\* 正会員 工博 京都大学教授 工学部土木工学科  
 \*\*\* 正会員 工博 京都大学教授 工業教員養成所土木工学科  
 \*\*\*\* 正会員 京都大学助手 工業教員養成所土木工学科

$$C_b \frac{\partial^3 w}{\partial x^2 \partial y} = D_y \left( \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \nu_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right) \dots\dots\dots (5)$$

式(4)は弾性支持, 式(5)は弾性固定の条件である。これらの式において  $B_b, C_b, F, h$ などはそれぞれ上フランジの水平曲げ剛さ, ねじり剛さ, 断面積および腹板厚であり,  $\nu_x$ は  $x$ 方向のポアソン比,  $2C_p$ は直交異方性板のねじり剛さである。

いま式(1)の解を

$$w = \sum_{m=1}^{\infty} f(y) \sin \frac{m \pi x}{a}, \quad x = b \eta \dots\dots\dots (6)$$

において, 式(1)に代入すると つぎようになる。

$$\frac{d^4 f}{d \eta^4} - 2 \kappa \sqrt{K_m} \frac{d^2 f}{d \eta^2} + (K_m + \mu_m - \alpha \mu_m \eta) f = 0 \dots\dots\dots (7)$$

ただし,  $K_m = (m \pi b / a)^4 D_x / D_y, \mu_m = (m \pi b / a)^2 N_0 b^2 / D_y$ である。

また式(6)を境界条件式(2),(3),(4),(5)へ代入するとつぎようになる。

$$\eta = 0 : f(\eta) = 0 \dots\dots\dots (8)$$

$$\eta = 0 : df/d\eta = 0 \dots\dots\dots (9)$$

$$\eta = 1 : \frac{d^3 f}{d \eta^3} - M_p \frac{df}{d \eta} - M_\theta f = 0 \dots\dots\dots (10)$$

$$\eta = 1 : \frac{d^2 f}{d \eta^2} + N_b \frac{df}{d \eta} - N_\nu f = 0 \dots\dots\dots (11)$$

ただし,

$$M_p = \left( \frac{m \pi b}{a} \right)^2 \frac{4 C_p + \nu_x D_y}{D_y},$$

$$M_\theta = M_b + \frac{F}{bh} (1 - \alpha) \mu_m,$$

$$M_b = \frac{B_b}{b D_y} \left( \frac{m \pi b}{a} \right)^4, \quad N_b = \frac{C_b}{b D_y} \left( \frac{m \pi b}{a} \right)^2,$$

$$N_\nu = \nu_x \left( \frac{m \pi b}{a} \right)^2$$

である。

つぎに

$$f(y) = \sum_{n=0}^{\infty} a_n (y/b)^n = \sum_{n=0}^{\infty} a_n \eta^n \dots\dots\dots (12)$$

において, 式(7)に代入すれば積分定数  $a_0, a_1, a_2, a_3$ 以外のすべての定数  $a_n$ は  $a_0 \sim a_3$ で表わされる。したがって式(12)を境界条件式(8),(9),(10),(11)へ代入して, 積分定数  $a_0, a_1, a_2, a_3$ の係数行列式を0とおけば座屈荷重方程式はつぎようになる。

$$\begin{vmatrix} D_{21}, & D_{31} \\ D_{22}, & D_{32} \end{vmatrix} = 0 \dots\dots\dots (13)$$

ただし,

$$D_{21} = M_\theta \lambda_{21} + M_p \lambda_{22} - \lambda_{24},$$

$$D_{31} = M_\theta \lambda_{31} + M_p \lambda_{32} - \lambda_{34},$$

$$D_{22} = N_\nu \lambda_{21} - N_b \lambda_{22} - \lambda_{23},$$

$$D_{32} = N_\nu \lambda_{31} - N_b \lambda_{32} - \lambda_{33},$$

$$\lambda_{21} = \sum_{n=1}^{\infty} \alpha_n, \quad \lambda_{22} = \sum_{n=1}^{\infty} (n+1) \alpha_n,$$

$$\lambda_{23} = \sum_{n=1}^{\infty} n(n+1) \alpha_n, \quad \lambda_{24} = \sum_{n=1}^{\infty} (n-1) n(n+1) \alpha_n,$$

$$\alpha_1 = 1, \alpha_2 = 0, \alpha_3 = A/12, \alpha_4 = 0,$$

$$\alpha_5 = (A^2 - B)/360, \dots\dots\dots,$$

$$\alpha_n = \frac{A \alpha_{n-2}}{n(n+1)} - \frac{B \alpha_{n-4} + C \alpha_{n-5}}{(n-2)(n-1)n(n+1)},$$

$$\lambda_{31} = \sum_{n=1}^{\infty} \beta_n, \quad \lambda_{32} = \sum_{n=1}^{\infty} (n+1) \beta_n,$$

$$\lambda_{33} = \sum_{n=1}^{\infty} n(n+1) \beta_n, \quad \lambda_{34} = \sum_{n=1}^{\infty} (n-1) n(n+1) \beta_n,$$

$$\beta_1 = 0, \beta_2 = 1, \beta_3 = 0, \beta_4 = A/20, \beta_5 = 0, \dots\dots\dots$$

$$\dots\dots\dots, \beta_n = \frac{A \beta_{n-2}}{n(n+1)} - \frac{B \beta_{n-4} + C \beta_{n-5}}{(n-2)(n-1)n(n+1)}$$

であり,  $A, B, C$ はつぎのようである。

$$A = 2 \kappa \sqrt{K_m}, \quad B = K_m + \mu_m, \quad C = -\alpha \mu_m$$

いうまでもなく行列式(13)の各要素  $D$ はいずれも固有値  $\mu_m$ の無限べき級数で, この式を満足する  $\mu_m$ の値を計算すれば座屈荷重  $N_0$ が決定される。

### 3. 座屈荷重

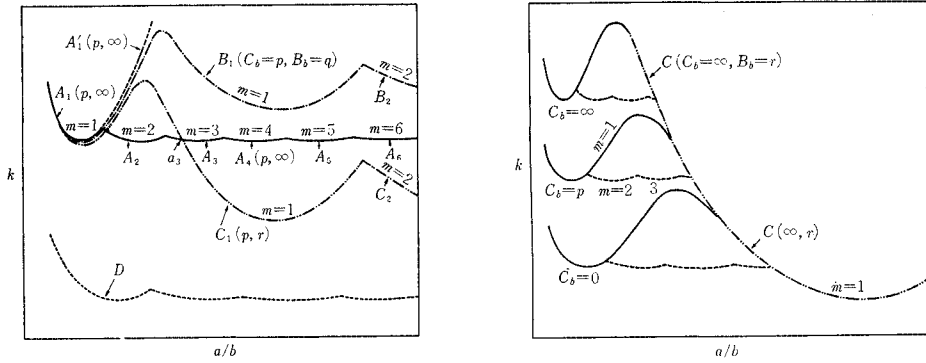
補剛材を含めた腹板の曲げ座屈に対する鉛直補剛材\*の影響と, 上フランジの曲げおよびねじり剛さの影響を知るため, 座屈荷重方程式(13)の解を求めてみよう。式(13)を解析的に解くことは不可能なので, 電子計算機(Burroughs B 5500)を使用することにする。

中立軸が腹板の重心と一致する場合すなわち  $\alpha=2$ のとき, まず上フランジのねじり剛さの影響を知るため, 上フランジの水平曲げ剛さ  $B_b = \infty$ , すなわち上フランジがたわまない場合について  $D_y/D_x = 10 \sim 2000, C_b/bD_x = 0 \sim 250$ の各種の組み合わせ56個の場合と, さらに一般的な場合として上と同じ  $D_y/D_x, C_b/bD_x$ の値で  $B_b/bD_x$  5~100000の間の各種の値と組み合わせた154個の場合について計算を行なった。計算上必要なその他の値  $\kappa, \nu_x$ などの値は, 直交異方性板としてのひずみエネルギーと補剛された等方性板のひずみエネルギーが等しくなるように<sup>3)</sup>, すなわち補剛材のねじり剛さは無視して,  $H$ としては腹板のみの値を,  $\nu_x, \nu_y$ にも腹板のみの値を用いることにする。

まず計算結果を一般的に説明しよう。図-2は計算結果の一例を模式的に示したものである。 $D_y/D_x, C_b/bD_x, B_b/bD_x$ などの値が与えられると,  $m=1$ に対する座屈荷重  $N_0 = k \pi^2 D_x / b^2$ は一般に図-2(a)に示した曲線  $B$ (1点鎖線)あるいは  $C$ (2点鎖線)のように2つの谷をもった曲線で与えられる。まず  $C_b = p = \text{一定}$ で  $B_b = q$ あるいは  $r(q > r)$ と変化した場合は, 図-2(a)の曲線  $B_1, C_1$ のように  $B_b$ が大ききほど第2の谷は上昇し,  $B_b = \infty$ で曲線  $A_1 - A_1'$ のように第1の谷だけになる。この場合,  $a/b$ が小さい範囲に現われる第1の谷は,  $B_b$ の値にほとんど関係せず,  $B_b = \infty$ の場合すなわち曲線

\* この論文の計算結果は腹板重心軸に関し上下対称な水平補剛材のある場合にはそのまま応用できるが, ここでは一応鉛直補剛材だけがある場合を対象に考える。

図-2 座屈荷重と上フランジの水平曲げ剛さ およびねじり剛さとの関係  
 (a)  $C_b$  =一定の場合 (b)  $B_b$  =一定の場合



$A_1$  とほとんど一致する。つぎに  $B_b = r =$ 一定で、 $C_b$  の値が変化する場合、図-2(b) に示すように第1の谷は  $C_b$  の大小によって上下するが、第2の谷は  $C_b = \infty$  の場合の曲線  $C$  (2点鎖線) にほとんど一致する。すなわち第1の谷は上フランジのねじり剛さ  $C_b$  の、第2の谷は水平曲げ剛さ  $B_b$  の影響をそれぞれ受けるものとみなされる。そして、任意の  $C_b = p$ 、 $B_b = r$  に対しては、第1の谷は  $B_b = \infty$  で  $C_b = p$  の曲線  $A_1$  を用い、第2の谷は  $C_b = \infty$  で  $B_b = r$  の曲線  $C$  を用い、それぞれ  $m = 2, 3, \dots$  に対する曲線を描き、それらのうち最小の座屈係数  $k$  を与える曲線をたどってゆけばよい。たとえば図-2(a) において座屈曲線は  $A_1 \rightarrow A_2 \rightarrow a_3 \rightarrow C_1 \rightarrow C_2$  となる。いかえれば弾性固定 ( $B_b = \infty$ ) の場合と、弾性支持 ( $C_b = \infty$ ) の場合の座屈曲線を別々に求め、それら

のうちの最小値が、座屈荷重  $N_0$  を与えると考えることができる。

なお、図-2(a) には周辺単純支持された等方性板の座屈曲線  $D$  を示しておいた。鉛直補剛材が加わると当然座屈強度は相当増加するが、 $B_b$  の値が小さくなると座屈曲線が曲線  $D$  より下にくることがあるから、少なくとも座屈曲線が曲線  $D$  より大きい  $k$  を与えるような水平曲げ剛性  $B_b$  を上フランジに与える必要がある。

以上のような考え方で種々の  $D_y/D_x$ 、 $C_b/bD_x$ 、 $B_b/bD_x$  の値に対する座屈荷重  $N_0 = k \pi^2 D_x / b^2$  の計算値を示すと、図-3~11 のようになる。これらの曲線は実際のプレート ガーダーとして考えられる範囲内の  $D_y/D_x$  などの種々の値はいうまでもなく、さらに広範囲の値をカバーするよう計算したものである。適当な内そうを併用す

図-3 座屈荷重

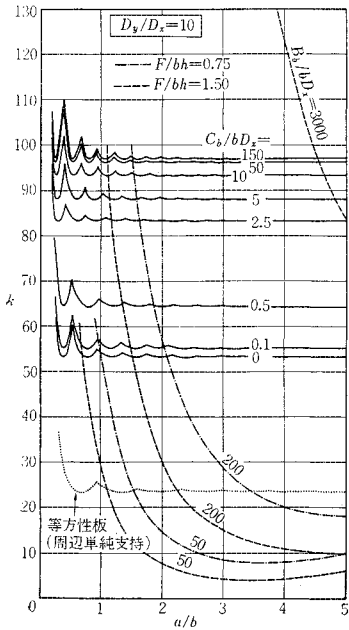


図-4 座屈荷重

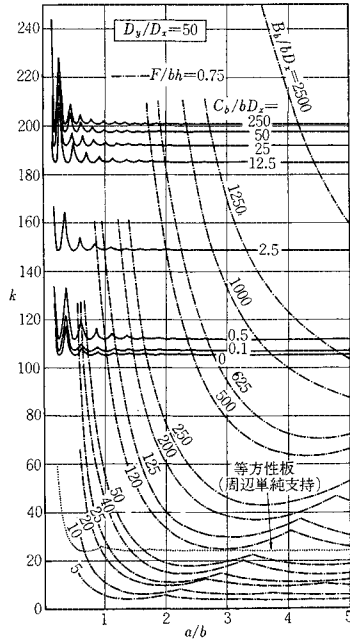


図-5 座屈荷重

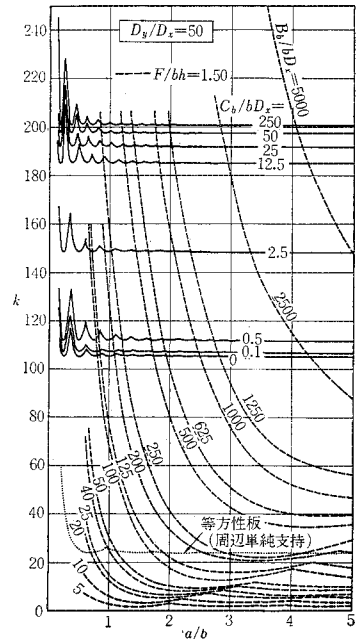


図-6 座屈荷重

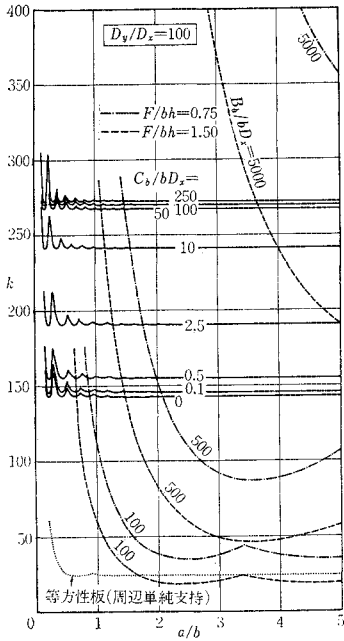


図-7 座屈荷重

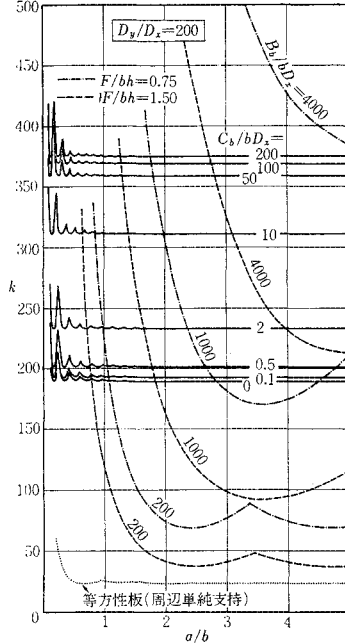


図-8 座屈荷重

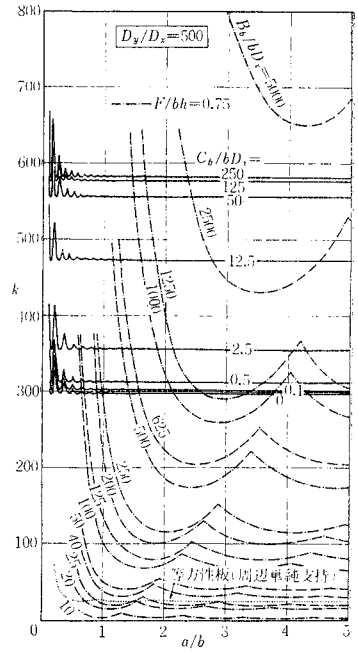


図-9 座屈荷重

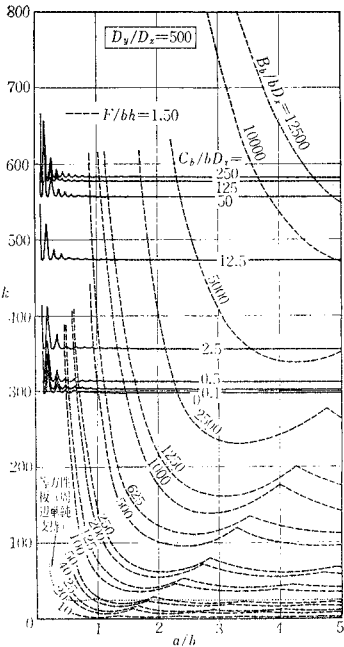


図-10 座屈荷重

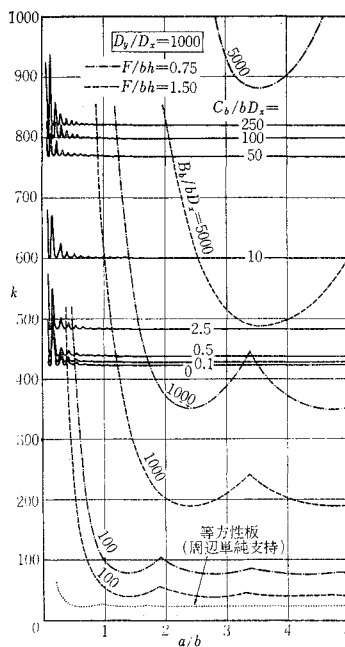
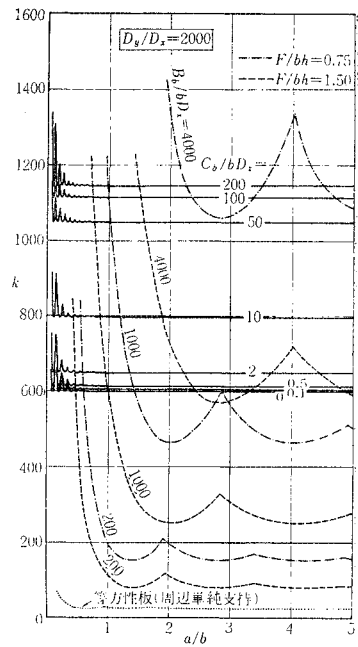


図-11 座屈荷重



れば、任意のプレート ガーダーに対して鉛直補剛材の曲げ剛さ、上フランジの水平曲げ およびねじり剛さを考慮した座屈荷重を決定することができる。

4. 座屈荷重に対する考察

腹板と補剛材が一体となって座屈する場合の座屈荷重の理論値を、広範囲にわたって数値計算した結果を 3.

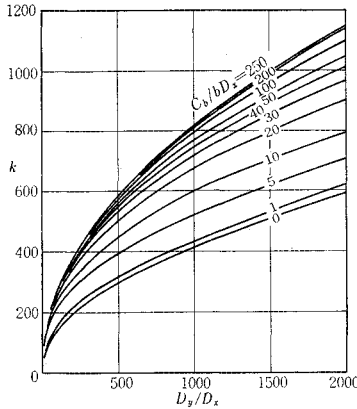
に示したが、これらの結果を用いて座屈荷重に対する補剛材の剛度、上フランジの水平曲げ剛さ、ねじり剛さなどの影響を理論的に考察してみよう。

(1) 補剛材の影響

鉛直補剛材の剛度 ( $D_y$ ) が増大するにしたがって、座屈荷重が増加することは、図-3~11 の各曲線を比較すれば明らかである。この間の関係を知るため、上フラン

ジの水平たわみが0の場合,すなわち図-2(a)の曲線Aに該当する座屈荷重の最小値と  $D_y/D_x$  との関係を求めると, 図-12 のようになる。 $D_y$  が大きくなるにしたがって座屈荷重が増加し,  $D_y/D_x$  の値が 500 前後まではとくにその傾向が著しく, それ以上の値では大体  $D_y/D_x$  の値に比例して増加していることがわかる。

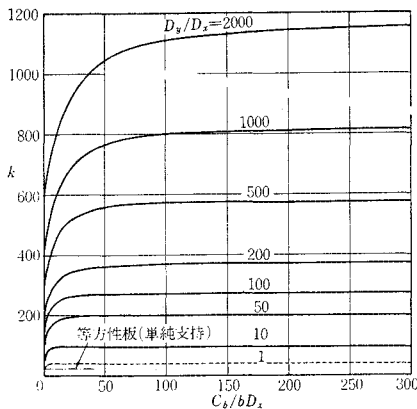
図-12 鉛直補剛材と座屈荷重の関係



(2) 上フランジのねじり剛さの影響

考察を簡単にするため, 鉛直補剛材の場合と同様に上フランジの水平たわみが0の場合について述べることにする。上フランジのねじり剛さ  $C_b=0$  で単純支持,  $C_b=\infty$  で固定になり, 実際はすべてその中間になるわけである。 $C_b$  の種々の値と座屈荷重の最小値との関係を示すと, 図-13 のようになる。 $C_b/bD_x$  の値が 100 前後までは  $C_b$  の影響が著しく, それ以上にフランジのねじり剛さを増大しても, 座屈荷重を高めるうえにあまり効果的でないことがわかる。

図-13 上フランジのねじり剛さと座屈荷重の関係

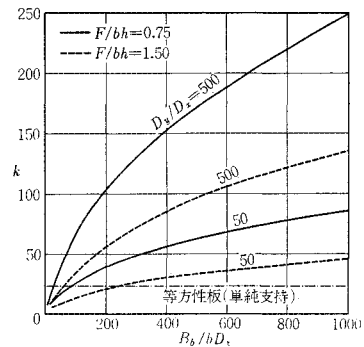


(3) 上フランジの水平曲げ剛さの影響

補剛材, 上フランジのねじり剛さの影響を考察する場合, いずれも上フランジの水平たわみが 0, すなわち水平曲げ剛さ  $B_b=\infty$  の場合を扱った。現実には腹板部分が座屈すれば上フランジは水平方向に多少の相違はあるが必ずたわむわけである。水平たわみが無視できるほど

微少の間は, 座屈荷重はねじり剛さ  $C_b$  のみに支配されるが, 水平曲げ剛さがある程度より小さくなると  $B_b$  の影響が支配的になり, 座屈荷重が著しく低下する。また縦横比  $a/b$  の小さい範囲内では, 上フランジの水平たわみは当然微少で座屈荷重はほとんど  $C_b$  によって決定される。 $a/b$  の値が一定値以上になると, 上フランジの水平たわみの影響が著しくなり, 座屈荷重は  $C_b$  に関係なく  $B_b$  の値によって決定され, かつ著しく低下する点に注意を要する。 $D_y/D_x=50, 500$  の場合に対して,  $B_b$  と座屈荷重の関係を示すと, 図-14 のようになる。 $B_b/bD_x$  の値が 300 程度になるまでは座屈荷重の増加が著しく, それ以上は  $B_b$  にほぼ比例して増加することがわかる。

図-14 上フランジの水平曲げ剛さと座屈荷重の関係



5. プレート ガーダーの座屈実験

純曲げを受けたプレート ガーダーの腹板が補剛材と一体になって座屈する場合を理論的に解析し, それに基づいて諸考察を行なった。このような座屈現象が生ずるや否や, あるいは1パネルの腹板のみの座屈との関係, さらにはこれら2種類の座屈と桁全体としての耐荷力との関係など不明の点が多い。これら不明の点を解明し, また理論の妥当性を検討する目的で, 全溶接のプレート ガーダー模型に対する座屈実験を行なった。模型, 載荷装置, 測定結果その他の概略をつぎに述べる。

(1) プレート ガーダー模型

模型の寸法を 図-15 に示す。座屈実験の対象としたのは中央の3パネル  $3 \times 56 \text{ cm}$  で, この間の腹板厚は  $3.2 \text{ mm}$  (桁高の約  $1/250$ ) で, 水平補剛材のない場合としては相当極端な寸法を採用した。この部分のフランジ, 鉛直補剛材などの寸法は, 腹板と補剛材が一体となって理論上の弾性座屈を生ずるよう計算したうえで決定した。載荷点は支点からそれぞれ  $1.2 \text{ m}$  の点で2点載荷し, 試験パネルに純曲げを与えた。試験パネル以外の断面に対しては, 腹板の曲げあるいはせん断座屈, 上フランジの座屈, その他の座屈が生じないように各寸法を決定した。各部材はすべて SS 41 で, 降伏点は上フランジ  $2900 \text{ kg/cm}^2$ , 腹板  $3200 \text{ kg/cm}^2$  であった。

図-15 プレート ガーダー模型寸法

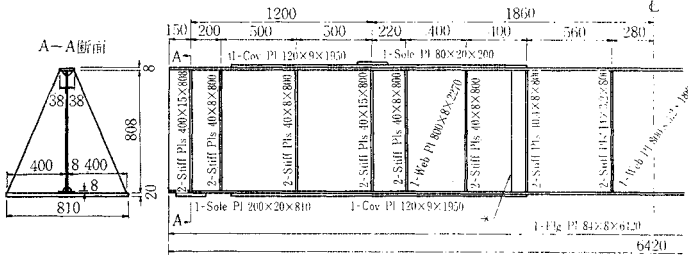
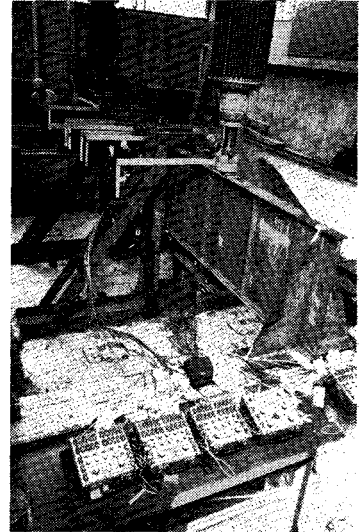


写真-1 模型および載荷装置



(2) 載荷装置その他

載荷装置には京都大学土木工学教室の構造物試験装置を使用した。なお桁全体の横倒れを防止し、かつ試験パネル両端の補剛材の位置で腹板の水平たわみが0になるよう、十分強固な横倒れ防止わくを設置した。

(3) 測定装置その他

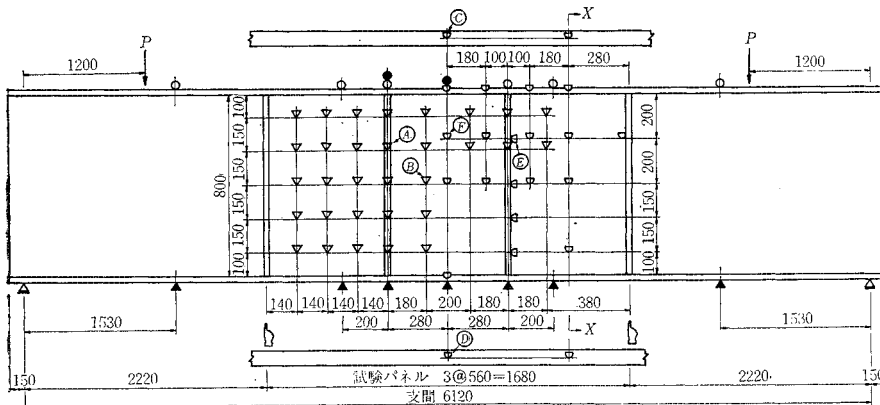
桁全体の鉛直たわみをスパン中央その他合計7点についてダイヤルゲージで測定した。上フランジのねじれと水平たわみを知るため、フランジ上7点に長さ約1mの腕を水平に設け、その先端の鉛直変位をティルト型一等水準儀1台で、水平および鉛直変位を讀取望遠

鏡2台で測定した。

試験パネルの腹板および補剛材の水平方向のたわみを測定するため、ダイヤルゲージを31点に設置した。これらのダイヤルゲージは上下フランジに支点を有するダイヤルゲージ取付わくを介して設置した。

腹板、補剛材および上下フランジのひずみを計42点

図-16 測点配置図



- ▽ ストレインゲージ(腹板, 補剛材, フランジのひずみ) 42点
- ▽ ダイヤルゲージ(腹板, 補剛材のたわみ) 31点
- ▲ (桁のたわみ) 7点
- レベル(上フランジのねじれ) 6点
- 読取望遠鏡(上フランジのねじれ, 水平たわみ) 2点
- 横倒れ防止わく取付け位置

図-17 桁のたわみ (スパン中央)

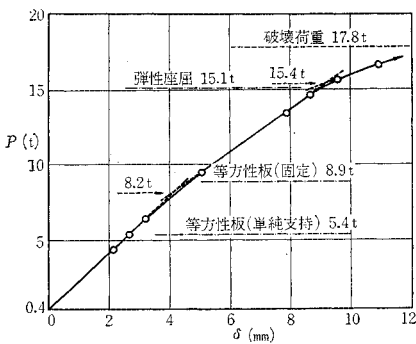
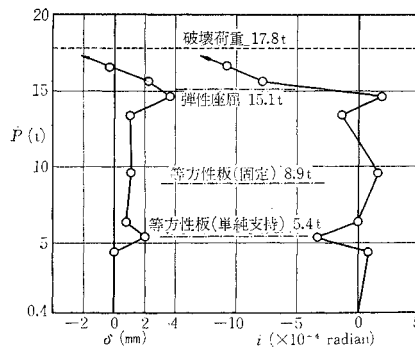


図-18 上フランジ(スパン中央)の水平たわみ  $\delta$  およびねじれ角  $i$



について、電気抵抗線ひずみ計(塑性域用)で測定した。これらのひずみ計は桁全体の曲げによるひずみと座屈による曲げひずみを算出できるように腹板その他の両面に接着した。これらの測点を図-16に示す。模型、載荷装置その他を写真-1に示す。

(4) 測定結果

かなり多数の点の測定を行なったわけであるが、それらすべてについて述べることは省略して、代表的な点の測定結果だけあげることにする。すなわち、スパン中央の桁全体のたわみを図-17に、スパン中央上フランジの水平たわみとねじれを図-18に、補剛材(点A)およ

図-19 補剛材(点A)および腹板(点B)の水平たわみ

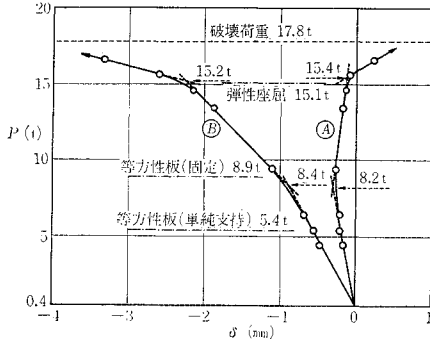


図-20 上フランジ(点C)および下フランジ(点D)のひずみ

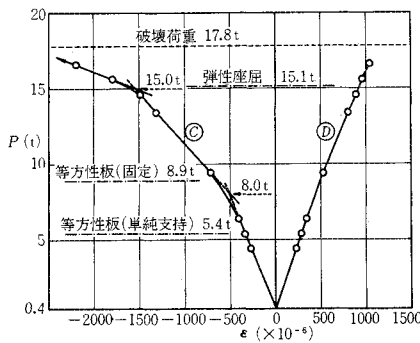


図-21 補剛材(点E)および腹板(点F)の座屈による曲げひずみ

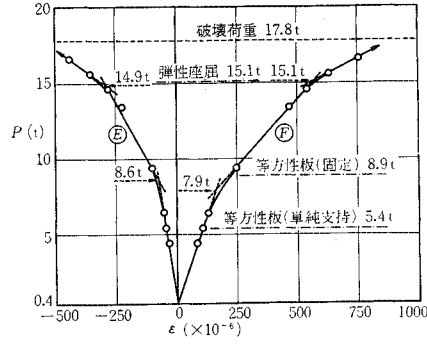
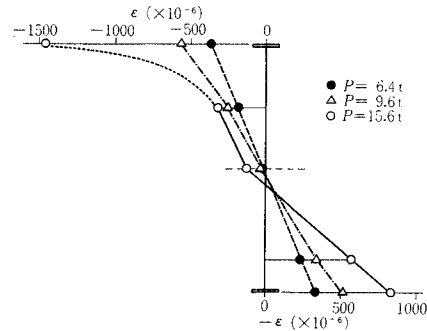


図-22 桁の曲げひずみ分布 (X-X断面)



第2の変向点が  $P=15.4t$  付近に存在することがわかる。第1の変向点  $P=8.2t$  は周辺単純支持の等方性長方形板の座屈荷重  $P=5.4t$  と、上下フランジ位置にて固定と考へた等方性長方形板の座屈荷重  $P=8.9t$  との間にあり、1パネルの腹板の座屈荷重と推定される。1パネルの腹板のみの座屈は桁全体の耐力にほとんど影響しないことが実験結果の図から判断される。

第2の変向点  $P=15.4t$  は腹板

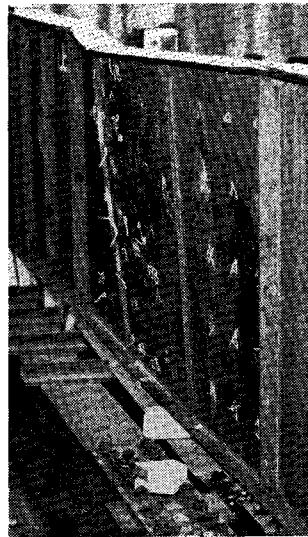
び腹板(点B)の水平たわみを図-19に、スパン中央の上フランジ(点C)および下フランジ(点D)のひずみを図-20に、補剛材(点E)および腹板(点F)の座屈による曲げひずみを図-21に、主桁断面 X-X における桁の曲げひずみ分布を図-22に示す。これらの図の荷重には自重を  $P$  に換算した値  $0.4t$  が加えられている。上フランジ、腹板、補剛材などのひずみは桁全体の曲げによるひずみと、腹板の初期たわみや座屈による水平方向へのたわみから生ずるひずみとを分離して記入した。なお、模型は  $P=17.8t$  で試験パネルの範囲内の上フランジに塑性水平曲げ座屈が生じて破壊した。桁の破壊状況を写真-2に示す。

### 6. 実験結果に対する考察

実験結果を示す図-17~21などからわかるように、腹板部分にはっきりした座屈現象は現われていない。これは非常に薄い板を腹板に使用したため、溶接その他の原因で相当量の初期たわみ\*が存在したためと考えられる。しかし実験結果として得られた荷重-たわみあるいは荷重-ひずみ曲線の変向点<sup>6)</sup>から、座屈荷重を推定することができた。たとえば図-17, 19などの荷重-たわみ曲線を見ると、最初の変向点が  $P=8.2t$  付近、

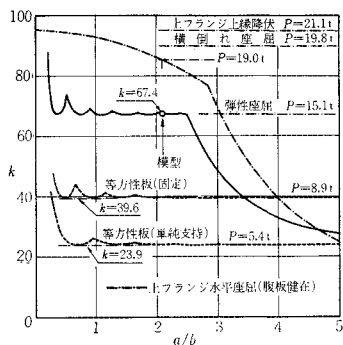
\* 載荷直前に腹板の初期たわみを測定した結果、3.2mmの腹板に対して最大2.1mmの初期たわみを認めた。

写真-2 桁の破壊状況



と補剛材とが一体となって座屈した点と推定される。いま、模型寸法を用いて  $D_y/D_x=5.81447$ ,  $B_y/bD_x=164.5998$ ,  $C_b/bD_x=2.275$ ,  $(4C_p+\nu_y D_x)/D_x=1.70$ ,  $\kappa=0.4147$ ,  $F/bh=0.2625$  の場合の座屈荷重を計算すると図-23の実線のようにになる。図には等方性長方形板の座屈荷重、その他が比較のため記入されている。ここで  $D_x, D_y$  その他の弾性定数は、1パネルの腹板の局部座屈が先行することを無視して計算した。厳密には局部座屈がすれば、応力の再分配に対応した腹板の有効幅を用いて  $D_x, D_y$  などの計算を行なうべきであろうが、一様な圧縮荷重による局部座屈と異なり、曲げ座屈後の腹板に対する有効幅の合理的な決定は困難である。また1パネルの腹板が座屈荷重に達しても、それを支持する上下フランジと鉛直補剛材が健在であれば、

図-23 理論の比較



プレート ガーダーに対しては腹板の局部座屈を無視して  $D_x$ ,  $D_y$  などを決定すればよいと考えられる。

試験パネルの  $a/b=2.1$  に対し  $k=67.4$  すなわち  $P=15.1$  t なる理論上の座屈荷重と、実験値はよく一致していることがわかる。腹板と補剛材が一体となって座屈した以後は桁全体の耐荷力が急激に減少し、フランジ部分に応力が集中した結果  $P=17.8$  t 付近で上フランジが塑性水平曲げ座屈したものと考えられる。このことは図-22 の主桁断面上の曲げひずみの分布図からも推定される。すなわち、 $P=6.4$  t では中立軸に関し上下対称のひずみ分布で、1 パネルの腹板座屈後の  $P=9.6$  t では上フランジのひずみが直線分布よりわずかに大になっている。これに対し補剛材と腹板の座屈直後の  $P=15.6$  t では上フランジのひずみが急激に増大していることがわかる。

つぎに上フランジが水平曲げ座屈する理論値を誘導してみよう。すなわち 図-24 に示すように腹板と補剛材が座屈したあとは、腹板部分の分担する応力は増加しないで、上下フランジのみで分担すると考える。腹板の有効幅は無視し、上フランジを一樣な応力の作用する圧縮材と見なしてその水平座屈応力  $\sigma_c$  を決定し、図のような応力分布に対応する桁の曲げモーメントから  $P$  を逆算すると  $P=17.5$  t となる。この理論値は実験値 17.8 t とよく一致する。この結果は桁が上フランジの水平座屈で破壊するような場合、桁の耐荷力を推定するうえに興味ある方法と考えられる。

## 7. 結 論

純曲げを受ける プレート ガーダーの腹板が、鉛直補

\* 鉛直補剛材の剛度の目安となる  $D_y/D_x$  の値を実橋について計算してみたが、おおよそ 10~1000 の間で 50~200 程度の値が多い。模型では約 5.8 であるから、少なくともこれ以上の値を有すれば、局部座屈を考慮して  $D_x$ ,  $D_y$  などを決める必要はないと考えられる。

局部座屈による応力の再分配はあまり生じないことが実験結果からも判断される。したがって鉛直補剛材の剛度と腹板の剛度との比が極端に小さい場合\*を除いて、通常の

剛材とともに一体となって弾性座屈する場合を理論的に解析し、さらにその妥当性を検討するため、プレート ガーダー模型の座屈実験を行ない、理論結果と実験結果に対し諸考察を試みた。結論としてそれらの結果をまとめると、理論的にはつぎのようである。

- 1) 腹板と補剛材が一体となって座屈する場合の座屈荷重の理論式を上フランジの水平曲げ剛さ およびねじり剛さを考慮して誘導した。
- 2) 広範囲の数値計算を行ない、座屈荷重をただちに求められる図を作製した。
- 3) 座屈荷重に対する鉛直補剛材、上フランジなどの剛度の影響を明らかにした。

実験結果としては つぎのようである。

- 4) 慣用されている設計法などではとうてい許容されないような薄い腹板(桁高の 1/250)においても、1 パネルの腹板のみの座屈荷重は桁全体の耐荷力にほとんど影響しない。
- 5) 腹板と鉛直補剛材が一体となって座屈する場合の理論値と実験値はよく一致し、かつこのような座屈は桁の耐荷力に大きな影響を与える。
- 6) 上フランジの水平曲げ座屈で終局的に破壊したが、その場合の破壊荷重を腹板部の座屈と関連させて理論的に推定し、実験値とよく一致する結果を得た。

さらに多数の実験によって解明すべき点も多いと思われるが、一応の成果が得られたものと考えられる。鋼道路橋設計示方書の最小腹板厚の規定は、周辺単純支持の等方性長方形板の座屈を基にして定められているようであるが、著者らの行なったような研究の観点から考えると、さらに相当薄い腹板も使用可能であって、とくに高張力鋼を経済的に使用する目的で興味ある問題と考えられる。

本研究は関西橋梁鉄骨溶接研究会第6部会の分担研究(分担者=米沢)として行なったもので、研究費のすべてを同会より受けたものであり、また座屈実験に際しては京都大学助手山川氏より多大の助力を得たことを付記して感謝の意を表する次第である。

## 参 考 文 献

- 1) Timoshenko, S. and Gere, J. : Theory of Elastic Stability, 1961, McGraw-Hill.
- 2) Bleich, F. : Buckling Strength of Metal Structures, 1952, McGraw-Hill.
- 3) Klöppel, K. und Scheer, J. : Beulwerte ausgesteifter Rechteckplatten, 1960, Wilhelm Ernst & Sohn.
- 4) 米沢 博・三上市蔵 : 箱桁の弾性座屈について, 土木学会論文集, 第 120 号, 昭 40, 8 頁
- 5) Giencke, E.G. : Über die Berechnung regelmässiger Konstruktionen als Kontinuum, Stahlbau, 33, 1964, S. 39.
- 6) Rockey, K.C. : The Behavior of Webplates of Plate Girders Subjected to Pure Bending, Structural Engineer, May, 1957, p. 176.