

# 初期不整を考慮したプレートガーダーの 強度設計に関する研究

## A STUDY ON ULTIMATE STRENGTH DESIGN OF PLATE GIRDERS WITH INITIAL IMPERFECTIONS

小松定夫\*・森脇良一\*\*・藤野真之\*\*\*

By Sadao KOMATSU, Yoshikazu MORIWAKI and Masayuki FUJINO

### 1. まえがき

プレートガーダーの座屈形式および崩壊のパターンは、一般にせん断、純曲げおよびせん断と曲げの組合せの3通りに分類される<sup>1)</sup>。プレートガーダーは最近では、従来のリベットあるいはボルトに代って、ほとんど溶接で製作されている。したがって、フランジや腹板のような薄板構造要素には、残留応力や初期たわみなどの初期不整が発生することは避けられない。このような初期不整が、それぞれの崩壊パターンに対応する極限強度に、どの程度の影響を与えるかについて調べるのが重要になってくる。一方、プレートガーダーについての従来の設計法は、古典的な弾性分岐座屈理論<sup>2)</sup>を基準にしている。ところが、近年 Basler<sup>3)~5)</sup>などによって、いわゆる座屈後の桁の力学的挙動が詳細に研究されて以来、多くの研究者によって、プレートガーダーの極限強度に関する研究が行われてきた<sup>1)</sup>。最近では、このことを考慮した一種の極限設計的な考え方が重要視されるようになった<sup>1)</sup>。Basler は腹板の座屈後の強度特性に注目した崩壊モードを想定して、せん断力が支配的なパネルの極限強度、さらに曲げが支配的な場合の圧縮フランジの座屈モード別極限強度を理論的に研究した。彼の研究は、プレートガーダーの極限強度解析における先駆的業績である。それ以来、秋田・藤井<sup>6)~8)</sup>、小松<sup>9)</sup>、Ostapenko・Chern<sup>10)~12)</sup>、奥村・西野・長谷川<sup>13),14)</sup>、福本・藤原・渡辺<sup>15)</sup>、Cooper<sup>16)</sup> および小西<sup>17)</sup>などによって、各種崩壊パターンを想定した極限解析あるいは実験的研究が報告され、土木・建築・船体構造物の基本部材であるプレートガーダーに関する構造工学の発展はめざましいものがある。また最近では、多くの実験結果を統計的に処理

し、これと Basler その他の力学モデルを併用することにより、経験式を提案した Herzog<sup>18)</sup>の報告は、特色のあるアプローチとして注目される。Basler 以後のこれらの多くの研究においては、初期不整の座屈および極限強度への影響を、定性的には認識しながらも、具体的には初期不整はまったく取扱われていない、というのは初期不整を解析的に取扱おうとすれば、幾何学的ならびに材料的非線形性を含み、かなり複雑な問題となるからである。一方、実験的研究によって初期不整の影響を定量的に調べようとするときには、模型の製作、供試体の個数、実験技術に高度な配慮が必要となる。このようなわけで、初期不整の極限強度への影響に焦点を絞った研究はきわめて少ない。この問題を取扱っている数少ない研究<sup>19)</sup>においても、純曲げを受ける場合の極限強度に及ぼすフランジの初期不整の影響という点に限定されている。ところで現在においては、プレートガーダーの経済設計を実行する場合に、もっとも重要な因子と考えられる腹板の幅厚比制限を直接左右する腹板の局部座屈強度に対して、初期不整がどのような因果関係をもっているかという点については、ほとんど知見が得られていない。したがって、プレートガーダーの設計・製作に関しても、初期不整がどの程度まで許容されるかという問題についてもきわめて曖昧である。その意味で、最近の欧州におけるたびかさなる落橋事故を契機として、初期不整に対する知見の不足、ならびに重要性に関して警告を發した Merrison 委員会の調査報告<sup>19),20)</sup>は注目に値する。

このような背景のもとに、筆者らは、垂直補剛材を有する溶接プレートガーダーに関して、各種座屈形式、崩壊パターンに対応する構造強度への初期不整の影響について、すでに文献 21)~24)で報告してきた。本研究は、これらの研究によって得られた経験式を道路橋示方書<sup>25)</sup>(以下道示と略称する)の設計基準式ならびに製作基準などと比較し、プレートガーダーの極限強度に対して初期不整をどの程度まで許容すれば、より合理的、か

\* 正会員 工博 大阪大学教授 工学部土木工学科

\*\* 正会員 工博 (株)神戸製鋼所構造研究所 次席研究員

\*\*\* 正会員 (株)神戸製鋼所構造研究所 研究員

つ適正な設計が可能になるかについて考察を試みたものである。

表一 せん断極限強度に関する本経験式と代表的理論式の比較

Formula	Test Girder								Arithmetic Mean	Standard Deviation			
	AgSX <sub>1</sub>	AgSY <sub>1</sub>	ESX <sub>2</sub>	ESY <sub>1</sub>	ESX-II	ESY-II	GSX <sub>1</sub>	GSX <sub>2</sub>			GSY <sub>1</sub>	BSY <sub>1</sub>	
Basler	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	1.2	1.097	0.052
	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	1.0		
Ostapenko and Chern	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	1.2	1.066	0.061
	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	1.0		
Komatsu	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	1.2	1.038	0.077
	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	1.0		
Fujii	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	1.0	0.945	0.086
	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	0.8		
Herzog	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	1.2	1.168	0.133
	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	1.0		
Porter, Rocky and Evans	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	1.2	1.046	0.066
	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	1.0		
Proposed Empirical Formula	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	1.2	0.992	0.046
	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	1.0		

(Remark)  $Q_{uo}^*$ : Ultimate shear strength calculated by typical theory or proposed empirical formula

$Q_{uo}^o$ : Experimental ultimate shear strength

## 2. 経験式およびその適用範囲

プレートガーダーの使用限界状態としては、(1) 座屈、(2) 崩壊、(3) 疲労破壊、(4) 変形限界および(5) 振動・騒音限界などが挙げられる。経済的配慮とともに、これらの限界状態を考慮することによって、プレートガーダーの最適設計がよりの確に遂行され得ることが、最近ようやく認識されてきた。筆者らは、前述の(1)~(5)の限界状態のうち、座屈および崩壊を限界状態とした場合について、これらの限界状態に対する主要な影響因子である初期不整に焦点を合せて考察することにする。ところが、プレートガーダーの座屈ならびに崩壊のような構造強度について議論する場合、初期不整と併せて構造要素に関係する諸因子を考慮しなければならないことは申すまでもない。このような観点から、プレートガーダーの構造要素を構造形式および使用材料の面から分類すると、(1) 断面形状としては対称あるいは非対称、(2) 構造形式としては非合成構造あるいは合成構造、(3) 材質としては全断面等質あるいはハイブリッドの3つに分けられる。文献21)~24)の研究においては、上記(1)に関しては2軸対称断面(圧縮縁応力度 $\sigma_c$ と引張縁応力度 $\sigma_t$ の比 $c=\sigma_t/\sigma_c=-1.0$ )と1軸対称断面( $c=-1.7$ )について論じ、(2)に関しては非合成構造のみ、(3)に関しては軟鋼および60キロ級高張力鋼よりなる等質およびハイブリッドの両者について取扱っている。

そこで、本文においては、文献22)~24)で個々に求めた経験式およびその適用範囲を総合的にまとめ、さらに本報告では、道示と比較対応させるために、文献22)~24)で報告した断面力表示を改め、応力で表示することにした。

### (1) せん断力を支配的に受けるプレートガーダーの腹板の座屈強度および桁の極限強度

文献22)より、腹板の最大初期たわみ $\delta_{max}$ が $0 \leq \delta_{max}/t_w (=2\delta_w) \leq 1.0$ の範囲であれば、腹板のせん断座屈強度および桁のせん断極限強度は初期たわみの影響をほとんど受けない。そして、 $4.5 \leq \psi (= \beta \sqrt{\sigma_{yw}/E}) \leq 6.5$ 、 $0.63 \leq \alpha (= a/d_w) \leq 2.0$ 、 $-0.2 \leq \sigma_w (= \sigma_{rw}/\sigma_{yw}) \leq 0.7$  および  $0.27 t \cdot m \leq M_{pf} \leq 0.81 t \cdot m$  の条件下で次の評価式が与えられる。

$$\tau_{ro}^o/\tau_p = \alpha^{-0.33} \{ (0.14\psi - 1.04)\sigma_w^2 + (3.0/\psi - 0.27)\sigma_w + (6.9/\psi - 0.67) \} \dots\dots\dots (1)$$

$$\tau_{ro}^f/\tau_p = \alpha^{-0.40} (2.0/\psi + 0.53) \dots\dots\dots (2)$$

ただし、 $a$ : 垂直補剛材間隔、 $d_w$ : 腹板高さ、 $\alpha$ : 縦横比、 $E$ : ヤング係数、 $M_{pf}$ : 小さい方のフランジの全塑性モーメント、 $t_w$ : 腹板厚、 $\beta = d_w/t_w$ : 腹板の幅厚比、 $\delta_{max}$ : 腹板の面外最大初期たわみ、 $\sigma_{rw}$ : 腹板パネル中央部の桁軸方向の残留応力度、 $\sigma_{yw}$ : 腹板の降伏点、 $\tau_{ro}^o$ : 座屈せん断応力度(経験式)、 $\tau_p$ : 全塑性せん断応力度、 $\tau_{ro}^f$ : 極限せん断応力度(経験式)

これらの経験式が文献22)の実験値をどの程度の精度で評価し得るかについて調べ表一に掲げる。同表には、これまでの代表的な理論式<sup>(3), (6), (9), (10), (18), (26)</sup>による計算値も併記する。なお、これらの代表的理論式は、初期不整の影響を考慮していないので、表一においては比較の意味でやはり初期不整の影響のない場合について、極限強度を経験式により求めたものを掲げている。同表より、Basler 以来の理論式のうち、実験値との相違がもっとも小さいものは小松<sup>9)</sup>の理論式である。この小松式と本経験式を比較しても、本経験式は、真の極限強度をかなり精度よく算定しうることがわかる。

(2) 純曲げモーメントを受けるプレートガーダーの腹板の座屈強度および桁の極限強度

文献 23) より、腹板の純曲げ座屈強度は、 $-0.2 \leq \sigma_w (= \sigma_{rw}/\sigma_{yw}) \leq 0.7$ ,  $0 \leq \delta_{\max}/t_w (= 2\delta_w) \leq 1.0$  の条件下で次のように与えられる。

$c = \sigma_t/\sigma_c = -1.0$  (2 軸対称断面) の場合、  
 $\psi_0 < \psi \leq 7.2$  (弾性域) のとき、  
 $\sigma_{cr0}^f/\sigma_{yw} = 39.5 \pi^2 (1 + 0.03 \delta_w) / \{12(1 - \mu^2) \cdot \psi^2\}$  ..... (3)

$4.7 < \psi \leq \psi_0$  (非弾性域) のとき、  
 $\sigma_{cr0}^f/\sigma_{yw} = 1.12 \{ (1.46 - 0.12 \psi) (\delta_w - 1) \sigma_w^2 + (0.060 \delta_w + 0.51) \sigma_w + (1.08 - 0.54 \delta_w - 0.019 \psi) \} \dots (4)$

ただし、 $\sigma_c$ : 圧縮縁応力度、 $\sigma_{cr0}^f$ : 腹板の座屈純曲げ応力度 (経験式)、 $\sigma_t$ : 引張縁応力度、 $\psi_0$ : 弾性座屈と非弾性座屈の境界値で式 (7) に示す。 $\mu$ : ポアソン比

$c = -1.7$  (1 軸対称断面) の場合、  
 $1.26 \psi_0 < \psi \leq 11.4$  (弾性域) のとき、  
 $\sigma_{cr0}^f/\sigma_{yw} = 39.5 \pi^2 (1 - 0.03 \delta_w) / \{12(1 - \mu^2) \cdot (\psi/1.26)^2\}$  ..... (5)

$4.7 < \psi \leq 1.26 \psi_0$  (非弾性域) のとき、  
 $\sigma_{cr0}^f/\sigma_{yw} = 1.12 \{ (1.46 - 0.095 \psi) (\delta_w - 1) \sigma_w^2 + (0.060 \delta_w + 0.51) \sigma_w + (1.08 - 0.54 \delta_w - 0.015 \psi) \} \dots (6)$

ここで、式 (3) と式 (4) を相等しくおくと、 $\psi$  に関する 3 次方程式となり、その解は 3 個の実根を持つが、それらの中間値が弾性座屈と非弾性座屈の境界値 ( $c = -1.0$  の場合は  $\psi_0$ 、 $c = -1.7$  の場合は  $1.26 \psi_0$ ) を与える。すなわち、 $\psi_0$  は次式で与えられる。

$\psi_0 = 2(u)^{1/2} \cdot \cos[3\pi/4 + \{\cos^{-1}(-v/u \sqrt{u})\}/3] - j/3$  ..... (7)

ただし、

$u = (j/3)^2$   
 $v = j^2/27 + g/2$   
 $j = \frac{1.46(\delta_w - 1)\sigma_w^2 + (0.060\delta_w + 0.51)\sigma_w}{0.12(1 - \delta_w)\sigma_w^2} * \frac{-0.54\delta_w + 1.08}{-0.019}$   
 $g = \frac{3.18(0.03\delta_w - 1)}{0.12(1 - \delta_w)\sigma_w^2 - 0.019}$

次に、純曲げモーメントを受ける桁の極限強度について述べる。本文においては、腹板の幅厚比  $\beta$  が極端に大きくない場合のみについて考察する。それで、純曲げモーメントを受けるプレートガーダーの崩壊は、圧縮フランジの水平座屈モードとねじれ座屈モードの 2 種類のみを考慮すればよいので、圧縮フランジの垂直座屈モード

に関しては、ここでは触れないことにする。前二者についての極限強度は、文献 23) により、 $0 \leq \delta_{\max}/t_w (= 2\delta_w) \leq 1.0$ ,  $\delta_{fx} = \delta_{fy} = 0$ ,  $-0.2 \leq \sigma_w (= \sigma_{rw}/\sigma_{yw}) \leq 0.7$ ,  $-0.6 \leq \sigma_f (= \sigma_{rf}/\sigma_{yf}) \leq -0.1$  の範囲において、次のように与えられる。

フランジの水平座屈応力度  $L\sigma_{wo}^f$  は、 $1 \leq \alpha \leq 2$ ,  $c = -1.0$  のとき  $4.6 \leq \psi \leq 7.2$ ,  $c = -1.7$  のとき  $4.6 \leq \psi \leq 11.4$  の範囲で次のようになる。

$1.22 < \lambda_L \leq 3.5$  のとき、  
 $L\sigma_{wo}^f/\sigma_{yf} = [2.42 + \{5.85 - 9.86(0.62 - 1/\lambda_L^2)\}^{1/2}]/4.93$  ..... (8)

$0.50 < \lambda_L \leq 1.22$  のとき、  
 $L\sigma_{wo}^f/\sigma_{yf} = 0.085/\lambda_L^2 + 0.95$  ..... (9)

フランジのねじれ座屈応力度  $T\sigma_{wo}^f$  は、 $c = -1.0$  か  $\psi_0 < \psi \leq 11.4$  の範囲で次のようになる。

$0.48 < \lambda_T \leq 0.60$  のとき、  
 $T\sigma_{wo}^f/\sigma_{yf} = [12 + \{145 - 52(3.3 - 1/\lambda_T^2)\}^{1/2}]/26$  ..... (10)

$0.35 < \lambda_T \leq 0.48$  のとき、  
 $T\sigma_{wo}^f/\sigma_{yf} = 0.040/\lambda_T^2 + 0.82$  ..... (11)

ただし、 $\lambda_L: (L^2 \cdot P_{yf}/B_f)^{1/2}$ ,  $\lambda_T: (r_0^2 \cdot P_{yf}/C_f)^{1/2}$ ,  $B_f$ : 圧縮フランジの水平曲げ剛性、 $C_f$ : 圧縮フランジのねじれ剛性、 $L$ : 横構間隔 (圧縮フランジの固定間距離)、 $P_{yf}$ : 圧縮フランジの降伏軸力、 $r_0$ : 圧縮フランジの断面二次半径、 $\delta_{fx}$ : 圧縮フランジの水平方向の初期たわみ、 $\delta_{fy}$ : 圧縮フランジの桁高方向の初期たわみ、 $\sigma_{rf}$ : 圧縮フランジの残留圧縮応力度の最大値、 $\sigma_{yf}$ : 圧縮フランジの降伏点

これらの純曲げを受けるプレートガーダーの極限強度に関する経験式が、文献 23) の実験値をどの程度の精度で評価し得るのかについて、これまでの代表的な理論式<sup>1), 7), 11), 16), 18)</sup> と比較すると表-2 のようになる。同表より、藤井<sup>7)</sup> の式の平均値と本実験値との差が少ないが、藤井式は崩壊モードが考慮されていないため標準偏差が大きく、モードが異なると大きな誤差を生ずる恐れがある。そこで崩壊モードを考慮したのもでもっとも精度のよい Ostapenko・Chern<sup>11)</sup> の式と本経験式を比較すると、本経験式の方が、実験値をより精度よく算定できることが認められる。

(3) せん断力と曲げモーメントを同時に受けるプレートガーダーの腹板の座屈強度および桁の極限強度

文献 24) より、座屈形式および崩壊モードを基準にして、腹板の座屈および桁の極限強度は、(1) および (2) の適用範囲に従い、次のように与えられる。すなわち、せん断力と曲げモーメントを同時に受ける、いわゆる組

表-2 純曲げ極限強度に関する本経験式と代表的理論式の比較

Formula	Test Girder															M <sub>u0</sub> <sup>*</sup> M <sub>u0</sub> <sup>o</sup>	Arithmetic Mean	Standard Deviation					
	A <sub>0</sub> BX <sub>1</sub>	A <sub>0</sub> BX <sub>2</sub>	A <sub>0</sub> BY <sub>1</sub>	A <sub>0</sub> BY <sub>2</sub>	EBX <sub>2</sub>	EBY <sub>1</sub>	EBY <sub>2</sub>	GBX <sub>1</sub>	GBX <sub>2</sub>	GBY <sub>1</sub>	GBY <sub>2</sub>	EBY <sub>1</sub> -11	EBY <sub>1</sub> -2	GBY <sub>1</sub> -17	GBY <sub>2</sub> -17				EBY <sub>1</sub> -20	EBY <sub>2</sub> -20	EBY <sub>1</sub> -30	EBY <sub>2</sub> -30	
Basler	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	1.2	1.115	0.141
	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	1.0		
Ostapenko and Chern	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	1.2	1.076	0.144
	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	1.0		
Cooper	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	1.2	1.108	0.136
	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	1.0		
Fujii	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	1.2	0.999	0.204
	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	1.0		
	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	0.8		
Herzog	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	1.2	1.117	0.167
	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	1.0		
Proposed Empirical Formula	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	1.2	1.017	0.071
	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	o	1.0		

(Remark) M<sub>u0</sub><sup>\*</sup>: Ultimate pure bending strength calculated by typical theory or proposed empirical formula

M<sub>u0</sub><sup>o</sup>: Experimental ultimate pure bending strength

\* : Girder in range of impossible calculation

合せ荷重下における腹板の座屈強度は、次式のように与えられる。

$$\left(\frac{\sigma_{cr}^{e,f}}{\sigma_{yw}} \cdot \frac{\sigma_{yw}}{\sigma_{cr}^{e,f}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{cr}^{e,f}}{\tau_p} \cdot \frac{\tau_p}{\tau_{cr}^{e,f}}\right)^2 = 1 \dots\dots(12)$$

ただし、σ<sub>cr</sub><sup>e,f</sup> および τ<sub>cr</sub><sup>e,f</sup> は、組合せ荷重下で腹板が座屈するときに共存する座屈曲げ応力度（経験式）および座屈せん断応力度（経験式）である。

組合せ荷重下における桁の極限強度、すなわち極限せん断応力度 τ<sub>u</sub><sup>e,f</sup> および 極限圧縮応力度 σ<sub>u</sub><sup>e,f</sup> は、次のように与えられる。

τ<sub>u</sub><sup>e,f</sup>/τ<sub>u0</sub><sup>e,f</sup> ≤ 1 - 0.145(σ/σ<sub>yf</sub>)/(τ/τ<sub>p</sub>) (曲げ崩壊モード)の場合、

$$\sigma_u^{e,f}/\sigma_{yf} = \sigma_{u0}^{e,f}/\sigma_{yf} \dots\dots(13)$$

τ<sub>u</sub><sup>e,f</sup>/τ<sub>u0</sub><sup>e,f</sup> > 1 - 0.145(σ/σ<sub>yf</sub>)/(τ/τ<sub>p</sub>) (せん断崩壊モード)の場合、

$$\tau_u^{e,f}/\tau_p = (\tau_{u0}^{e,f}/\tau_p) \{1 - 0.145(\sigma/\sigma_{yf})/(\tau/\tau_p)\} \dots\dots(14)$$

ただし、

$$\left. \begin{aligned} \sigma_u^{e,f} \geq \sigma_{u0}^{e,f} \text{ のとき, } \sigma_u^{e,f} &= \sigma_{u0}^{e,f} \\ \tau_u^{e,f} \geq \tau_{u0}^{e,f} \text{ のとき, } \tau_u^{e,f} &= \tau_{u0}^{e,f} \end{aligned} \right\} \dots\dots(15)$$

### 3. 経験式と道示の比較

現行道路橋示方書<sup>25)</sup>においては、プレートガーダーの極限強度に対して一定の安全率を保持することを目的にしている。したがって、腹板の座屈応力度に対しては、座屈モードに応じて相異なる安全率を与えている。具体的に述べると、プレートガーダーについての設計思想は、基本的には次の項目からなる。

1) 腹板の幅厚比 β(=d<sub>w</sub>/t<sub>w</sub>) をできるだけ大きくすることによって、経済設計を旨としている。ただし、腹板の局部座屈に対して適当な安全率を与えて、圧縮フランジの応力度が横倒れ座屈応力度または降伏点以下で、桁が崩壊しないよう考慮している。そして、局部座屈に対する安全率の大きさは、プレートガーダー全体の極限強度に対して一定の安全率 1.7 を確保することを期待して決められている。また、局部座屈の検定は、Mises の相当応力度に基づき、組合せ応力下で行うようになっている。

2) 垂直補剛材の間隔は、最小コスト設計を意図し、できるだけ大きくすることを目指しており、腹板のせん

断座屈後の耐荷余力を期待して、せん断座屈強度に対して安全率を 1.25 としている。このように大幅な安全率の低減を行っても、極限せん断強度に対しては、安全率 1.7 を確保できるものと期待している<sup>9),27)</sup>。

3) 1) および 2) に関する腹板の局部座屈応力度は、基本的には、周辺単純支持板の線形座屈理論式によって算定される。

4) 圧縮フランジの幅厚比 ( $b_f/2t_f$ ) は、載荷辺単純支持、非載荷辺一端単純支持他端自由の、いわゆる自由突出板の非線形座屈応力度が、降伏点を下回らないという条件より定められている。これによって圧縮フランジのねじれ座屈を防止し、水平座屈強度のみから圧縮フランジの許容応力度を定めればよいように配慮されている。

5) 垂直補剛材の剛度は、プレートガーダーがその極限状態に至るまで、腹板の座屈の節となりうる必要十分な大きさを持つことを期待している。

以上の設計思想に基づくと、プレートガーダーは、形式的には許容応力度設計によっているが、実際には下記の理由により、一種の極限強度設計を取り入れているといえる。換言すれば、せん断力および曲げモーメントを受ける桁の許容応力度は、桁の極限強度に対して 1.7 の安全率をとっている。これに対し、たとえば 2 軸対称断面桁の腹板の局部座屈強度に対する安全率は、せん断力を支配的に受ける場合は 1.25、純曲げモーメントを受取る場合には 1.40 を考慮しており、実際には、せん断力が支配的な場合には 26.5%、純曲げモーメントが作用する場合には 17.7% の腹板の座屈後の耐荷余力を期待している。このように、現行道示は、プレートガーダーの強度特性を考慮した、一種の極限強度設計の思想に基礎を置くものである。

ところで、前記 1)~5) の設計思想のうち、プレートガーダーの腹板の設計に関しては、1)~3) の基本的考えに基づいている。たとえば、プレートガーダーの腹板パネルに、図-1 に示すような組合せ応力が作用した場合、腹板の局部

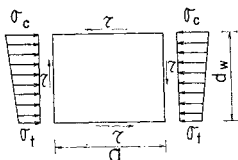


図-1 腹板の形状と応力

座屈強度に対する安全率  $\nu_B$  は、

$$\nu_B = 1.25 + (0.30 + 0.15c)e^{-4.3\eta} \geq 1.25 \quad \dots\dots\dots (16)$$

で与えられる。ただし、 $c = \sigma_f/\sigma_c$ 、 $\eta = \tau/\sigma_c$  である。次に曲げモーメント、軸方向力およびせん断力を同時に受ける板の縁の Mises の相当応力度を  $\sigma_{eq}^d$  とすると、許容相当座屈応力度  $\sigma_{eq}^a$  は次のように与えられる。

$$\sigma_{eq}^a = \left[ \sigma_{eq}^d / \left\{ \frac{1+c}{4} \cdot \frac{\sigma_c}{\sigma_{cro}^d} + \sqrt{\left( \frac{3-c}{4} \cdot \frac{\sigma_c}{\sigma_{cro}^d} \right)^2 + \left( \frac{\tau}{\tau_{cro}^d} \right)^2} \right\} \right] \nu_B \quad \dots\dots\dots (17)$$

ただし、

$R = 0.9 - 0.10c$  : 座屈パラメーター、

$\sigma_{cro}^d = k_b \{ \pi^2 E / 12 (1 - \mu^2) \} (t_w / d_w)^2$  : 純曲げモーメント下における腹板の線形座屈応力度

$\tau_{cro}^d = k_s \{ \pi^2 E / 12 (1 - \mu^2) \} (t_w / d_w)^2$  : 純せん断力下における腹板の線形座屈応力度

$k_b$  : 周辺単純支持板の純曲げ弾性座屈係数、

$c \leq -1.0$  のとき、 $k_b = 23.9$ 、

$k_s$  : 周辺単純支持板の純せん断弾性座屈係数、

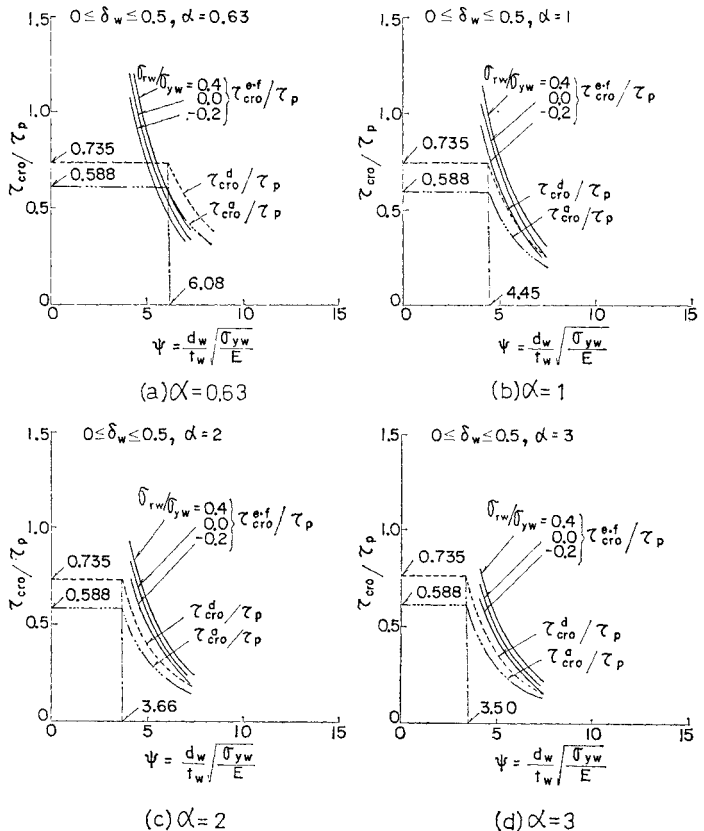


図-2 腹板の座屈せん断応力度に関する経験式と道示の基準式の比較

表-3 せん断極限強度に関する実験値，経験式および道示の基準式の比較

Test No.	A <sub>0</sub> SX <sub>1</sub>	A <sub>0</sub> SY <sub>1</sub>	ESX <sub>2</sub>	ESY <sub>1</sub>	ESY <sub>1</sub> -1	ESY <sub>1</sub> -2	GSX <sub>1</sub>	GSX <sub>2</sub>	GSY <sub>1</sub>	BSY <sub>1</sub>
$\alpha$						2				
$\beta$	113	129	127	118	130	119	113	116	117	117
$\psi$	5.98	6.29	4.86	4.61	5.42	5.02	4.90	4.57	4.45	4.45
$\tau_{uo}^e/\tau_p$	0.783	0.896	0.999	0.961	0.876	0.684	0.903	0.931	1.001	0.975
$\tau_{uo}^{ef}/\tau_p$	0.864	0.848	0.942	0.973	0.899	0.754	0.938	0.968	0.979	0.979
$\tau_{uo}^d/\tau_p$	0.753	0.740	0.886	0.967	0.842	0.611	0.916	0.967	0.996	0.996
$\tau_{uo}^e/\tau_{cro}^a$	1.040	1.211	1.128	0.994	1.040	1.119	0.986	0.963	1.005	0.979
$\tau_{uo}^d/\tau_{cro}^a$	3.477	3.820	2.127	1.734	2.671	3.856	2.086	1.787	1.667	1.671

$\alpha \geq 1$  のとき  $k_s = 5.34 + 4.00/\alpha^2$

$\alpha < 1$  のとき  $k_s = 4.00 + 5.34/\alpha^2$

$\alpha$  : 腹板パネルの縦横比

式 (17) において、腹板の許容局部座屈応力度  $\sigma_{eq}^a$  を、極限強度に対する許容応力度  $\sigma_a (= \sigma_u/1.7)$  と等価であるとすると、腹板の局部座屈が生じない幅厚比条件式は、次のように与えられる。

$$\left(\frac{t_w}{d_w}\right)^2 \geq \frac{\nu_B \sigma_a}{(1,378 R)^2} \left\{ \frac{1+c}{4 k_b} + \sqrt{\left(\frac{3-c}{4 k_b}\right)^2 + \left(\frac{\eta}{k_s}\right)^2} \right\} \dots\dots (18)$$

式 (18) より、 $\eta=0$  のいわゆる純曲げモーメント下における幅厚比  $\beta (= d_w/t_w)$  の限界値は、 $c \leq -1.0$  の軟鋼桁では、152 となる。このときの幅厚比パラメーター  $\psi (= \beta \cdot \sqrt{\sigma_{yw}/E})$  は、鋼種に関係なく 5.14 となる。この  $\psi$  に対する腹板の後座屈強度は、前述のように純曲げ極限強度に対して、17.7% 見込まれていることになる。

(1) せん断強度

図-2 は、せん断力を支配的に受ける  $c \leq -1.0$  のプレートガーダーの腹板の座屈強度経験式、現行基準式および許容応力度を比較したものである。同図より、せん断座屈経験式により算定される  $(\tau_{cro}^d/\tau_p)$  値は、純曲げモーメントを受ける腹板の座屈強度から定められている幅厚比パラメーター  $\psi$  が 5.14 以下の場合には、 $0.63 \leq \alpha \leq 3$  の範囲では、一応、座屈基準式により算定される  $(\tau_{cro}^d/\tau_p)$  値より上まわる。

せん断極限強度に関して、経験式により算定される  $(\tau_{uo}^{ef}/\tau_p)$  値と道示の基準式<sup>9)</sup>により算定される  $(\tau_{cro}^a/\tau_p)$  値の比較は、文献 22) でも若干報告したが、許容せん断応力度  $\tau_{cro}^a$  を含めて比較すると表-3 のようになる。同表より、 $\alpha=1$  で  $\psi=4.45$  の GSY<sub>1</sub> および BSY<sub>1</sub> の  $\tau_{uo}^{ef}/\tau_{cro}^a$  は、現行の安全率 1.7 をほぼ満足している。また、 $4.5 \leq \psi \leq 6.5$  の範囲における  $\tau_{uo}^{ef}/\tau_{cro}^a$  は、現行の安全率 1.7 を十分確保していることがわかる。同時に、 $\alpha=2$  の ESY<sub>1</sub>-2 の  $\tau_{uo}^{ef}/\tau_{cro}^a$  も安全率 1.7 を十分確保していることが同表より認められる。また、

$\tau_{uo}^{ef}$ ,  $\tau_{uo}^d$  および  $\tau_{cro}^a$  と  $\alpha$  の関係を  $\psi$  をパラメーターとして示すと図-3 のようになる。本経験式の基礎となった実験供試体は、 $c = -1.0$  および  $c = -1.7$  のいずれの場合も、 $-0.2 \leq \sigma_{rw}/\sigma_{yw} \leq 0.7$ ,  $0.63 \leq \alpha \leq 2.0$ ,  $4.5 \leq \psi \leq 6.5$  の範囲であった。したがって、この範囲内にある一般の桁に対して、本経験式により算定される極

限せん断応力度  $\tau_{uo}^{ef}$  は、現行道示の安全率 1.7 を確保していると思なしてもよいと考えられる。それゆえに、初期不整のうちの残留応力度の限界条件は、 $\sigma_{rw}/\sigma_{yw} > -0.2$  とすれば十分である。

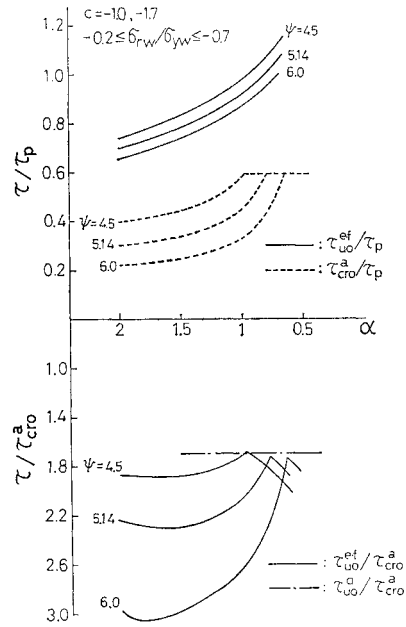


図-3 極限せん断強度に関する経験式と道示の基準式の比較

(2) 純曲げ強度

純曲げモーメントを受けるプレートガーダーの腹板座屈強度に関する経験式により算定される  $(\sigma_{cro}^d/\sigma_{yw})$  値と基準式により算定される  $(\sigma_{cro}^d/\sigma_{yw})$  値を比較すると、 $c = -1.0$  の場合は図-4、 $c = -1.7$  の場合は図-5 のようになる。図-4 より、 $\sigma_{cro}^d/\sigma_{yw}$  は腹板の初期不整が  $-0.2 \leq \sigma_{rw}/\sigma_{yw} \leq 0.4$ ,  $0.17 \leq \delta_w (= \delta_{max}/2 t_w) \leq 0.5$  の範囲では、弾性座屈領域では  $\sigma_{cro}^d/\sigma_{yw}$  を大幅に上まわる。逆に、非弾性座屈領域では、初期不整の大きさによっては、 $\sigma_{cro}^d/\sigma_{yw}$  が  $\sigma_{cro}^d/\sigma_{yw}$  を下まわる場合も認められる。次に、図-5 に示す 1 軸対称断面 ( $c = -1.7$ )

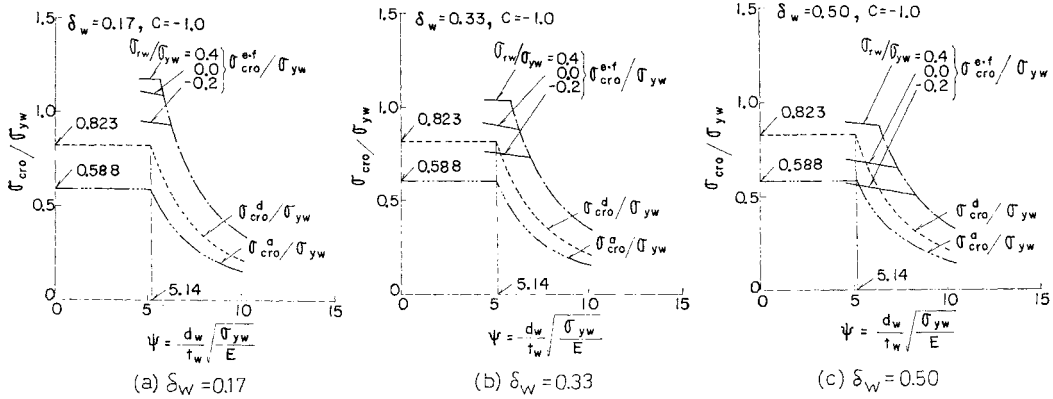


図-4 腹板の座屈純曲げ応力度に関する経験式と道示の基準式の比較 (c = -1.0)

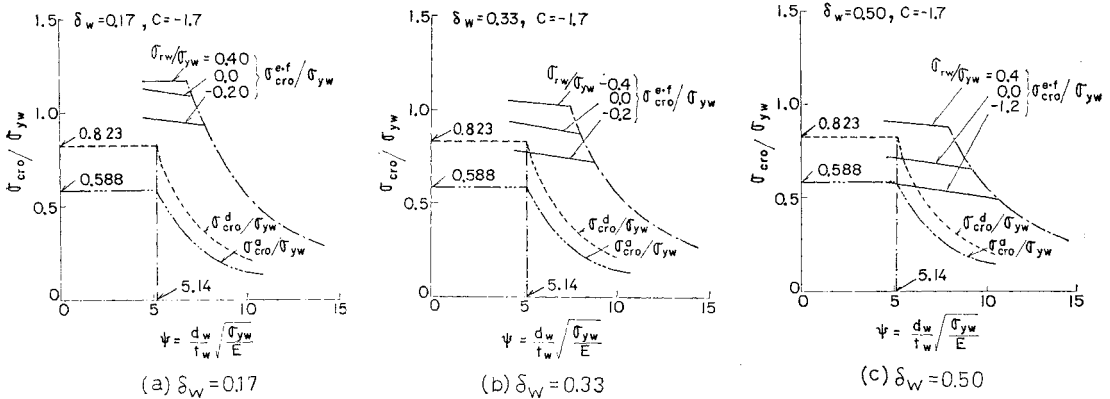


図-5 腹板の座屈純曲げ応力度に関する経験式と道示の基準式の比較 (c = -1.7)

の場合には、弾性座屈領域では、図-4 の場合以上に経験式が基準式を大幅に上まわるが、非弾性座屈領域ではやはり図-4 の場合と同様、腹板の残留圧縮応力度および初期たわみがある値以上になると、 $\sigma_{cro}^d/\sigma_{yw}$  は  $\sigma_{cro}^a/\sigma_{yw}$  を下まわる。このような場合には、純曲げモーメントを受ける腹板の座屈後の耐荷余力を現行基準の 17.7% 以上期待することになる恐れがある。これに関する研究は、いまだ十分なされていないので、ここでは、あくまで 17.7% の耐荷余力を基準として、これらの初期不整と腹板の幅厚比に関する現行基準（初期たわみは条項 15.3.4、幅厚比は条項 8.4）の妥当性について考察することにする。しかしながら、前述の 3.(1) で述べたように、腹板の残留応力度が、 $\sigma_{rw}/\sigma_{yw} \geq -0.2$  となる場合には、極限せん断応力度が許容せん断応力度に対して 1.7 の安全率を確保しうる。それでこの条件を満足する場合には、残留応力と初期たわみの両者の影響をともに受ける純曲げモーメント下の腹板の後座屈強度が、17.7% 以上あるかどうかを考察することによって、初期たわみの許容最大値を残留応力度の関数として与え得る。これによって、初期不整を考慮した適正な設

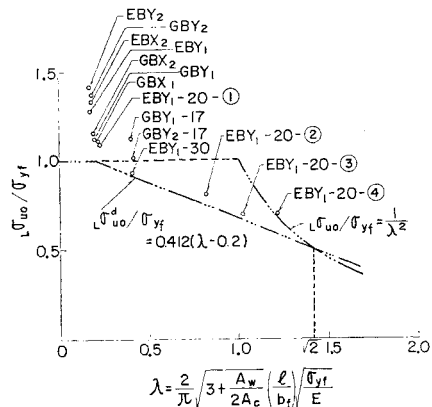


図-6 水平座屈を伴う極限純曲げ応力度に関する実験値と道示の基準式の比較

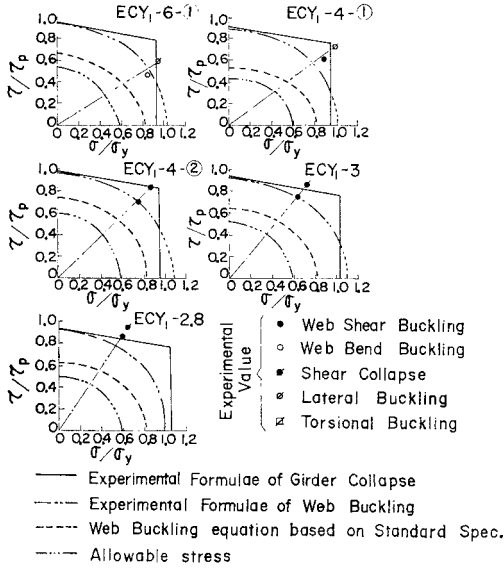
計が達成しうるものとする。なお、これについての詳細は、3.(4) で総合的に論ずることとする。

純曲げモーメントを受ける場合の圧縮フランジの水平座屈に基因する桁の極限強度  $L\sigma_{uo}^d/\sigma_{yf}$  を経験式より算定し、現行極限強度基準式<sup>23)</sup> ( $L\sigma_{uo}^a/\sigma_{yf}$ , 参 III, 11 式)

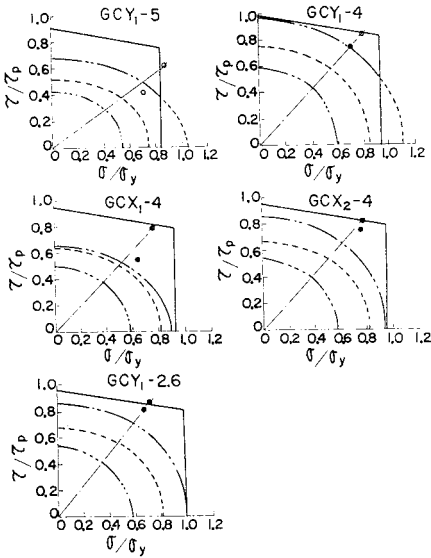
と比較する。パラメーターが異なるので、現行極限強度基準式のパラメーター  $\lambda^*$  でまとめると 図-6 のようになる。同図より、現行極限強度基準式は  $0.18 \leq \lambda \leq 1.21$  の範囲で、純曲げモーメントを受けるプレートガーダーの水平座屈に基因する極限強度を、十分安全に評価しているものと考えられる。

次に、純曲げモーメントを受けるプレートガーダーの圧縮フランジのねじれ座屈に基因する極限強度は、現行基準<sup>25)</sup>の圧縮フランジの幅厚比制限(条項 3.2.2)に関

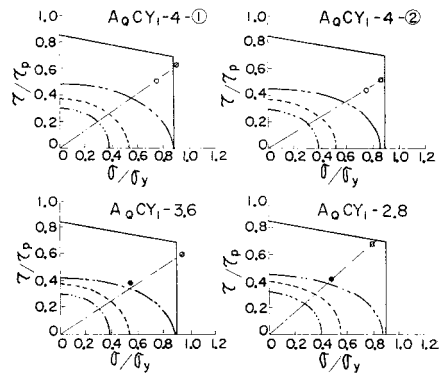
連するものである。現行基準では、この幅厚比制限を、本節の設計概念 4) で述べたように、自由突出板の非線形圧縮座屈強度が降伏点を下まわらないという条件より定め、それによって圧縮フランジのねじれ座屈の防止を期待している。しかしながら、文献 23) の表-4 に示す  $A_Q$  桁のように、圧縮フランジの幅厚比を現行基準の 70% 以下になるように製作したねじり剛度の大きいものでも、外力から算定される圧縮フランジの線形縁応力が降伏点の 60~88% 程度で腹板が局部座屈するような場合がある。そのような場合には圧縮フランジの連成ねじれ座屈によって、桁の崩壊する現象が起こることが認められた。しかも、この場合の極限強度  $\tau \sigma_{\text{lim}}$



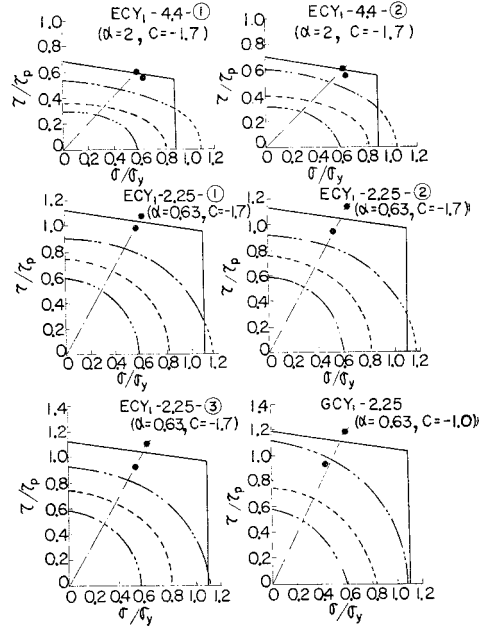
(a) E Type,  $c = -1.7, \alpha = 1$



(b) G Type,  $c = -1.0, \alpha = 1$



(c)  $A_Q$  Type,  $c = -1.0, \alpha = 1$



(d)  $\alpha = 1$

図-7 組合せ荷重下の腹板座屈強度、桁の極限強度に関する実験値、経験式および道示の基準式の比較

\*:  $\lambda$  は道示の参 III, 11 式の  $\alpha$  に相当する



は、圧縮フランジの降伏点  $\sigma_{yf}$  の 87~96% となる。この事実は、腹板の後座屈強度を旧鋼道路橋設計示方書に準じて、最大 17.7% だけ期待している現行基準<sup>25)</sup>では、圧縮フランジの幅厚比制限が若干大に過ぎることを意味している。一方圧縮フランジの幅厚比制限を遵守するならば、旧鋼道路橋設計示方書ならびに現行基準<sup>25)</sup>で期待している腹板の局部座屈に対する安全性が十分確保されていないことになると思われる。しかし、この点については、さらに多数の供試体について得られた資料に基づいて、最終的な結論を与えるべきものであると考える。

(3) 組合せ強度

せん断力と曲げモーメントを同時に受けるプレートガーダーの腹板の座屈、および桁の極限強度に関する経験式と道示<sup>25)</sup>の基準式(腹板の座屈強度は条項 3.3 および 8.4, 曲げが支配的な場合の極限強度は条項 3.3 と参 III, 11 式, せん断が支配的な場合の極限強度は文献 9)) により求められた結果を比較してみる。図-7 は、組合せ荷重下における座屈および崩壊実験値, 経験式および座屈設計基準式により算定された値ならびに許容応力度を, 降伏点で無次元化した相関曲線図で比較したものである。なお, 文献 24) で使用した供試体においては, 腹板の降伏点  $\sigma_{yw}$  とフランジの降伏点  $\sigma_{yf}$  の相違が 10% 程度であるので, 座屈強度の経験式を同一レベルで比較するために, 式 (12) に含まれる  $\sigma_{yw}$  の値としてはすべて同一供試体の  $\sigma_{yf}$  値を採用し, 図-7 においてはそれらを統一して  $\sigma_y$  と記している。図-7 (a) は,  $\alpha=1$  で  $c=-1.7$  のパネルディメンジョンを持つプレートガーダーの相関曲線図であり, 図-7 (b) および図-7 (c) は  $\alpha=1$  で  $c=-1.0$ , 図-7 (d) は  $\alpha=0.63$  および 2 で  $c=-1.0$  および  $-1.7$  のケースについて

表-4 組合せ荷重下で水平座屈を伴う座屈, 極限強度に関する実験値, 経験式および道示の基準式の比較

Test. No.	ECY <sub>1</sub> -6-①	ECY <sub>1</sub> -6-②	GCY <sub>1</sub> -5
$\beta$	124	129	126
C	-1.7	-1.7	-1.0
$\psi$	4.75	5.47	4.73
$\lambda$	0.714	0.710	0.488
$\sigma_{1cr}^e/\sigma_y$	1.017	1.143	0.888
$\sigma_{lu}^e/\sigma_y$	1.283	1.315	1.261
$\sigma_{1cr}^e/\sigma_y$	1.101	1.187	0.964
$\sigma_{lu}^e/\sigma_y$	1.038	1.123	1.195
$\sigma_{1cr}^d/\sigma_y$	0.697	0.751	0.724
$\sigma_{lu}^d/\sigma_y$	1.000	1.000	1.000
$\sigma_{1cr}^{e,f}/\sigma_{1cr}^d$	1.580	1.581	1.331
$\sigma_{lu}^{e,f}/\sigma_{lu}^d$	1.038	1.123	1.195
$\sigma_{lu}^e/\sigma_{1cr}^d$	2.084	2.118	2.312

Remark:  $\sigma_{1cr}$  and  $\sigma_{lu}$  are web buckling strength and lateral buckling strength under maximum moment

示したものである。これらの図より, 現行道示の許容応力度と経験式より算定された座屈強度および極限強度との間に定性的な類似点が認められる。そこで, これらを定量的に比較するために, 曲げモーメントが支配的となって座屈および崩壊した場合を表-4 に, せん断力が支配的となって座屈および崩壊した場合を表-5 にまとめる。なお, 表-4 において添字 1 をつけた記号たとえば  $\sigma_{1cr}^e$  は経験式を適用し, さらに道示の解・式 (3.3.17) によって換算したスパン中央部での腹板の座屈応力度である。表-4 より, 経験式による腹板の座屈応力度  $\sigma_{1cr}^e/\sigma_y$  は, 基準式により算定された ( $\sigma_{1cr}^d/\sigma_y$ ) 値より約 33~58% も大きい。したがって, この場合の実質安全率は 1.7~2.2 となり, 現行基準式<sup>25)</sup> (条項 3.3 および 8.4) は若干安全側にあることがわかる。

圧縮フランジの水平座屈に基因する桁の極限応力度の

表-5 組合せ荷重下でせん断座屈を伴う座屈, 極限強度に関する実験値, 経験式および道示の基準式の比較

Test No.	ECY <sub>1</sub> -4.4-①	ECY <sub>1</sub> -4.4-②	ECY <sub>1</sub> -4-①	ECY <sub>1</sub> -4-②	ECY <sub>1</sub> -3	ECY <sub>1</sub> -2.83	ECY <sub>1</sub> -2.25-①	ECY <sub>1</sub> -2.25-②	ECY <sub>1</sub> -2.25-③	GXY <sub>1</sub> -4	GXY <sub>1</sub> -4	GXY <sub>1</sub> -4	GXY <sub>1</sub> -3.6	GXY <sub>1</sub> -2.25
$\alpha$	2	2	1	1	1	1	0.63	0.63	0.63	1	1	1	1	0.63
$\beta$	126	119	126	117	124	127	127	127	127	123	116	125	125	116
$\psi$	5.32	5.03	5.31	4.45	4.82	4.94	4.98	4.93	4.98	4.90	4.44	4.73	4.72	4.43
$\tau_{cr}^e/\tau_p$	0.562	0.561	0.619	0.703	0.746	0.878	0.990	0.942	0.931	0.566	0.751	0.759	0.823	0.923
$\tau_{lu}^e/\tau_p$	0.604	0.611	0.710	0.825	0.867	0.951	1.065	1.127	1.101	0.772	0.820	0.818	0.875	1.184
$\tau_{cr}^{e,f}/\tau_p$	0.452	0.495	0.558	0.703	0.745	0.775	0.825	0.830	0.825	0.492	0.736	0.636	0.703	0.980
$\tau_{lu}^{e,f}/\tau_p$	0.600	0.610	0.760	0.840	0.830	0.845	1.041	1.055	1.050	0.792	0.828	0.820	0.852	1.115
$\tau_{uo}^{e,f}/\tau_p$	0.687	0.703	0.907	0.973	0.945	0.935	1.121	1.125	1.121	0.938	0.980	0.953	0.964	1.181
$\tau_{cr}^d/\tau_p$	0.380	0.360	0.320	0.505	0.520	0.565	0.635	0.624	0.620	0.480	0.609	0.525	0.582	0.685
$\tau_{uo}^d/\tau_p$	0.568	0.605	0.828	0.980	0.889	0.865	1.187	1.187	1.188	0.758	0.807	0.825	0.942	1.188
$\tau_{cr}^{e,f}/\tau_{cr}^d$	1.189	1.375	1.744	1.392	1.433	1.372	1.299	1.330	1.331	1.031	1.208	1.211	1.208	1.431
$\tau_{lu}^{e,f}/\tau_{uo}^d$	1.056	1.008	0.918	0.857	0.934	0.977	0.877	0.889	0.884	1.045	1.025	0.994	0.904	0.939
$\tau_{uo}^{e,f}/\tau_{uo}^d$	1.210	1.162	1.095	0.993	1.063	1.081	0.944	0.948	0.944	1.237	1.214	1.155	1.023	0.994
$\tau_{lu}^{e,f}/\tau_{cr}^d$	2.208	2.115	3.729	2.134	2.000	2.077	2.054	2.054	2.111	2.088	2.188	2.086	2.088	2.258

経験式により算定された ( $\tau_{cr}^f/\sigma_y$ ) 値は、基準式により算定された ( $\tau_{cr}^d/\sigma_y$ ) 値より約 4~20% 程度高くなっている。しかもこの場合、 $c=-1.0$  のとき  $\psi=4.7$  で  $\lambda=0.49$ 、および  $c=-1.7$  のとき  $4.7 \leq \psi \leq 5.5$  で  $\lambda=0.71$  の条件で許容応力度  $\sigma_{cr}/\sigma_y$  に対しても、現行の安全率 1.7 よりも大きく、2倍以上の安全率を確保していることになる。したがって、この場合の現行基準式<sup>25)</sup>(条項 3.3 および 参Ⅲ, 11 式) はかなり安全側であるといえる。一方、圧縮フランジのねじれ座屈は、自由突出板の線形座屈応力度が、降伏点に達するまでは生じないという考え方に基づいた幅厚比制限の規定によって防止されることを期待している。しかしながら、組合せ荷重下でせん断応力を含む場合のねじれ座屈の評価方法は、いまだ明確にされていない現状である。圧縮フランジのねじれ座屈によって桁が崩壊したものは、文献 24) の 表-6 に示す 4 体 ( $A_Q$  タイプ) の供試体である。これらの実験では、試験体の圧縮フランジの幅厚比を現行基準の 70% 以下で製作したにもかかわらず、圧縮フランジのねじれ座屈によって桁が崩壊し、その極限応力度  $\tau_{cr}^f/\sigma_y$  は、0.78~0.93 程度となっている。このようになった原因としては、腹板の局部座屈が降伏点の 46~76% で生じたことが挙げられる。これに対して、単純曲げを受ける Cooper<sup>16)</sup> の研究によれば圧縮フランジがねじれ座屈あるいは水平座屈を生じないとすれば、上述の  $A_Q$  タイプの曲げ極限強度  $\sigma_u/\sigma_y$  は 0.97 程度に算定される。すなわち、Cooper の式は、 $A_Q$  タイプのようにねじれ座屈モードで崩壊するものに関しては、実験値より 5~20% 高めに曲げ極限強度を評価していることがわかる。このように、圧縮フランジの幅厚比を現行基準(条項 3.2.2) の範囲内で製作したにもかかわらず、降伏点よりかなり低いところでねじれ座屈を起こしている。これは、組合せ荷重のもとでは、圧縮フランジにせん断力が含まれること、腹板の張力場から受ける圧縮応力度がフランジに生ずること、および圧縮フランジに不可避の初期不整合が生じていることなどに基因するものと思われる。したがって、初期不整合を有する圧縮フランジの組合せ荷重下におけるねじれ座屈に対する評価式の早期確立が強く望まれる次第である。

次に 表-5 より、せん断力が支配的な場合の腹板の座屈強度に関して、経験式により算定された ( $\tau_{cr}^f/\tau_p$ ) 値は、現行基準(条項 8.4) により算定された ( $\tau_{cr}^d/\tau_p$ ) 値より、3~40% 程度高い。したがって、この場合の許容応力度に対する実質安全率は、1.29~1.75 となり、現行基準式は一応安全側にあるものと考えられる。一方、せん断極限強度に関しては、経験式により算定された ( $\tau_{cr}^f/\tau_p$ ) 値と現行基準式<sup>9)</sup> により算定された ( $\tau_{cr}^d/\tau_p$ ) 値との比は、0.94~1.24 で平均 1.07 であって、

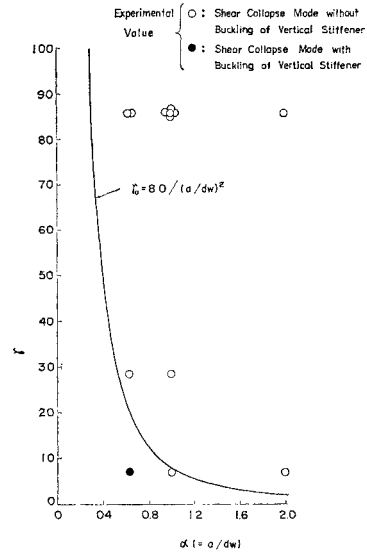


図-8 垂直補剛材の剛比に関する実験値と道示の基準式との比較

全般的に経験式のほうが基準式より若干高目の評価を与えている。この比の範囲は、文献 1), 9) に掲げられた(実験値/理論値)の比の実例と同程度である。一方、曲げモーメントの影響を考慮した極限せん断応力度に関しては、経験式により算定された ( $\tau_{cr}^f/\tau_p$ ) 値と許容応力度  $\tau_{cr}^d/\tau_p$  を比較すると、 $\tau_{cr}^f/\tau_p$  は  $\tau_{cr}^d/\tau_p$  の 2 倍以上となり、現行の安全率 1.7 より若干大きい目の数値であることがわかる。したがって、この場合の現行基準式<sup>9)</sup> は、総合的にみれば、実際の強度を十分に精度よく評価するものであると考えられる。

次に、文献 22), 24) の実験では、十分剛な垂直補剛材のみを有するプレートガーダーの座屈および崩壊挙動に着目して行ったものである。そこで、垂直補剛材の剛比  $r$  に関する実験値  $r_e$  と道示の必要剛比 ( $r_0$ , 条項 8.5.2) を比較したのが 図-8 である。同図にみられるように、 $r_e/r_0=0.345$  (●印) のものは、腹板のせん断座屈後、垂直補剛材の座屈を伴ってせん断崩壊しているが、 $r_e/r_0 \geq 0.87$  (○印) の垂直補剛材は、せん断崩壊荷重まで座屈していないことがわかる。この結果から、少なくとも  $r_e/r_0=0.87$  の垂直補剛材が、崩壊荷重まで抵抗し、十分な安全性を確保していることは、注目し値するものと思われる。

#### (4) 腹板の幅厚比と初期不整合に関する一提案

本研究のいま一つの目的は、十分剛な垂直補剛材を有する溶接プレートガーダーの腹板の座屈強度と初期不整合の関係を検討することである。そこで、腹板の許容初期不整合と許容幅厚比について考察してみる。

まず、組合せ荷重を受ける場合の腹板の初期不整合を考

慮した座屈経験式は、文献 24) で述べたように、 $0 \leq \sigma_{\delta_{\max}}/t_w \leq 1.0$ 、 $-0.2 \leq \sigma_{rw}/\sigma_{yw} \leq 0.7$  の範囲で有効であり、しかも、これらの範囲では、図-7 に示すようなパネルの寸法諸元を有する試験体については、現行基準式は、一応十分な安全率をもっている。腹板の初期不整と座屈強度の関係については、せん断力が支配的な場合の座屈強度は、文献 22) で述べたように、初期たわみの波形モードおよび面外最大初期たわみ  $\sigma_{\delta_{\max}}$  の影響をほとんど受けないことがわかった。それに反して腹板パネル中央部の桁軸方向の残留応力度  $\sigma_{rw}$  の影響は顕著である。一方、腹板の純曲げ座屈強度に関しては、文献 23) で報告したように、腹板の波形モードが半波形の場合に限り、腹板の  $\sigma_{\delta_{\max}}$  および  $\sigma_{rw}$  両者の影響をともに受ける。しかも、これらの文献によって得られた経験式は、一般の橋梁メーカーなどで多く実施されている製作法・製作条件によって製作した垂直補剛材のみを有する溶接プレートガーダーに対して適用できるものである。このように経験式を基準にして考察すれば、腹板の幅厚比と初期不整の関係を総合的に判断することができる。そして、現行示方書規定<sup>25)</sup>において、一方の基準を遵守した場合、他方の基準はどのように評価されるのかということが明らかとなる。

**a) 腹板の幅厚比 (条項 8.4) を遵守した場合の初期不整**

まず、3.(1) で述べたように、極限せん断応力度に対して許容せん断応力度が 1.7 以上の安全率を確保するためには、残留応力度を  $\sigma_{rw}/\sigma_{yw} \geq -0.2$  の範囲に納めることが十分条件となる。そこで、 $c = -1.0$  の 2 軸対称断面のプレートガーダーの初期不整、すなわち、 $\sigma_{rw}/\sigma_{yw}$  と  $\sigma_{\delta_{\max}}/t_w$  が共存することによる影響を受ける場合については、腹板の座屈純曲げ応力度の経験式 (4) に、腹板の幅厚比パラメータの上限値 ( $\psi = 5.14$ )、および後座屈強度を 17.7% 期待する現行基準の最大純曲げ座屈強度 ( $\sigma_{\delta_{\max}}/\sigma_{yw} = 0.823$ ) を代入し、 $d_w/\sigma_{\delta_{\max}}$  と  $\sigma_{rw}/\sigma_{yw}$  の関係を求めると 図-9 (a) のようになる。同

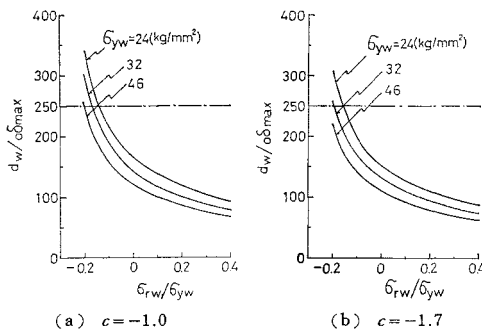


図-9 道示の腹板幅厚比基準を遵守した場合の本経験式による許容初期たわみと道示の初期たわみ基準の比較

図より、もっとも危険側の残留応力度 ( $\sigma_{rw}/\sigma_{yw} = -0.2$ ) が内在する軟鋼からなるプレートガーダーの  $d_w/\sigma_{\delta_{\max}}$  は 350 であり、この場合は、現行初期たわみ許容値 (条項 15.3.4) の  $d_w/\sigma_{\delta_{\max}} = 250$  は危険側となる。しかしながら、残留圧縮応力度がある値以下になると、現行示方書の初期たわみ許容値は安全側になる。この現行初期たわみ許容値が危険側から安全側に移行する限界点の残留応力度は、材料の降伏点が高くなるほど、圧縮側に大きくなる傾向が認められる。例えば、軟鋼 ( $\sigma_{yw} = 24 \text{ kg/mm}^2$ ) からなるプレートガーダーでは、 $\sigma_{rw}/\sigma_{yw} \geq -0.14$  で現行初期たわみ許容値は安全側となり、60 キロ級高張力鋼 ( $\sigma_{yw} = 46 \text{ kg/mm}^2$ ) からなるプレートガーダーでは、現行初期たわみ許容値は  $\sigma_{rw}/\sigma_{yw} \geq -0.2$  で安全側となる。

次に、 $c = -1.7$  の 1 軸対称断面の場合も同様にして、 $d_w/\sigma_{\delta_{\max}}$  と  $\sigma_{rw}/\sigma_{yw}$  の関係を  $\sigma_{yw}$  をパラメータとして求めると、図-9 (b) のようになる。図-9 (b) の傾向は、図-9 (a) のそれとまったく類似しているが、現行初期たわみ許容値が安全側に評価される  $\sigma_{rw}/\sigma_{yw}$  の限界点は、図-9 (a) の場合より若干圧縮側に移行している。

**b) 腹板の初期たわみ許容値 (条項 15.3.4) を遵守した場合の幅厚比**

ここでは、a) で検討した場合と逆の立場から考察してみる。まず、 $c = -1.0$  の 2 軸対称断面のプレートガーダーの場合には、式 (3) あるいは式 (4) に  $\sigma_{\delta_{\max}}/\sigma_{yw} = 0.823$ 、 $\sigma_{\delta_{\max}} = d_w/250$ 、 $d_w/t_w = \beta$  を代入し、幅厚比  $\beta$  と  $\sigma_{rw}/\sigma_{yw}$  の関係を降伏点  $\sigma_{yw}$  をパラメータとして求める。同様に  $c = -1.7$  の 1 軸対称断面の場合についても、これらの関係を求めると、図-10 の実線のようになる。なお、同図には各鋼種に対する幅厚比  $\beta$  の現行許容値  $\beta_a$  を一点鎖線で併記した。同図より、 $c = -1.0$  の場合、本経験式および現行初期たわみ許容値を固守すれば、残留圧縮応力度が小さくなるにつれて  $\beta$  は大きくなり、ある残留応力度以上になると  $\beta$  は一定値と

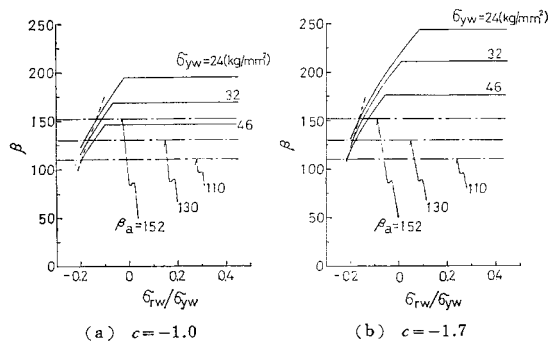


図-10 道示の初期たわみ基準を遵守した場合の本経験式による許容腹板幅厚比と道示の幅厚比基準の比較

なる。この傾向は、 $c=-1.7$  の場合も同様である。また、各鋼種に対応する  $\beta_a$  (一点鎖線で示す) と比較すると、残留圧縮応力度がある値以下になると、現行許容値  $\beta_a$  は安全側になることが認められる。例えば、 $c=-1.0$  の軟鋼桁の場合には、 $\sigma_{rw}/\sigma_{yw} \geq -0.14$  では、現行幅厚比許容値  $\beta_a$  は安全側となる。この残留応力度の限界点は、a) で述べた限界点とまったく等しくなる。なお、後座屈強度を 17.7% だけ期待しうる場合の限界幅厚比と限界残留応力度の関係を 図-10 (a) および (b) に点線で示す。この点線より右下の領域に入る場合は、後座屈強度 17.7% 以上を確保しうるものである。

以上の結果より、現行初期たわみ基準 (条項 15.3.4) を固守した場合、スポット・ヒーティングなどのひずみ矯正によって残留圧縮応力度の絶対値を小さくすれば、現行の幅厚比基準 (条項 8.4) による設計は、安全側の設計を行っていることが明らかとなった。また、現行の幅厚比基準を遵守した場合の現行初期たわみ基準も、スポット・ヒーティングなどを行うことによって、安全側の基準となっていることがわかる。

表-6 道示の腹板幅厚比基準を遵守した場合の腹板の許容初期たわみ

$\bar{\sigma}_{yw}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	C=-1.0		C=-1.7		${}_o\delta_{max}$ in Spec.
	$\beta_a$	${}_o\delta_{max}$	$\beta_a$	${}_o\delta_{max}$	
24	152	$\leq d_w/220$	152	$\leq d_w/200$	$\leq d_w/250$
32	130	$\leq d_w/190$	130	$\leq d_w/170$	
46	110	$\leq d_w/160$	110	$\leq d_w/140$	

次に、実際にプレートガーダーを製作する場合には、腹板のやせ馬変形を所定のたわみに矯正するために、スポット・ヒーティングなどの処理を施すケースが多い。このようなケースでは、文献 22) の 図-7 に示すように、残留応力度は  $\sigma_{rw}/\sigma_{yw} \geq -0.1$  となると見なし得る。

表-7 道示の腹板の初期たわみ基準を遵守した場合の腹板の許容幅厚比

$\bar{\sigma}_{yw}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\beta = d_w/t_w$	
	C=-1.0	C=-1.7
24	165	180
32	157	172
46	145	160

$\sigma_{rw}/\sigma_{yw} \geq -0.1$  の残留応力度が腹板に内在している場合、現行の初期たわみ基準 ( ${}_o\delta_{max} \leq d_w/250$ ) を遵守したならば、腹板の幅厚比は 表-7 に示す値まで許容され得ることになる。

#### 4. む す び

プレートガーダーが溶接で製作される場合、フランジや腹板のような薄板要素には、残留応力や初期たわみなどの初期不整が必然的に生ずる。文献 21)~24) では、せん断力、純曲げモーメント、およびこれらの組合せ荷重下における座屈強度、および極限強度と初期不整との関係を実験的に検討した。本報告は、これらの実験データを基礎にして経験式を誘導し、それらと道路橋示方書<sup>23)</sup>の設計基準式あるいは製作基準とを比較し、初期不整がプレートガーダーの強度設計においてどの程度まで許容されると、いっそう合理的かつ適正な設計が可能になるかについて考察を試みたものである。その結果、本供試体程度の規模を有するものに対して、次の結論が得られた。

(1) 道示の条項 8.4 に定められている腹板の幅厚比基準を遵守した場合、もっとも危険側の残留応力度 ( $\sigma_{rw}/\sigma_{yw} = -0.2$ ) が内在する軟鋼からなるプレートガーダーの  $d_w/{}_o\delta_{max}$  は、 $c=-1.0$  の場合 350、 $c=-1.7$  の場合 300 まで許容されることになり、この場合の現行初期たわみ許容値の  $d_w/{}_o\delta_{max} = 250$  は危険側となる。しかしながら、残留圧縮応力度の絶対値がある値以下になると、現行示方書の初期たわみ許容値は安全側になる。この現行初期たわみ許容値が危険側から安全側に移行する限界点の残留応力度は、材料の降伏点が高くなるほど圧縮側に大きくなる傾向が認められる。したがって、スポット・ヒーティングなどのひずみ矯正によって、残留圧縮応力度の絶対値が小さくなれば、現行初期たわみ基準は安全側の基準となっている。

(2) 現行初期たわみ基準 (条項 15.3.4) を固守した場合、現行幅厚比基準は、スポット・ヒーティングなどのひずみ矯正によって残留圧縮応力度の絶対値を小さくすれば、安全な設計を行っていることが明らかとなった。

(3) 実際にプレートガーダーを製作する場合には、腹板のやせ馬変形を所定のたわみに矯正するために、スポット・ヒーティングなどの処理を施すケースが多い。このようなケースには、文献 22) の 図-7 に示すように、残留応力度は  $\sigma_{rw}/\sigma_{yw} \geq -0.1$  となるとみなしうる。このような残留応力が腹板に内在しているとすれば、現行の幅厚比基準を遵守した場合の初期たわみは、表-6 に示す値まで許容されることになり、現行の初期たわみ基準は多少緩和し得るものと思われる。

(4) やはり、 $\sigma_{rw}/\sigma_{yw} \geq -0.1$  の残留応力が腹板に内在している場合、現行の初期たわみ基準 ( ${}_o\delta_{max} \leq d_w/250$ ) を遵守したならば、腹板の幅厚比は 表-7 に

示す値まで許容され得ることになる。

(5) 圧縮フランジの水平座屈に基因する桁の極限強度の経験式によれば、純曲げモーメントあるいは組合せ荷重を受けるいずれの場合も、 $0.18 \leq \lambda \leq 1.21$ ,  $\phi \delta_{fy} = \phi \delta_{fx} = 0$ ,  $-0.7 \leq \sigma_{yf}/\sigma_{yf} \leq -0.2$  の条件下で、基準式(参Ⅲ, 11式)により算定される値よりも相当大きい極限強度を与える。そしてその値は、現行許容応力度(条項 2.2.1)の2倍以上となっている。したがって、上記の範囲で製作した圧縮フランジの水平座屈に基因する極限強度の基準式(参Ⅲ, 11式)は、十分安全側の評価を与えていることが明らかとなった。

(6) 圧縮フランジのねじれ座屈は、自由突出板の圧縮座屈応力度が、降伏点に達するまで生じないという考え方に基づく幅厚比基準(条項 3.2.2)によって防止されている。しかしながら、この幅厚比基準を遵守したのもので、純曲げモーメント下における腹板の局部座屈が、降伏点の60~88%程度で生ずる場合には、桁の極限応力度も圧縮フランジの降伏点の87~96%程度となる。また、同様に、この幅厚比基準を遵守した桁が組合せ荷重を受ける場合には、腹板の局部座屈が降伏点の46~76%程度で生ずるときには、桁の極限応力度も圧縮フランジの降伏点の78~93%程度に低下する。したがって、腹板の後座屈強度を17.7%期待している幅厚比基準(条項 8.4)をあくまで固守するならば、圧縮フランジが床版コンクリートに固定されない下路プレートガーダーや連続桁の中間支点付近については、圧縮フランジの幅厚比基準(条項 3.2.2)を現行より、若干小さくすることによって十分安全性が期待できるものと考えられる。逆に、圧縮フランジの幅厚比基準を遵守するならば、腹板の幅厚比基準を現行より若干小さめにとり、安全率を高める必要があるものと考えられる。しかしながら、本研究のみでは実験資料が少ないので、これらの点については今後さらに検討すべき問題であると考えられる。

(7) 経験式によれば、 $\sigma_{rw}/\sigma_{yw} \geq -0.2$ ,  $0 \leq \phi_{\max}/t_w \leq 1$  の範囲にあれば、せん断極限強度は許容応力度に対して1.7の安全率を確保できることがわかった。

(8) 垂直補剛材の腹板に対する剛比に関しては、 $r_e/r_0 = 0.345$  のものは、腹板のせん断座屈後、垂直補剛材の座屈を伴ってせん断崩壊したが、 $r_e/r_0 \geq 0.87$  のものは、せん断崩壊荷重まで座屈しないことがわかった。これによって、少なくとも  $r_e/r_0 \geq 0.87$  の垂直補剛材が、せん断崩壊荷重まで抵抗し、十分な安全性を確保していることが確認できた。

以上を総合して、多数の供試体による実験結果を基礎とした経験式を提示し、それらと現行設計基準とを対比して種々考察を加えた。そして、プレートガーダーの合理的設計のための有用な知見を与えることができたこと考

える。

## 参 考 文 献

- 1) Johnston, B.G. (ed.): Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures, 3rd Ed. Structural Stability Research Council, John Wiley & Sons, New York, 1976.
- 2) Klöppel, K. and Scheer, J.S.: Beulwerte Ausgesteifer Rechteckplatten, Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin, 1960.
- 3) Basler, K.: Strength of Plate Girders in Shear, Proc. of ASCE, ST 7, Vol. 87, Oct., 1961.
- 4) Basler, K. and Thürlimann, B.: Strength of Plate Girders in Bending, Proc. of ASCE, ST 6, Vol. 87, Aug., 1961.
- 5) Basler, K.: Strength of Plate Girders under Combined Bending and Shear, Proc. of ASCE, ST 7, Vol. 87, Oct., 1961.
- 6) 秋田好雄・藤井登喜男: 座屈と塑性を考慮した最小重量設計(第1報・ガーダーのせん断座屈をともなう塑性崩壊荷重), 造船協会論文集, No. 119, 1966.6.
- 7) 秋田好雄・藤井登喜男: 座屈と塑性を考慮した最小重量設計(第2報・ウェブの曲げおよびせん断座屈をともなうガーダーの崩壊荷重), 造船協会論文集, No. 120, 1966.12.
- 8) Fujii, T.: Minimum Weight Design of Structures Based on Buckling Strength and Plastic Collapse (3rd Report, An Improved Theory on Post-Buckling Strength of Plate Girders in Shear), 造船協会論文集, No. 122, 1967.12.
- 9) Komatsu, S.: Ultimate Strength of Stiffened Plate Girders Subjected to Shear, Proc. of Colloquium of Design of Plate and Box Girders for Ultimate Strength, IABSE Report, Vol. 11, Mar., 1971.
- 10) Ostapenko, A. and Chern, C.: Ultimate Strength of Plate Girders under Shear, Fritz Eng. Laboratory Report No. 328.7, Lehigh Univ., Aug., 1969.
- 11) Ostapenko, A. and Chern, C.: Bending Strength of Unsymmetrical Plate Girders, Fritz Eng. Laboratory Report No. 328.8, Lehigh Univ., Sept., 1970.
- 12) Ostapenko, A. and Chern, C.: Unsymmetrical Plate Girders under Shear and Moment, Fritz Eng. Laboratory Report No. 328.9, Lehigh Univ., Oct., 1970.
- 13) 奥村敏恵・西野文雄・長谷川彰夫: 水平補剛材を有するプレートガーダーのせん断耐力, 土木学会論文報告集, No. 235, 1975.3.
- 14) 奥村敏恵・西野文雄・長谷川彰夫: 水平補剛材を有するプレートガーダーの曲げ耐力実験, 土木学会論文報告集, No. 234, 1975.2.
- 15) 福本嘯士・藤原 稔・渡辺信夫: 溶接 I 形材の横倒れ座屈に関する実験的研究, 土木学会論文報告集, No. 189, 1971.5.
- 16) Cooper, P.B.: Strength of Longitudinally Stiffened Plate Girders, Proc. of ASCE, ST 2, Vol. 93, Apr., 1967.
- 17) 小西一郎: プレートガーダーの耐力に関する実験的研究, 関西橋梁鉄骨溶接研究会報告書, 1965.
- 18) Herzog, M.: Ultimate Static Strength of Plate Girders from Tests, Proc. of ASCE, ST 5, 1974.5.
- 19) 成岡昌夫・伊藤敏一・坂本 孝訳: 鋼箱桁橋の設計基礎と架設法に関する中間報告書, 道路, 1972.8.
- 20) 成岡昌夫ほか8名訳: 鋼箱ゲタ橋の設計と架設の調査委員会(Merrison 委員会)の調査中間報告書付録 A (1)~(10), 橋梁と基礎, 1973.7~9, 1973.11~1974.5.

- 21) Moriwaki, Y. and Fujino, M. : Buckling Strength, Load Carrying Capacity of Plate Girders with Initial Imperfections, Proc. of The Symposium on Fabrication and Erection of Structures, 21st National Symposium on Bridge and Structural Eng., Japan Society of Civil Eng. and Architectural Inst. of Japan, Japan Society of The Promotion of Science, Tokyo, Mar., 1976.
- 22) 森脇良一・藤野真之：初期不整を有するプレートガーダーのせん断強度に関する実験的研究，土木学会論文報告集，第249号，1976.5.
- 23) 森脇良一・藤野真之：初期不整を有するプレートガーダーの純曲げ強度に関する実験的研究，土木学会論文報告集，第264号，1977.8.
- 24) 藤野真之：初期不整を有するプレートガーダーの組合せ強度に関する実験的研究，土木学会論文報告集，第269号，1978.1
- 25) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，丸善，1973.2.
- 26) Porter, D.M., Rockey, K.C. and Evans, H.R. : The Collapse Behaviour of Plate Girders Loaded in Shear, *Structural Engineer*, Vol. 53, No. 8, Aug., 1975.
- 27) 小松定夫・西村宜男：せん断力を受けるプレートガーダーの設計基準と極限強度に対する安全性について，第18回橋梁構造工学研究発表会論文集，1971.  
(1977.7.7・受付)
-