

フランジの局部座屈強度とフランジ幅厚比制限

FLANGE LOCAL BUCKLING STRENGTH OF PLATE GIRDERS

福本 喩士*・伊藤 義則**
By Yuhshi Fukumoto and Yoshinori Ito

1. 緒 言

I形ばり、プレート ガーダーに曲げが作用したときの、曲げ耐力は部材の横倒れが断面構成寸法、横構などにより防止されている場合には、通常、圧縮側フランジの局部的な座屈崩壊により支配される。圧縮側フランジの局部座屈崩壊は Basler¹⁾ によれば

(1) 垂直方向座屈、(2) 水平方向座屈、(3) ねじれ座屈

の3種類にわけられる。このうち、(1)の垂直方向座屈は腹板の幅厚比がほぼ340(SS41級)以上のときに生ずる可能性があり¹⁾、通常の幅厚比が200以下ではこの種の座屈崩壊は起こらない。(2)の水平方向座屈は圧縮側フランジを1本の柱とみなして、フランジ面内の Euler 形座屈を指すが、横倒れ防止材を適当な間隔に配置することにより防ぐことができる。

圧縮側フランジのねじれ変形を伴った座屈崩壊はI形ばりの曲げ崩壊にて、しばしば経験されるが、その強度は圧縮側フランジの幅厚比を適当に変えることにより、弾性座屈、非弾性座屈、ひずみ硬化域座屈におけることができる。

フランジのねじれ局部座屈の理論は

(1) フランジを板とみなし2辺単純支持、非載荷1辺自由、他辺弾性回転をもつ板の一樣圧縮による板の座屈とみなすもの、(2) フランジを一枚の細帯片とみなして、腹板との溶接線を中心軸とする柱のねじれ座屈とみなすもの、(3) フランジを板とみなし、座屈後の板の極限強度として取り扱う、などに大別することができる。

塑性設計法では、塑性ヒンジ部の強度と所定の変形能力を満足せしめ、早期の座屈により強度の低下を防ぐため、塑性ヒンジ形成近傍における断面を構成する板要素の幅厚比を規定している^{2),3)}。フランジの幅厚比に関する研究も、最近かなり活発に行なわれ、断面が圧縮によりひずみ硬化域に達するまで座屈をおこさないか、またはおこしてもひずみ硬化域での強度がさらに期待できる

ように板の幅厚比を決めている^{3)~6)}。

一方、熱間圧延過程または溶接組立の結果生ずる残留応力による柱、または、板の座屈強度の低下に関する研究もすでに数多くの研究成果が発表され^{7),8),9)}、たとえ

Fig. 1 Flange Plate.

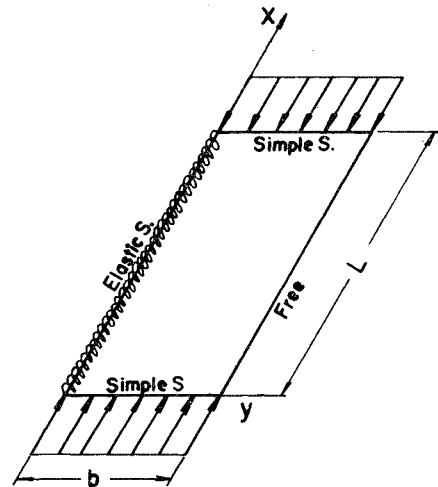
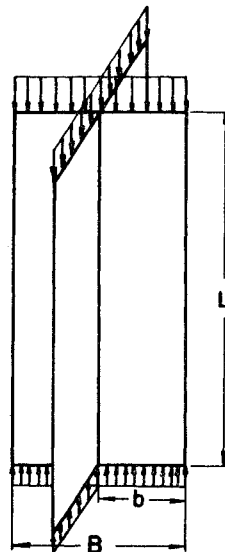


Fig. 2 Cruciform Shaped Column.



ばこれの影響を柱の圧縮許容応力度の設計式に含めているものがある²⁾。

圧縮側フランジの局部座屈は図-1に示すような支持条件をもつ一樣圧縮板として解かれている。

いま、 $L \gg b$ として座屈後のたわみ曲面の y 方向の変化が直線的に変化するとみなすと、フランジの局部座屈は図-2に示すような十字形断面柱の中心軸圧縮による柱のねじれ座屈として取り扱える¹⁰⁾。柱の両端がねじれに対して単純支持条件では

* 正会員 Ph.D. 名古屋大学助教授 工学部土木工学科

** 正会員 工修 日本道路公団高速道路金沢建設局, 前名古屋大学大学院

$$\sigma_{cr} = \frac{1}{I_0} \left(C_T + \frac{\pi^2}{L^2} C_W \right) \dots\dots\dots (1)$$

ここに、 I_0 ：断面の極2次モーメント、 C_T ：単純ねじれ剛度、 C_W ：曲げねじれ剛度

フランジのような断面では $C_W=0$ とみなせるから

$$\sigma_{cr} = \frac{C_T}{I_0} = G \left(\frac{t}{b} \right)^2 = G \left(\frac{2t}{B} \right)^2 \dots\dots\dots (2)$$

となり、柱の長さ L に無関係に、フランジの幅厚比のみに関係する。

非弾性域での板としての座屈は応力-ひずみ曲線が比例限度応力 σ_p 以上になると $\sigma=f(\epsilon)$ 曲線をもとに $E_t = \tau E = d\sigma/d\epsilon$ 、 $G_t = \tau G$ を弾性の E 、 G の代わりに用いるもの¹¹⁾、また塑性理論による Prandtl-Reuss のひずみ増分理論（塑性流れ理論）¹²⁾、¹³⁾、Mises-Levy による全ひずみ理論（塑性変形理論）¹⁴⁾ を用いて解かれる。

本研究ではフランジの局部座屈強度をフランジが腹板との溶接線に沿って回転に対して弾性支持されているような細帯片のねじれ座屈とみなし、かつ溶接時に断面に発生する残留応力分布を考慮して求めたものである。また、十字断面柱を用いて柱のねじれ座屈実験を行ない、フランジの局部座屈強度を実験から得られた座屈値と、それぞれ柱および板の局部座屈として求めた理論値との比較検討を行ない、あわせて、圧縮側フランジの幅厚比と高張力鋼との関連、現行示方書に用いられる同幅厚比との関係について考察を試みた。

2. 理論解析

フランジと腹板との溶接線に沿って、腹板の曲げ剛性がフランジのねじれに対して弾性固定として作用するとして解析した。用いた仮定はつぎのようである。

(1) 軸方向力は柱の断面の重心に作用し、断面および全長にわたって一様である。

(2) 横断面形は座屈後も、もとの断面形状を保っている。

(3) 柱は初期変形がなく座屈まで真直である。

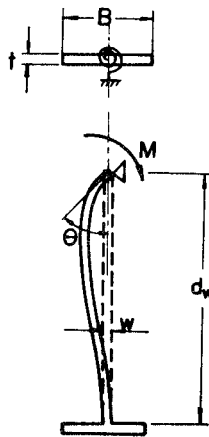
(4) 断面には溶接による残留応力が初期応力として分布しており、この応力分布は柱の全長にわたって一様である。

(5) 断面の塑性域は常に負荷状態とする。座屈時におけるひずみの反転は起こらないものとする。

(1) 弾性座屈

図-3 に示すようなフランジが腹板による回転ばね定数 K_ϕ をもって支持されているとき、

Fig. 3 Web Plate.



腹板との溶接線まわりのねじれに関する座屈後の微小変形に対するつり合い式はつぎのようになる。

$$C_W \frac{d^4 \phi}{dz^4} - \left\{ C_T - \int_A \sigma_z (x^2 + y^2) dA \right\} \frac{d^2 \phi}{dz^2} + K_\phi \phi = 0 \dots\dots\dots (3)$$

ここに、 C_W ：フランジの曲げねじれ剛性 $= EI_W$ 、 I_W はフランジのねじれ中心（重心）に関する曲げねじれ定数であり、次式で与えられる： $I_W = \frac{(Bt)^3}{144}$ 、 C_T ：フランジの単純ねじれ剛性、 K_ϕ ：回転ばね定数、なお、式(3)中の回転ばね定数 K_ϕ は図-3 のようにフランジの座屈により、腹板が変形をうける場合を考える。すなわち、

$$K_\phi = \frac{M}{\theta} = \frac{4D}{d_w} = \frac{Ew^3}{3d_w(1-\nu^2)}$$

柱の断面に残留応力が存在すると、柱に作用する軸方向応力は外力による垂直応力 σ_{cr} と残留応力 σ_r の和となる。ここに、 $\sigma_{cr} = P/A$ (圧縮応力を正とする)。

したがって、式(3)の σ_z は

$$\sigma_z = \sigma_{cr} + \sigma_r \dots\dots\dots (4)$$

ゆえに、

$$\begin{aligned} \int_A \sigma_z (x^2 + y^2) dA &= \int_A \sigma_{cr} (x^2 + y^2) dA \\ &\quad + \int_A \sigma_r (x^2 + y^2) dA \\ &= P \frac{I_x + I_y}{A} + \int_A \sigma_r (x^2 + y^2) dA \end{aligned}$$

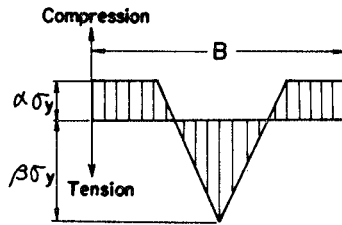
柱の両端がねじれに対して回転支持であるとすると

$$\phi = A_n \sin \frac{n\pi z}{L} \dots\dots\dots (5)$$

を用いて式(5)から柱のねじれ座屈強度 P_{cr} は

$$P_{cr} = \frac{A}{I_x + I_y} \left\{ C_T + \left(\frac{n\pi}{L} \right)^2 C_W - \int_A \sigma_r (x^2 + y^2) dA + \left(\frac{L}{n\pi} \right)^2 K_\phi \right\} \dots (6)$$

Fig. 4 Simplified Residual Stress Distribution.



また、残留応力分布を図-4のように仮定すると(実測値との比較は図-15, 16, 17 参照)、図から

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= -\beta\sigma_y + \frac{(\alpha+\beta)^2}{\alpha} \frac{x}{B} \sigma_y, & 0 \leq x \leq \frac{\alpha}{\alpha+\beta} B \\ \sigma_r &= \alpha\sigma_y, & \frac{\alpha}{\alpha+\beta} B < x \leq \frac{B}{2} \end{aligned} \right\} \dots (7)$$

式(6)、(7)から座屈応力度 σ_{cr} は

$$\frac{\sigma_{cr}}{\sigma_y} = \frac{1}{\left(\frac{B}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \right)^2} \left\{ \frac{\pi^2}{12} \left(\frac{nB}{L} \right)^2 + \frac{2}{1+\nu} \right\}$$

$$+ \frac{12}{\pi^2} \left(\frac{L}{nB} \right)^2 K_{\phi_0} \} - \alpha \left\{ 1 - \frac{2\alpha^2}{(\alpha+\beta)^2} \right\} \dots (8)$$

ここに、 K_{ϕ_0} を腹板拘束係数と定義し、次式で与えられる。

$$K_{\phi_0} = \frac{1}{3} \left(\frac{w}{t} \right)^3 \left(\frac{B}{d_w} \right) \frac{1}{1-\nu^2} \dots (9)$$

式(8)より、 σ_{cr}/σ_y を最小にする L/nB は式(10)によって求められる。

$$\frac{L}{nB} = \frac{\pi}{2\sqrt[4]{9K_{\phi_0}}} = \frac{0.907}{\sqrt[4]{K_{\phi_0}}} \dots (10)$$

(2) 弾塑性座屈

断面に残留応力が存在する柱に中心軸荷重が作用すると、荷重による一様圧縮応力と圧縮残留応力の最大値との和が材料の降伏点応力に達すると、その部分では断面は降伏域に入る。このため、断面には弾性域と塑性域が共存することになる。したがって、弾塑性座屈では弾性域では弾性の断面諸係数を用い、塑性域においては塑性論から得られる係数を用いなければならない。

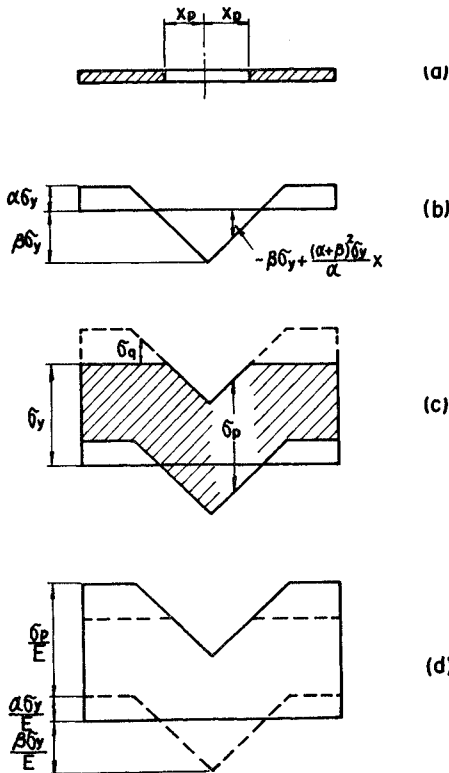
弾塑性域でのフランジの垂直応力分布、ひずみ分布は図-5 に示すようになる。図-5 (c) において弾性部分の応力 σ_z は

$$\sigma_z = \sigma_p + \sigma_r$$

一方、

$$\sigma_p = (1+\beta)\sigma_y - \frac{\alpha+\beta}{\alpha} \left(\frac{x_p}{B} \right) \sigma_y \dots (11)$$

Fig. 5 Yielded Patterns.



塑性部分 ($x > x_p$) では 図-5 (c) の点線部分の垂直応力の大きさを σ_q とすると、中心軸荷重 P は 図-5 (c) の斜線部分の面積積分により求められる。

$$P = \sigma_p A - 2 \int_{x_p}^{B/2} \sigma_q t dx \dots (12)$$

垂直応力度を無次元して表わすと

$$\frac{\sigma}{\sigma_y} = 1 - \frac{(\alpha+\beta)^2}{\alpha} \left(\frac{x_p}{B} \right)^2 \dots (13)$$

式(13)を平均座屈応力度 σ_{cr}/σ_y となるようなフランジの座屈長さおよび幅厚比は式(3)、および、

$$\phi = A_n \sin \frac{n\pi x}{L}$$

を用いて解析的に解いた式(14)により求めることができる。

$$\int \sigma_z (x^2 + y^2) dA = \left(\frac{n\pi}{L} \right)^2 C_W + C_T + \left(\frac{L}{n\pi} \right)^2 K_{\phi} \dots (14)$$

ここに、 C_W は曲げねじれ剛性、 C_T は St. Venant のねじれ剛性である。 C_W, C_T は断面に塑性域が入ってくると、この領域では用いる塑性理論による応力-ひずみ関係から求めなければならない。

C_W -値

非弾性座屈計算において、座屈時の断面の剛性を求めるのに、接線弾性係数理論 (Tangent Modulus Theory) を用いる。すなわち、座屈時の断面でのひずみの反転は生じないとすると

$$C_W = EI_w_e + E_t I_w_p$$

となり、理想弾塑性材料では $E_t = 0$ となるから

$$C_W = EI_w_e$$

となり、断面の弾性部分のみが座屈時の曲げねじれ抵抗に対して有効となる。

$$C_W = EI_w_e = E \frac{(2x_p)^3 t^3}{144} = \frac{E t^3}{18} x_p^3 \dots (15)$$

C_T -値

座屈前の真直な柱は中心軸圧縮により σ_z のみが存在するが、ねじれ座屈により生ずるせん断応力とせん断ひずみの関係は塑性流れ理論¹²⁾によれば

$$d\tau = G d\gamma \dots (16)$$

となり塑性域における座屈時のせん断応力-せん断ひずみ関係は弾性域の場合のそれと同じとなる。すなわち、断面のねじれ剛性は塑性流れ理論によれば全横断面が有効に弾性挙動を示す。

$$C_T = GJ = \frac{E}{2(1+\nu)} \frac{Bt^3}{3} = \frac{E}{6(1+\nu)} Bt^3 \dots (17)$$

ここに、 $J = \frac{1}{3} Bt^3$: 断面のねじれ定数

一方、塑性変形理論^{9), 14)}によれば塑性域における座屈時のせん断応力-せん断ひずみ関係は

$$d\tau = E \kappa d\gamma \dots (18)$$

$$\kappa = \frac{1}{2+2\nu+3\left(\frac{E}{E_s}-1\right)} \dots\dots\dots(19)$$

$$E_s = \frac{\sigma}{\epsilon}$$

全断面のねじれ剛性は弾性部分と塑性部分にわけて、

$$C_T = \frac{E}{2(1+\nu)} \int_{A_e} \frac{t^3}{3} ds + E \int_{A_p} \kappa \frac{t^3}{3} ds \dots\dots\dots(20)$$

弾性部分では

$$C_{Te} = \frac{E}{2(1+\nu)} \frac{t^3}{3} (2x_p) = \frac{Et^3}{3(1+\nu)} x_p \dots\dots\dots(21)$$

塑性部分では

$$\epsilon = \frac{\sigma_p}{E} + \frac{\sigma_r}{E}$$

$$\sigma_r = -\beta\sigma_y + \frac{(\alpha+\beta)^2}{\alpha} \sigma_y x$$

ゆえに、

$$E_s = \left(\frac{\sigma_y}{\sigma_p + \sigma_r} \right) E$$

式(19)より

$$\kappa = \frac{1}{2\nu-1+3\left(\frac{\sigma_p+\sigma_r}{\sigma_y}\right)} \dots\dots\dots(22)$$

図-5より、 $\sigma_p + \sigma_r$ の分布は x とともにつぎの2つの場合にわけられる。

$$\left. \begin{aligned} (1) \quad & \sigma_p + \sigma_r = (1+\beta)\sigma_y - \frac{(\alpha+\beta)^2}{\alpha} \frac{x_p}{B} \sigma_y - \beta\sigma_y \\ & \quad + \frac{(\alpha+\beta)^2}{\alpha} \sigma_y \frac{x}{B} \\ & \quad 0 \leqq x \leqq \frac{\alpha}{\alpha+\beta} B \\ (2) \quad & \sigma_p + \sigma_r = (1+\beta)\sigma_y - \frac{(\alpha+\beta)^2}{\alpha} \frac{x_p}{B} \sigma_y + \alpha\sigma_y \\ & \quad \frac{\alpha}{\alpha+\beta} B \leqq x \leqq \frac{B}{2} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(23)$$

式(22)、(23)から式(20)の右辺第2項の積分を求めると、 $\nu=0.5$ を用いて

$$\begin{aligned} E \int \kappa \frac{t^3}{3} ds &= \frac{2\alpha B t^3}{9(\alpha+\beta)^2} E \\ & \quad \log_e \left\{ 1 + \alpha + \beta - \frac{(\alpha+\beta)^2}{\alpha\beta} x_p \right\} \\ & \quad + \frac{(\beta-\alpha)t^3 BE}{9(\alpha+\beta) \left\{ 1 + \alpha + \beta - \frac{(\alpha+\beta)^2}{\alpha B} x_p \right\}} \end{aligned} \dots\dots\dots(24)$$

式(21)、(24)から弾塑性域のねじれ剛性が塑性域のねじり率の関数として求まる。

与えられた弾塑性の応力分布に対するフランジの座屈幅厚比は式(13)、(14)、(15)および塑性流れ理論によれば、式(17)を用いて

$$\frac{B}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} = \left\{ \frac{\pi^2}{9} \left(\frac{nB}{L} \right)^2 \left(\frac{x_p}{B} \right)^3 + \frac{1}{3(1+\nu)} \right.$$

$$\left. + \frac{2}{\pi^2} \left(\frac{L}{nB} \right)^2 K_{\phi_0} \right\}^{1/2} \left\{ \frac{1}{6} - \frac{(\alpha+\beta)^2}{3\alpha} \left(\frac{x_p}{B} \right)^4 \right\}^{1/2} \dots\dots\dots(25)$$

また、同じくフランジの座屈幅厚比は塑性変形理論によれば、式(13)、(14)、(15)および式(20)を用いて、

$$\begin{aligned} \frac{B}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} &= \left[\frac{\pi^2}{9} \left(\frac{nB}{L} \right)^2 \left(\frac{x_p}{B} \right)^3 + \frac{2}{3(1+\nu)} \left(\frac{x_p}{B} \right) \right. \\ & \quad + \frac{4\alpha}{9(\alpha+\beta)^2} \log_e \left\{ 1 + \alpha + \beta - \frac{(\alpha+\beta)^2}{\alpha B} x_p \right\} \\ & \quad + \frac{2(\beta-\alpha)}{9(\alpha+\beta) \left\{ 1 + \alpha + \beta - \frac{(\alpha+\beta)^2}{\alpha B} x_p \right\}} \\ & \quad \left. + \frac{2}{\pi^2} \left(\frac{L}{nB} \right)^2 K_{\phi_0} \right]^{1/2} \left\{ \frac{1}{6} - \frac{(\alpha+\beta)^2}{3\alpha} \left(\frac{x_p}{B} \right)^4 \right\}^{1/2} \end{aligned} \dots\dots\dots(26)$$

式(25)および式(26)において、板幅厚比を最小にする (L/nB) 値は塑性流れ理論および塑性変形理論とも

$$\left(\frac{L}{nB} \right)_{cr} = \pi \left\{ \frac{1}{18 K_{\phi_0}} \left(\frac{x_p}{B} \right)^3 \right\}^{1/4} \dots\dots\dots(27)$$

となる。

(3) 数値計算

a) 弾性座屈

板の座屈強度式 $\sigma_{cr} = k \frac{\pi^2 D}{b^2 t}$ ¹⁰⁾、ここに、 $D = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)}$ を変形すると

$$\frac{\sigma_{cr}}{\sigma_y} \left\{ \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \right\}^2 = k \frac{\pi^2}{12(1-\nu^2)} = 0.903 k \dots\dots\dots(28)$$

ここに、ポアソン比： $\nu=0.3$ 、フランジ全幅： $B=2b$

$$\frac{\sigma_{cr}}{\sigma_y} \left\{ \frac{B}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \right\}^2 = 3.612 k \dots\dots\dots(28)'$$

図-6は式(28)'の値を縦軸に、横軸に L/B をとった座屈曲線である。ここに、 k の値として腹板との溶接線周りの単純支持、固定支持に対して用いてある¹⁰⁾。また、同図には、弾性回転支持されたフランジのねじれ座屈に関する式(8)にて、 $\alpha = \beta = 0$ とした $\sigma_{cr}/\sigma_y \{ B/t \sqrt{\sigma_y/E} \}^2$ の値を式(10)から求めた $(L/nB)_{cr} (n=1, 2, 3)$ を用いて図示してある。 $K_{\phi_0}=0$ では、緒言でも紹介したように、両者のひらきはほとんどなく、また、弾性回転支持では $K_{\phi_0}=2.5$ に相当する $\sigma_{cr}/\sigma_y \{ B/t \sqrt{\sigma_y/E} \}^2$ の値は、溶接線に沿って固定支持された板の座屈強度値と同じような傾向を示す曲線を示している。すなわち、 $K_{\phi_0}=2.5$ をもつ柱のねじれ座屈は無載荷辺、一辺固定、他辺自由の板の座屈と類似の強度曲線を与えている。

図-7は座屈強度 σ_{cr}/σ_y を縦軸に、横軸に $B/t \sqrt{\sigma_y/E}$ をとった座屈強度曲線である。ここでは、弾性限は $\sigma_{cr}/\sigma_y=0.5$ となっている。柱としての座屈と板としての座屈との両者は、良好な一致が得られている。また、図中 $\alpha=0.5, \beta=1.0$ は計算に用いた溶接による残留応力分布度を示しているが、これらの影響を考慮した弾性座屈強度を示したものである。残留応力分布による弾性座屈強

度の低下がみとめられる。比較のために用いた残留応力分布を含んだ板の弾性座屈は文献 9) から引用した。図で単純支持の場合の L/B の値は $L/B = \infty$ を用いてある。同様に、図-8 は $\alpha=0.5, \beta=0.5$ の三角形形状残留応力分布度に対する座屈強度曲線を示してある。

Fig. 6 Elastic Buckling (Plate and Column Theories).

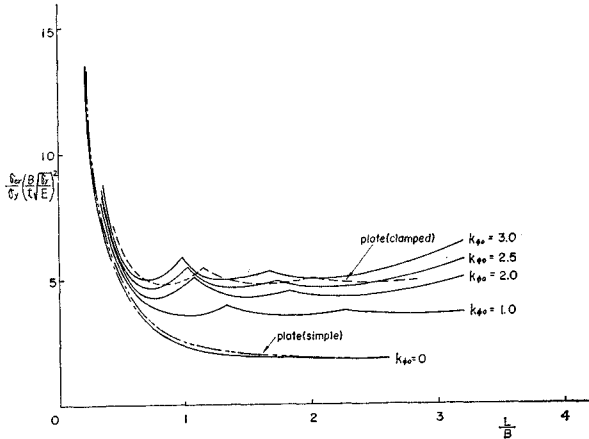


Fig. 7 Buckling Strength Curves for $(\alpha, \beta) = (0, 0)$ and $(0.5, 1.0)$

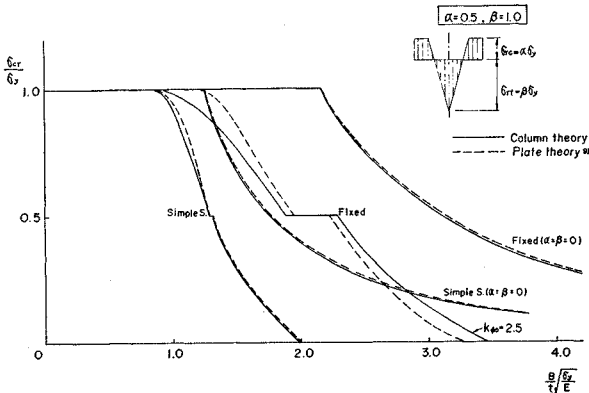
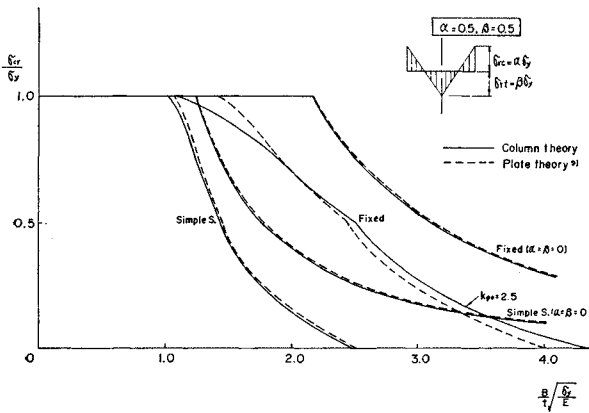


Fig. 8 Buckling Strength Curves for $(\alpha, \beta) = (0, 0)$ and $(0.5, 0.5)$



b) 弾塑性座屈

仮定した残留応力分布を用いて式 (13), (25), (26) および式 (27) から塑性流れ理論および塑性変形理論を用いた弾塑性座屈強度曲線を求めることができる。

図-9 は両理論による座屈強度曲線の違いを示したものである。初期変形を無視した塑性流れ理論により求めた座屈曲線は塑性変形理論による座屈曲線より、かなり上側となる。

図-7 および 図-8 の弾性限以上、 $\sigma_{cr}/\sigma_y > 0.5$ に相当する曲線は塑性変形理論を用いた柱のねじれ座屈強度曲線であり、同様に板の座屈として求めた座屈曲線⁹⁾も示してある。

図-10 は腹板拘束係数 K_{ϕ_0} をパラメーターとしたときの座屈曲線の変化のようすを示したものである。プレート ガーダーのフランジ、腹板の断面寸法構成から得られる K_{ϕ_0} の値は、たとえば $B/t = 24, w/t = 0.60, \nu = 0.3$ を用いると

$$K_{\phi_0} = \frac{1}{3} \left(\frac{w}{t} \right)^3 \left(\frac{B}{d_w} \right) \frac{1}{1-\nu^2}$$

$$= \frac{1}{3} \left(\frac{B}{t} \right) \left(\frac{w}{d_w} \right) \left(\frac{w}{t} \right)^2 \frac{1}{1-\nu^2}$$

$$= 0.0176$$

となり、図-10 からわかるように、腹板上で単純支持 ($K_{\phi_0} = 0$) のときの座屈曲線と近い曲線を示しており、とくに非弾性域ではこの傾向は著しく、この場合実用上、 $K_{\phi_0} = 0$ とみなした柱のねじれ座屈強度とみなしてよいことがわかる。

3. 実験内容と実験結果

(1) 実験目的

溶接組立によるプレート ガーダーの曲げによる圧縮側フランジのねじれ座屈強度を調べるために、圧縮側フランジが腹板との溶接線に沿って回転に対して単純支持されていると考え、等辺十字形断面柱のねじれ座屈実験を行なった。実験には SS 41, 非調質 60 キロ鋼 (以後は HT 60 W と記す), 調質 60 キロ鋼 (以後は HT 60 Y と記す) の 3 鋼種を用いて残留応力測定および座屈実験を行ない、座屈強度と部材寸法すなわち、十字形断面柱の細長比 L/r , 板幅厚比 B/t との関連性を 3 鋼種について比較検討し、さらに残留応力が座屈強度に与える影響について考察した。

(2) 実験柱

用いた実験柱の高さはすべて 700 mm とし、板厚 ($t = 4.5 \text{ mm} \sim 7 \text{ mm}$) で、板幅 ($B = 90 \text{ mm} \sim 160 \text{ mm}$) の鋼板の両側に、これと同じ板厚の鋼板を連続隅肉溶接 (脚長 5 mm) して、十字形断面柱を製作した (図-11)。また、柱の両端には $160 \times 9 \times 160$ の支圧板を取りつけた。実験柱の板幅厚比 B/t は

Fig. 9 Buckling Strength Curves by Deformation and Incremental Theories.

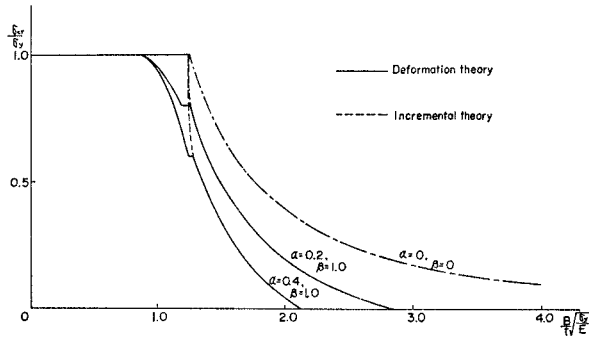


Fig. 10 Buckling Strength Curves with Web Restrained Coefficients.

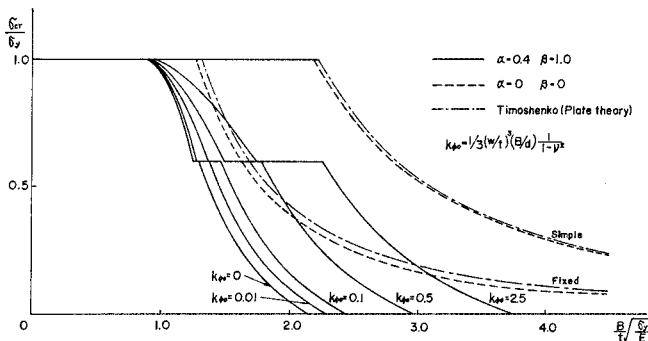
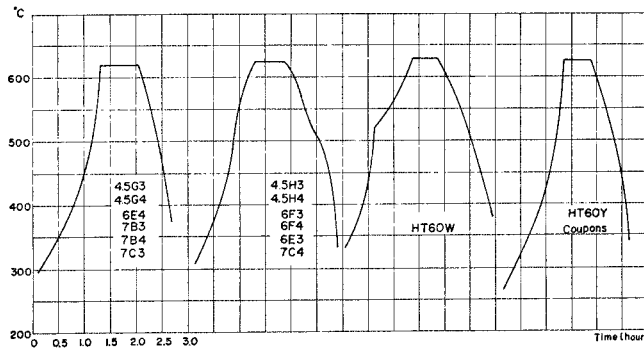


Fig. 12 Annealing Data for Test Columns.

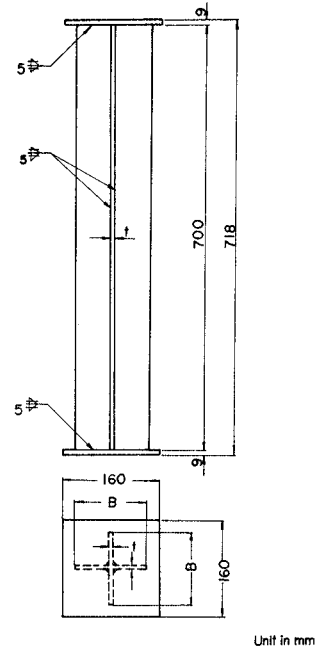


15~36の範囲となるように選んだ。鋼材はSS41, HT60W, HT60Yの3種類を使い、それぞれの鋼材で同一断面寸法の実験柱を4本製作した。そのうち半数は溶接組立による残留応力を除去するために、残留応力除去焼なましを行なった。

実験柱の試験片番号、詳細寸法を図-11および表-1に示す。なお、横断面積Aの値には溶接部のそれを含んだものを用いてある。十字形断面には脚長5mmの隅肉溶接線が4隅にあるので、溶接部横断面積は0.5cm²となる。

実験柱の焼なましデータを図-12に示す。また、焼なまし条件はSS41では最高炉内温度620°C、継続時間50

Fig. 11 Test Columns.



分, HT60W および HT60Y では最高炉内温度 630°C, 継続時間 35 分であった。

(3) 実験詳細

a) 残留応力測定

残留応力の大きさ、分布形状は溶接された部材の形態と板幅厚比によって、かなり分布形状が異なる^{16), 17)}。残留応力測定には、すべての実験柱の板幅厚比の平均値に近い値 ($B/t=26.7$) の実験柱を選んだ。残留応力測定法として、切断法を採用した。柱の長手方向に存在する残留応力を測定するために、柱の中央断面に東京測器研究所製の電気抵抗型弾性ひずみゲージ L-20 をはり、ろうで覆い、その周囲を切断することによって残留応力を解放して、それ

によるひずみをインディケータによって測定した。切断には低速機械切削用のこぎりを使用した。切断線、ひずみゲージの貼付箇所の詳細を 図-13 に示す。

b) 座屈実験

用いた試験機は本学土木工学科の 100 t 万能試験機、または、建築学科の 300 t 長柱試験機である。

実験柱はその両端に取りつけた上下支圧板に試験機の載荷板が直接にタッチするようにし、また、一様圧縮状態が得られるように、あらかじめ調節を行なった。したがって、実験柱はねじれ座屈に対して固定支持の境界条件となっている。

柱のねじれによるフランジのはらみ出しは、長さの4

Table-1 Dimensions of Test Specimens.

Type	L (mm)	B (mm)	t (mm)	A (cm ²)	L/r	B/t	Remarks
SS 41	4.5H1	700	160	4.45	14.24	21.43	as-weld
	4.5H2	700	160	4.45	14.24	21.43	as-weld
	4.5H3	700	160	4.45	14.24	21.43	annealed
	4.5H4	700	160	4.40	14.08	21.43	annealed
	4.5G1	700	120	4.50	10.80	29.11	as-weld
	4.5G2	700	120	4.50	10.80	29.11	as-weld
	4.5G3	700	120	4.50	10.80	29.11	annealed
	4.5G4	700	120	4.50	10.80	29.11	annealed
	6F1*	700	160	5.90	19.20	21.42	as-weld
	6F2	700	160	5.90	19.20	21.42	as-weld
	6F3*	700	160	6.00	19.20	21.42	annealed
	6E1	700	120	6.00	14.40	29.11	as-weld
6E2	700	120	6.00	14.40	29.11	as-weld	
6E3	700	120	6.00	14.40	29.11	annealed	
6E4	700	120	6.00	14.40	29.11	annealed	
7C1	700	160	7.20	23.04	21.41	as-weld	
7C2	700	160	7.20	23.04	21.41	as-weld	
7C3	700	160	7.20	23.04	21.41	annealed	
7C4	700	160	7.20	23.04	21.41	annealed	
7B1	700	140	7.20	20.16	24.47	as-weld	
7B2	700	140	7.20	20.16	24.47	as-weld	
7B3	700	140	7.20	20.16	24.47	annealed	
7B4	700	140	7.20	20.16	24.47	annealed	
7A1	700	105	7.20	15.12	32.59	as-weld	
HT 60 W	6F1	700	160	5.70	18.19	21.42	as-weld
	6F2*	700	160	5.70	18.19	21.42	as-weld
	6F3*	700	160	5.65	18.19	21.42	annealed
	6F4*	700	160	5.65	18.19	21.42	annealed
	6E1	700	118	5.70	13.45	29.11	as-weld
	6E2	700	119	5.65	13.45	29.11	as-weld
	6E3	700	120	5.65	13.65	29.11	annealed
	6E4	700	120	5.70	13.65	29.11	annealed
	7C1	700	160	7.00	22.40	21.41	as-weld
	7C2	700	160	7.25	21.41	22.76	as-weld
	7C3	700	160	7.25	21.41	22.76	annealed
	7C4	700	160	7.00	22.40	21.41	annealed
7B2	700	140	7.05	19.74	24.47	as-weld	
7B3	700	139	7.10	19.74	24.47	annealed	
7B4	700	139	7.10	19.74	24.47	annealed	
HT 60 Y	6F1*	700	159	5.70	18.91	21.42	as-weld
	6F2	700	159	5.70	18.91	21.42	as-weld
	6F4*	700	159	5.70	18.91	21.42	annealed
	6E1	700	119	5.70	15.14	29.11	as-weld
	6E2	700	119	5.70	15.14	29.11	as-weld
	6E3	700	119	5.80	15.14	29.11	annealed
	6E4	700	120	5.80	15.14	29.11	annealed
	6D1	700	90	5.70	10.26	38.02	as-weld
	6D2	700	90	5.70	10.26	38.02	as-weld
	7C1	700	160	7.10	22.72	21.41	as-weld
	7C3	700	160	7.10	22.72	21.41	annealed
	7B1	700	139	7.10	19.78	24.47	as-weld
7B3	700	140	7.10	19.78	24.47	annealed	
7A1	700	105	7.00	14.70	32.59	as-weld	

* used for residual stress measurement.

分点の3断面にてトランシットを用いて測定した。また、ひずみの測定には塑性域ひずみゲージ YL-15 を使用した。

各測点の位置は 図-14 に示す。載荷中の柱の降伏状態を視覚的にとらえ、かつ写真による判別を容易にするために、すべての実験柱に生石灰水溶液を塗布した。

(4) 実験結果

a) 残留応力分布

切断法により、計6本の実験柱に対して残留応力分布を測定した。図-15, 16 および 17 は同一断面寸法の

Fig. 13 Residual Stress Measurement.

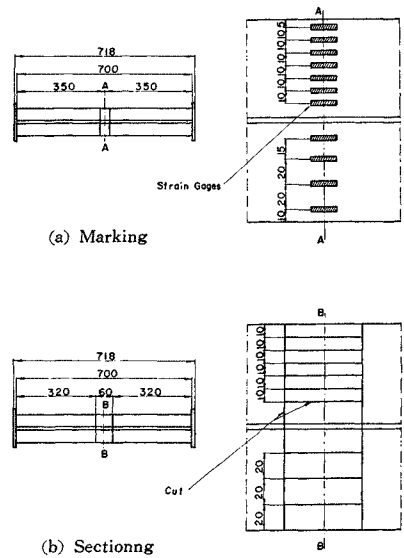
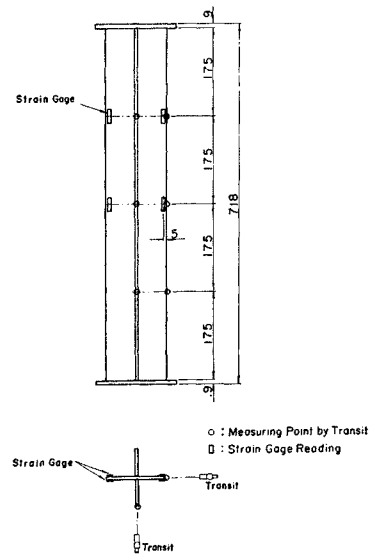


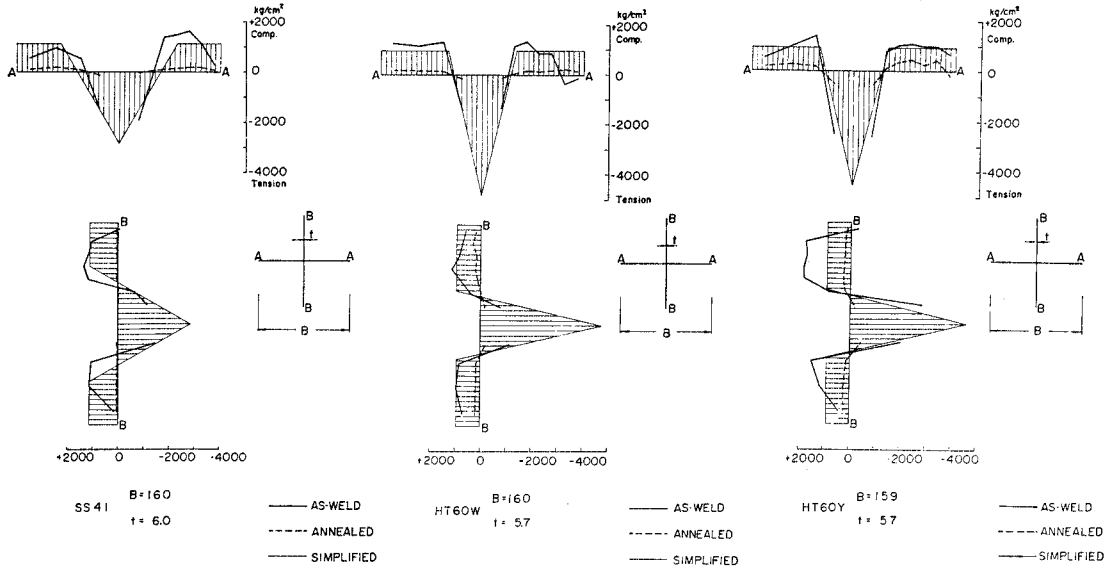
Fig. 14 Test Setup.



SS 41, HT 60 W および HT 60 Y 鋼材を用いた柱の中央断面での残留応力分布の実測値を示している。太実線は溶接したままの柱のもので

あり、太点線は残留応力除去焼なました柱のものである。溶接したままの柱では、残留応力分布は比較的平坦であり、その平坦部の平均応力は SS 41 では約 12 kg/mm², HT 60 W では約 12 kg/mm², HT 60 Y では約 14 kg/mm² となっており、鋼材の降伏点応力に関係なくほぼ一定値を示している。フランジ端部から溶接ビード付近に近づくにしたがって応力勾配は大きくなり、圧縮応力から引張残留応力に移行し、溶接ビードに最も近いひずみゲージから引張残留応力の最大値が得られている。溶接ビード付近での引張残留応力は実測応力分布か

Fig. 15 Residual Stress Distributions. (SS 41) Fig. 16 Residual Stress Distributions. (HT 60 W) Fig. 17 Residual Stress Distributions. (HT 60 Y)



らみると、鋼材の降伏点応力度に達していると思われる。3鋼材についての残留応力分布を比較すると、HT 60 W, HT 60 Y では SS 41 よりも圧縮残留応力の分布幅が広く、また、圧縮残留応力から引張残留応力に移るときの応力こう配が急であることが注目される。図— 15, 16, 17 の太点線は焼なまし柱の実測残留応力分布のようすを示している。3鋼材とも残留応力除去の目的が十分になされたといえよう。

図にて、ハッチ線で囲まれた応力分布は実測応力分布を理論計算に用いるために単純化したものである。引張残留応力の最大値は各鋼材の引張降伏点応力にとってある。すなわち、 $\beta=1.0$ を用いている。したがって、実験値との比較検討に用いる数値計算は以下の α 値、 β 値を使用する。

SS 41 : $\alpha=0.4, \beta=1.0$

HT 60 W : $\alpha=0.2, \beta=1.0$

HT 60 Y : $\alpha=0.2, \beta=1.0$

b) 座屈実験

荷重-ひずみ曲線, 荷重-変位曲線

図—18 は 荷重-ひずみ曲線 ($P-\epsilon$), 荷重-柱軸方向縮み曲線 ($P-\Delta L$), 荷重-フランジのはらみ出し曲線 ($P-w$) の実験結果の例を示したものである。また、図—19 は 溶接柱と焼なまし柱との $P-\Delta L$ 曲線を比較したものである。これらの図からつぎのような事項がわかる。

1) 溶接柱では 3 鋼材とも断面に存在する残留応力分布により、弾性限の低下がみられる。SS 41 柱は HT 60 柱にくらべ、無次元化した縦軸 P/P_y での弾性限は低く

なっており、これは残留応力測定による残留圧縮応力比 $\alpha=\sigma_{rc}/\sigma_y$ の値からもうなずかれる。

2) 焼なまし柱では弾性域での直線性が良好であり、弾性限は溶接柱にくらべて高くなっている。

3) フランジの幅厚比の大小により $P-\Delta L$ 曲線は大きく影響をうけている。 $B/t=36\sim 27$ (SS 41), $B/t=28\sim 23$ (HT 60) では最大荷重通過後、荷重は急速に低下しているが、 B/t がさらに小さくなると最大荷重通過後、荷重は急速に低下することなくゆるやかな曲線となっている。

座屈荷重

図—18 に示したような $P-\epsilon$ 曲線, $P-\Delta L$ 曲線, $P-w$ 曲線を各実験柱について図示したのち、これらの曲線から曲線のこう配の急激な変化がみとめられたときに相対する荷重を座屈荷重 (P_{cr}) とみなし、また最大荷重

Fig. 18 Load-Deformation Relationships.

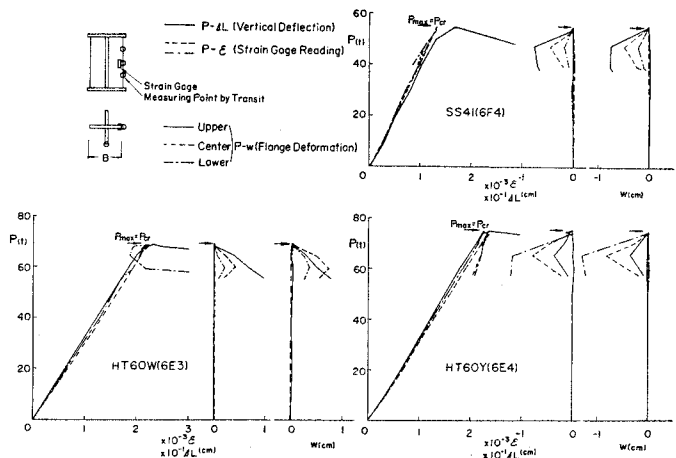
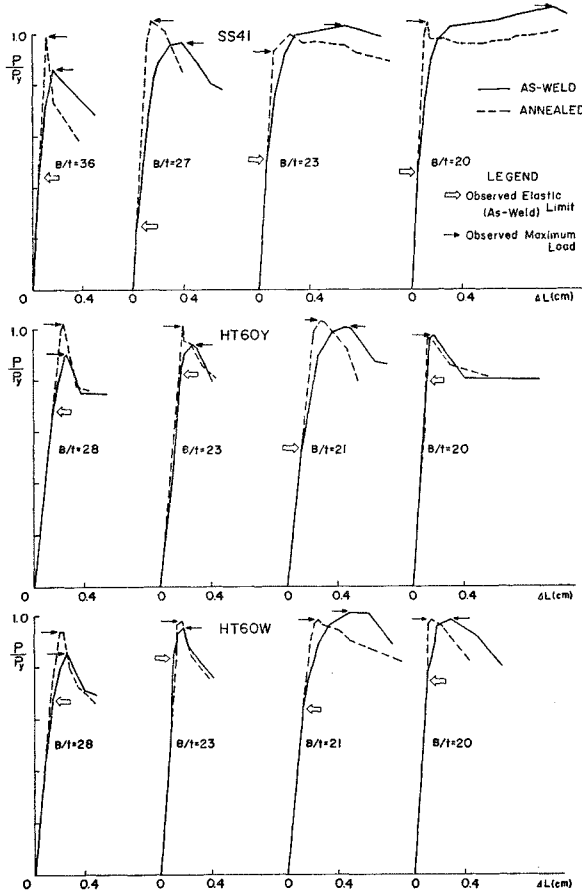


Fig. 19 Load-Axial Deformation Curves.



(P_{max})をも同時に読みとった。このようにして求めた P_{cr}/P_{max} の値は 0.806~1.000 であり、全実験柱を通して

SS 41	: 0.806~1.000	平均値	0.961
HT 60 W	: 0.881~1.000	"	0.962
HT 60 Y	: 0.834~1.000	"	0.963

となっている。座屈荷重, 最大荷重, 座屈時のひずみ, 座屈波長など実験結果をまとめて表-2 に示す。写真-1 は柱のねじれ座屈の過程の様子を示したものである。

4. 考 察

(1) 座屈強度の理論と実験との比較

図-20 は SS 41 鋼材の実験柱によるねじれ座屈強度の実験値と 残留応力分布 ($\alpha=0.4, \beta=1.0$), ($\alpha=0, \beta=0$) による理論値との比較を示してある。横軸はフランジの幅厚比 $B/t\sqrt{\sigma_y/E}$ をとってある。 ($\alpha=0.4, \beta=1.0$) では $L/B=1, 2, 3, 5, 10, 100(=\infty)$ をパラメーターとして座屈強度曲線が与えてある。弾性域 $\sigma_{cr}/\sigma_y < 0.6$ では, L/B が座屈強度に与える影響は顕著にみとめられるが, 弾塑性域 $\sigma_{cr}/\sigma_y > 0.6$ では, L/B による影響はほとんどみられない。横軸の $B/t\sqrt{\sigma_y/E}=0.9\sim 1.3$ の範囲は溶接による残留応力分布による座屈強度の低下が大きく現われているが, 焼なまし柱と溶接柱では実験値からもこの傾向がみとめられる。また, $B/t\sqrt{\sigma_y/E}=0.575$

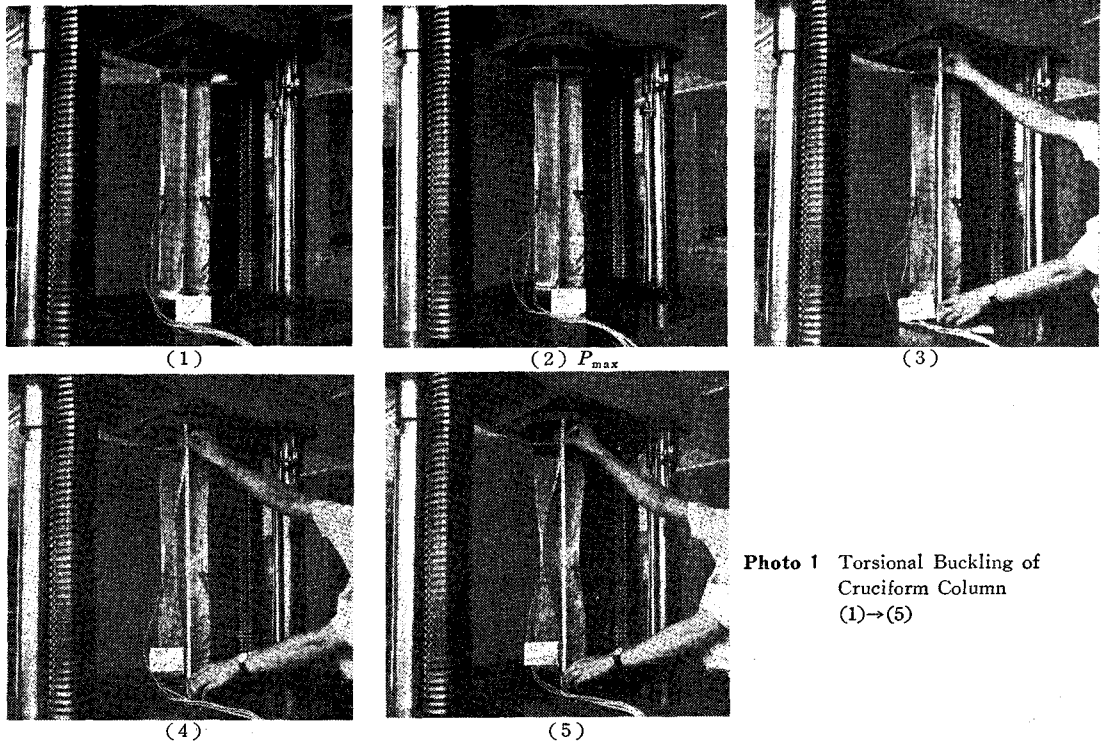


Photo 1 Torsional Buckling of Cruciform Column (1)→(5)

Table-2 Results of Buckling Tests.

Type	$B/t\sqrt{\sigma_y/E}$	$B/2t\sqrt{\sigma_y/G}$	P_u	σ_u/σ_y	ϵ_u/ϵ_y	P_{cr}	σ_{cr}/σ_y	ϵ_{cr}/ϵ_y	L_e/B	
SS 41	4.5H1	1.155	1.019	33.6	0.855	2.060	30.0	0.764	1.481	2.42
	4.5H2	1.155	1.019	35.0	0.891	1.779	30.0	0.764	1.266	1.09
	4.5H3	1.167	1.025	40.0	1.000	1.142	40.0	1.000	1.141	1.02
	4.5H4	1.167	1.025	42.5	1.075	1.264	42.5	1.075	1.264	0.92
	4.5G1	0.857	0.756	29.8	1.000	3.996	28.0	0.940	2.250	1.58
	4.5G2	0.857	0.756	31.6	1.060	3.715	30.0	1.007	2.465	1.00
	4.5G3	0.866	0.760	31.0	1.022	1.176	31.0	1.022	1.176	0.92
	4.5G4	0.866	0.760	30.8	1.016	1.619	30.8	1.016	1.276	1.08
	6F2	0.992	0.813	55.8	1.025	3.917	45.0	0.827	1.530	2.27
	6E1	0.744	0.610	42.7	1.046	3.839	42.7	1.046	2.543	2.25
	6E2*	0.744	0.610	42.5	1.041	4.278	41.0	1.004	2.066	—
	6E3	0.708	0.793	43.0	1.043	1.350	43.0	1.043	1.350	4.65
	6E4	0.708	0.793	40.1	0.972	3.687	40.0	0.970	1.602	3.56
	7C1	0.752	0.656	65.2	1.064	6.201	60.0	0.979	2.613	—
	7C2	0.752	0.656	64.5	1.053	6.582	63.1	1.030	3.072	1.31
	7C3	0.736	0.649	60.0	1.014	1.554	60.0	1.014	1.554	1.52
	7C4	0.736	0.649	60.0	1.014	1.286	60.0	1.014	1.286	2.23
	7B1	0.638	0.556	59.5	1.110	11.337	56.2	1.048	3.521	2.36
	7B2	0.638	0.556	61.5	1.147	11.774	57.6	1.075	3.566	2.04
	7B3	0.624	0.550	52.6	1.016	10.999	52.5	1.014	2.951	1.64
7B4	0.624	0.550	54.3	1.048	13.157	52.5	1.014	3.007	2.05	
7A1*	0.480	0.418	44.0	1.094	3.072	42.0	1.045	2.366	—	
HT 60 W	6F1	1.324	1.067	77.1	0.884	1.703	74.0	0.848	1.428	1.66
	6F4	1.338	1.153	86.3	0.964	1.371	86.0	0.986	1.120	1.27
	6E1	0.978	0.788	67.6	1.048	3.323	60.0	0.930	1.684	1.44
	6E2	0.933	0.752	66.4	1.030	3.259	61.5	0.954	1.851	1.17
	6E3	1.070	0.862	69.1	1.029	1.304	69.1	1.029	1.304	0.98
	6E4	1.060	0.854	68.5	1.020	1.371	66.0	0.983	1.170	1.69
	7C1	1.087	0.876	107.8	0.984	1.218	95.0	0.867	0.640	1.97
	7C2	1.050	0.822	113.1	1.080	2.128	111.8	1.067	1.883	—
	7C3	1.074	0.855	118.0	1.092	1.546	118.1	1.093	1.546	—
	7C4	1.113	0.897	116.0	1.026	1.197	116.0	1.026	0.800	2.33
	7B2	0.945	0.762	99.6	1.013	1.889	95.0	0.984	1.048	2.36
	7B3	0.967	0.779	100.0	1.004	0.914	95.0	0.953	0.866	2.77
	7B4	0.967	0.779	99.5	0.999	0.854	99.5	0.999	0.854	2.64
	HT 60 Y	6F2	1.328	1.070	80.5	0.937	1.526	70.0	0.815	1.172
6E1*		0.996	0.792	72.3	1.052	3.134	70.0	1.018	2.324	0.84
6E2		0.998	0.804	72.5	1.055	2.881	71.0	1.033	2.261	0.83
6E3		0.989	0.797	74.0	1.068	1.581	74.0	1.068	1.537	3.92
6E4		0.973	0.784	75.0	1.083	1.536	75.0	1.083	1.536	0.83
6D1*		0.750	0.597	52.1	1.118	2.691	49.0	1.052	1.830	—
6D2*		0.746	0.599	50.0	1.065	2.660	50.0	1.065	1.811	—
7C1		1.105	0.891	112.0	1.000	1.510	106.8	0.954	1.149	2.09
7C3		1.108	0.893	120.6	1.118	1.048	118.0	1.054	1.036	2.33
7B1*		0.962	0.775	102.0	1.046	0.728	100.0	1.025	0.829	1.82
7B3		0.969	0.781	98.5	1.011	0.793	98.2	1.007	0.793	3.43
7A1		0.735	0.588	76.2	1.052	3.996	75.6	1.044	2.250	—

* Failure by Buckle Bending.

は塑性設計にて規定された $B/t=17$ (SS 41)^{2),20)} に対応する値である。

図-21 は HT 60 鋼材について図-20 と同じ縦、横軸により、実験値と理論値を比較したものである。残留応力分布に関しては、ここでは ($\alpha=0.2, \beta=0$), ($\alpha=0, \beta=0$) をとってある。図-20 の場合と同様に、弾塑性域 $\sigma_{cr}/\sigma_y > 0.8$ では L/B の値が座屈強度に与える影響はほとんどみとめられない。また、溶接による残留応力分布による座屈強度の低下は $B/t\sqrt{\sigma_y/E}=0.9\sim 1.3$ の範囲で明らかにみとめられるが、実験値からもほぼ同様な傾向がみとめられる。

Fig. 20 Buckling Strength Curves and Test Results (SS 41)

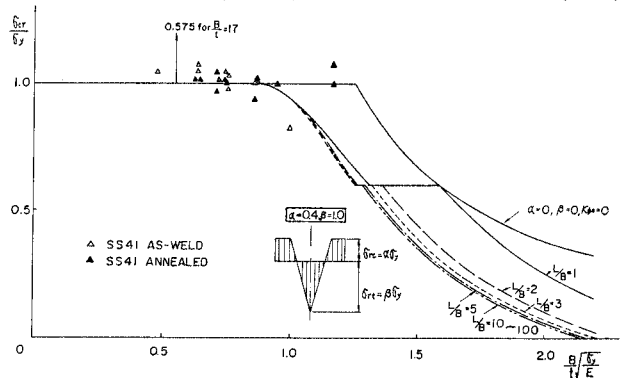


図-22 は回転単純支持 フランジ ($K_{\phi_0}=0$) における 座屈強度と座屈波長の関係を示したものである。図は

($\alpha=0.4, \beta=1.0$) の場合を示しているため $\sigma_{cr}/\sigma_y=0.6$ が弾性限となっており、 0.6^- が弾性座屈、 0.6^+ が弾塑性座屈となっている。図から座屈強度が弾性域から弾塑性域で生ずるにしたがって、限界フランジ幅厚比に与える L/B の影響は目立って小さくなっている。また、表-2 の最後列にある L_e/B は実験柱から得られた座屈変形後の柱の有効長 L_e を測定し、フランジ幅との比を示してある。実験後の有効長はそれぞれの実験柱でかなりのひらきがあり、 $L_e/B=1\sim3$ にばらついている。この範囲では 図-20, 21, 22 からわかるように弾塑性座屈には L/B の与える影響がほとんど無視できるようである。

(2) 座屈強度とフランジ幅厚比

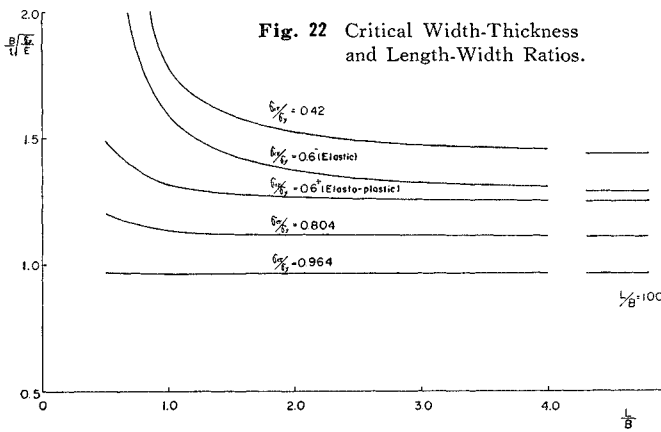
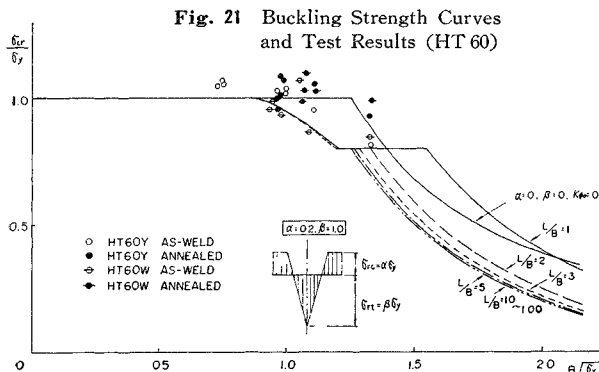


Table-3 Width-Thickness Ratios of Flange Plate.

α, β	σ_{cr}/σ_y	$B/t\sqrt{\sigma_y/E}$	B/t			
			SS 41 $\sigma_y=2400 \text{ kg/cm}^2$	SM 50 $\sigma_y=3200 \text{ kg/cm}^2$	HT 60 $\sigma_y=4600 \text{ kg/cm}^2$	HT 80 $\sigma_y=7000 \text{ kg/cm}^2$
0.2, 1.0 (HT 60, HT 80)	1.0	0.834	24.7	21.4	17.8	14.5
	0.95	0.993	29.4	25.4	21.2	17.2
0.3, 1.0 (SM 50)	1.0	0.841	24.9	21.6	18.0	14.6
	0.95	0.983	29.1	25.2	21.0	17.0
0.4, 1.0 (SS 41)	1.0	0.845	25.0	21.7	18.1	14.7
	0.95	0.980	29.0	25.1	20.9	17.0
溶接鋼道路橋示方書 本州・四国連絡橋概算設計			24.0	24.0	20.0	16.0

塑性変形理論を用いたフランジの弾塑性ねじれ座屈において、平均垂直応力 σ_{cr} が降伏点応力 σ_y に達するまで、座屈が生じないようなフランジ幅厚比 ($\sigma_{cr}/\sigma_y=1$) および $\sigma_{cr}/\sigma_y=0.95$ に相当するフランジ幅厚比は数値計算の結果によれば、表-3 のようになる。表は残留応力分布 (α, β) が鋼材により変えてある。表の二重わく内の数字が各鋼材に対応するフランジ幅厚制限比となっている。鋼道路橋設計示方書のフランジ幅厚比は $\sigma_{cr}=0.95\sigma_y$ に対応する局部座屈から決められており、Moisseiff¹⁵⁾ の提案した式がもとになっている。表-3 には SS 41, SM 50 鋼材については溶接鋼道路橋示方書¹⁹⁾, HT 60, HT 80 鋼材については本州四国連絡橋概算設計示方書 (鉄道建設公団) に規定されているフランジ幅厚比の値を併記してある。

5. 結 論

プレート ガーダーの圧縮側フランジの局部座屈について理論的研究を行ない、あわせて実験結果との比較検討を行なった。また、フランジ幅厚制限比について言及した。

本研究から得られた主なる結論はつぎのようである。

(1) 理論解析ではフランジを腹板との溶接に沿って回転拘束をもつ帯片とみなし、この腹板の溶接線周りのねじれ座屈として取り扱った。解析は溶接による残留応力分布が非弾性ねじれ座屈に与える影響を含んでいる。用いた残留応力分布がフランジの局部座屈強度を著しく低下させることがみとめられる。

(2) 非弾性域ではフランジの長さ L が座屈強度に与える影響は無視することができる。すなわち、フランジの幅厚比と残留応力分布が座屈強度を支配することになる。

(3) 腹板による回転拘束係数 $K_{\phi 0}=1/3(w/t)^3(B/d_w) \cdot 1/1-\nu^2$ がフランジのねじれ座屈に与える影響は通常のプレート ガーダー断面寸法では、実用上 $K_{\phi 0}=0$ とみなすことができる。

(4) 十字断面柱を用いてのねじれ座屈実験は SS 41, 高張力 60 キロ鋼 (調質および非調質) の 2 鋼種に対して行ない、それぞれの場合に単純化

した残留応力分布を用いた理論曲線と比較してある。鋼種により残留応力分布 α , β は次表の値をとるのが適当であろう。

	SS 41, SM 41	SM 50	HT 60, HT 80
α	0.4	0.3	0.2
β	1.0	1.0	1.0

(5) ねじれ座屈強度 $\sigma_{cr} = \sigma_y$ および $\sigma_{cr} = 0.95 \sigma_y$ に対応するフランジ幅厚比は次表のような値となる。

	B/t			
	SS 41, SM 41	SM 50	HT 60	HT 80
$\sigma_{cr} = \sigma_y$	25	21	17	14
$\sigma_{cr} = 0.95 \sigma_y$	29	25	21	17

本研究は関西橋梁鉄骨溶接研究会 第 6 部会 (委員長小西一郎京大教授) からの委託研究として行なったものである。小西教授はじめ第 6 部会委員各位の有益なご助言に対して感謝の意を表わすものである。また、卒業研究として実験に協力してもらった安井昌幸君 (現日本道路公団), 実験資料の整理, 図表作製に努力をはらってくれた久保全弘助手に感謝する。本研究に用いた実験柱は滝上工業 (株) により入念に溶接加工されたものである。

記号説明

A: 断面図

A_e : 弾性部分の断面積

A_p : 塑性部分の断面積

B: フランジの全幅

b: フランジの半幅

C_T : 単純ねじれ剛性

C_W : 曲げねじれ剛性

D: 板の曲げ剛度 $= Et^3/12(1-\nu^2)$

d_w : 腹板高

E: ヤング率

E_s : 割線弾性係数

E_t : 接線弾性係数

G: せん断弾性係数

I_0 : 断面の極 2 次モーメント

I_x, I_y : x 軸および y 軸まわりの断面 2 次モーメント

J: ねじれ定数

k: 座屈係数

K_ϕ : 回転に対するばね定数

$K_{\phi 0}$: 回転拘束係数 $= \frac{1}{3} \left(\frac{w}{t} \right)^3 \left(\frac{B}{d_w} \right) \frac{1}{1-\nu^2}$

L: 柱または板のスパン長さ

L_e : 座屈有効長

P: 軸方向圧縮力

P_y : 降伏荷重 $= A \sigma_y$

t: 板厚

w: z 方向の変位

x_p : フランジの弾性部分の半幅

α : 圧縮残留応力比 σ_{rc}/σ_y

β : 引張残留応力比 σ_{rt}/σ_y

ϵ_{cr} : 座屈時のひずみ量

ϵ_y : 降伏時のひずみ量

ϵ_{st} : ひずみ硬化時のひずみ量

σ_{cr} : 座屈応力度

σ_p : 荷重による応力度

σ_{rc}, σ_{rt} : 圧縮および引張残留応力度

σ_y : 降伏点応力度

ϕ : ねじれ角

参考文献

- Basler, K. and Thürlimann, B.: "Strength of Plate Girders in Bending", Trans. ASCE, Vol. 128, Part II, 1963.
- Specification for the Design, Fabrication and Erection of Structural Steel for Building, AISC, 1963.
- Haaijer, G.: "Plate Buckling in the Strain-Hardening Range", Trans. ASCE, Vol. 124, 1959.
- 加藤 勉: "面内圧縮をうける板の塑性崩壊について", 日本建築学会論文報告集, 第 107, 1965.
- 田中 尚・高梨晃一: "プラスチックヒンジにおけるウェブ幅, フランジ幅の制限", 日本建築学会論文報告集, 第 96, 99, 107, 133, 136 号.
- Lay, M.: "Flange Local Buckling in Wide-Flange Shapes", Proc. ASCE, Vol. 91, ST 6, December, 1965.
- 藤田 譲・吉田宏一郎: "構造物の塑性設計, その 4, その 7", 造船協会論文集, 第 115 号 (1964), 第 119 号 (1966).
- Ueda, Y.: "Elastic, Elastic-Plastic and Plastic Buckling of Plate with Residual Stresses", Ph. D. Dissertation, Lehigh University, 1962.
- Nishino, F.: "Buckling Strength of Columns and their Component Plates", Ph. D. Dissertation, Lehigh University, 1964.
- Timoshenko and Gere: "Theory of Elastic Stability", McGraw-Hill, New York, 1961.
- Bleich, F.: "Buckling Strength of Metal Structures", McGraw-Hill, New York, 1952.
- Handelman, G.H. and Prager, W.: "Plastic Buckling of a Rectangular Plate under Edge Thrusts", NACA Rep. 946, 1949.
- Onat, E.T. and Drucker, D.C.: "Inelastic Instability and Incremental Theories of Plasticity", Journal of Aeronautical Sciences, March, 1953.
- Bijlaard, P.P.: "Theory of the Plastic Stability of Thin Plates" Publications IABSE, Zurich, Vol. 6, 1940.
- Moisseiff, L.S. and Lienhard, F.: "Theory of Elastic Stability Applied to Structural Design", Trans. ASCE, Vol. 106, 1941.
- Rao, N., Estuar, F. and Tall, L.: "Residual Stresses in Welded Shapes", Welding Journal, Vol. 43, July 1964.
- Odar, E., Nishino, F. and Tall, L.: "Residual-Stresses in Welded Built Up T-1 Shapes", Welding Research, Council Bulletin 121, April, 1967.
- 鋼道路橋設計製作示方書解説, 日本道路協会, 1964.
- 溶接鋼道路橋示方書, 日本道路協会, 1964.
- 鋼構造物塑性設計規準 (案), 日本溶接協会, 昭和 42 年 8 月.