

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

EXPERIMENTAL STUDY ON PURE BENDING STRENGTH OF PLATE GIRDERS WITH INITIAL IMPERFECTIONS

森脇良一*・藤野真之**

By Yoshikazu MORIWAKI and Masayuki FUJINO

1. ま え が き

プレートガーダーの座屈および崩壊パターンは、せん断、曲げおよびせん断と曲げの組合せによるものがあるが、プレートガーダーが溶接で製作される場合、フランジやウェブのごとき薄板要素に不可避免的に発生する残留応力および初期変形などの初期不整が、それぞれのパターンに対する構造強度に大きな影響を与える要因として、クローズアップしてくる。文献 1) では、わが国でも多く実施されている工法・条件で製作されるプレートガーダーに発生する初期不整を定量的に把握し、さらに、この初期不整とせん断力が支配的に作用するパネルの座屈および崩壊強度の相関関係を実験的に明らかにした。本報告は、純曲げモーメントを受けるパネルの座屈強度および桁の崩壊強度と初期不整の因果関係を実験的に検討したものである。純曲げモーメントを受けるプレートガーダーの耐荷力の研究に関しては Basler・Thürlimann²⁾ が桁の崩壊モードを ① 圧縮フランジの側方水平座屈、② 圧縮フランジのねじれ座屈、および ③ 圧縮フランジの垂直座屈の3種類に分類し、それぞれのモデル解析を行って以来、鉛直補剛材のみを有する基本的なプレートガーダー、さらに、水平補剛材も含めたものに関するモデル解析ならびに実験的研究がなされ、その発展は著しいものがある。前者に関しては、秋田・藤井³⁾、福本・藤原・渡辺⁴⁾ および Ostapenko・Chern⁵⁾ などがあり、後者に関しては、Cooper⁶⁾、前田⁷⁾ および奥村・西野・長谷川⁸⁾の研究がある。しかし、これらの研究では、初期不整が純曲げモーメントを受けるプレートガーダーの座屈、崩壊強度にどのような影響を及ぼすかという課題に真っ向からアプローチしたものはほとんど見受けられない。すなわち、従来この問題を取り扱っているもの

は、桁の崩壊とフランジの初期不整の関連性の追求が主であって、ウェブの初期不整とウェブの局部座屈の因果関係については、ほとんど知見が得られていない。なお、これら初期不整の構造強度に及ぼす影響を理論的に求めることは不可能ではなく、その解析例も一、二⁹⁾見受けられる。しかし、現状ではかなりの単純化と大胆な仮定が必要となろう。したがって、このようにして得られた解析解や数値解が、実橋と同一の初期不整を有するプレートガーダーの座屈、崩壊強度を精度よく説明することは到底不可能であると考えられる。一方、プレートガーダーの設計・製作に関しても、初期不整の取り扱いがきわめてあいまいな状態のまま行われているのが実状であり、わが国の道路橋示方書もこの点では例外ではない。

そこで本研究では、現実の橋梁に使用されるプレートガーダーの構造強度に与える影響因子を、わが国でも多く実施されている工法条件によって実物大模型試験体を製作し、その座屈および崩壊強度を実験的に検討せんとするものである。すなわち、ウェブのやせ馬変形が 0 mm~6 mm (本研究における試験体のウェブ厚に相当)程度に収まるように、溶接で組立てられた十分剛な鉛直補剛材のみを有するプレートガーダーが純曲げモーメントを受ける場合、座屈および崩壊強度と残留応力および初期変形のごとき初期不整の相関関係を系統的な実物大模型実験の結果から把握することが本研究の目的である。

このようにして得られた初期不整という影響パラメーターを盛り込んだ実験式は、これらの影響をあまり意識していなかったこれまでの解析モデルや実験式に比較すれば、実際のプレートガーダーの座屈、崩壊強度を、より忠実に評価しうると考えられる。さらに、このようにして得られた実験式と道路橋示方書¹⁰⁾ (以下道示と略称する)の基準式(ウェブの曲げ座屈強度は解 8.4.2 式と解 8.4.4 式、フランジの水平座屈強度は参、Ⅲ, 11 式)を

* 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

比較することによって、プレートガーダーの設計・製作を適正化するための一つの方向づけをも与えようとするものである。

2. 実験系列

曲げモーメントを受ける鉛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強度が、おもに①ウェブパネルの形状、②使用材料および③圧縮フランジの剛性および横構間隔とその支持条件の影響を受けることは衆知のとおりであるが、④残留応力および初期変形などの初期不整によってどのような影響を受けるかに関しては、いまだあいまいな状態のままとなっている。本研究は④に力点をおき、Table 1 に示す系列で実験的に検討したものである。なお、本研究では、上記①～④の影響因子のうち①に関しては、ウェブの幅厚比 (β) の標準を 130 とし、130~300 の範囲で 4 種類とし、ウェブの縦横比 (α) は 1 を標準とし、参考までに 2 についても検討してみた。②の使用材料に関しては、軟鋼 (SM 41 B)、50 キロ級高張力鋼 (SM 50 B) および 60 キロ級高張力鋼 (SM 58 Q および SM 58 N) の 3 種類とし

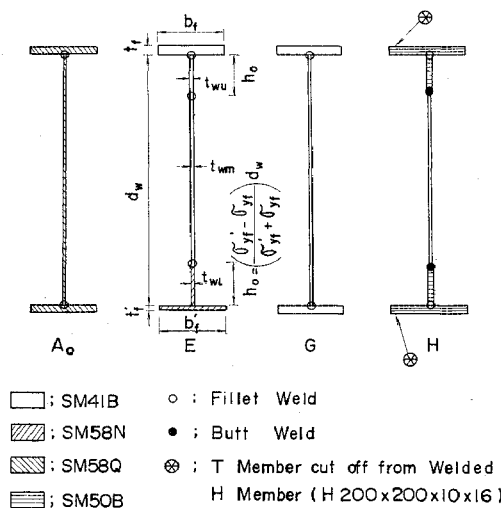
た。これらの材料を用いたプレートガーダーのウェブの座屈パラメーター $\psi(=\beta \cdot \sqrt{\sigma_{yw}/E})$ 、 σ_{yw} はウェブの降伏点、 E はヤング係数は、 $\beta=130\sim300$ に対して 4.6~11.4 となる。また、ウェブの圧縮縁応力 (σ_c) と引張縁応力 (σ_t) の比 $C(=\sigma_t/\sigma_c)$ は、-1.0 と -1.7 の 2 種類とした。 $C=-1.0$ 桁の断面型式は A_Q, G および H であり、 $C=-1.7$ のそれは E である。③に関しては、圧縮フランジのねじれ剛性をそれぞれの断面型式 (A_Q, E, G および H タイプ) に応じて 4 種類とし、横構間隔 (L) は、表に示すように 6 種類とした。横方向の支持条件は載荷点のすべての位置に横倒れ防止板を設置する方式とした。また、鉛直補剛材の断面 2 次モーメントは、文献 1) のせん断試験体と同様 133 cm⁴ を標準とし、11 cm⁴ のものも参考までに実施した。

④の初期不整に関しては、文献 1) の製作条件と同様、 X_1, X_2, Y_1 および Y_2 の合計 4 種類とし、 Y_1 を標準条件とした。 Y_1 および Y_2 は、本溶接後スポット・ヒーティングによって所定の初期変形が得られるように製作したもので、 X_1 および X_2 は所定の初期変形を得るため、発生しようとするウェブの面外変形を拘束治具によって制御しながら製作したものである。 Y および X

Table 1 Test Series

Fabricating Conditions α	β L (m)	130				170		200	300
		X_1	X_2	Y_1	Y_2	Y_1	Y_2	Y_1	Y_1
1.00	0.79	A _Q , G	A _Q , E, G	A _Q , E, G, H	A _Q , E, G	—	—	—	—
	1.50	—	—	E*	—	G	G	E, H	—
	2.80	—	—	—	—	—	—	—	E
	5.60	—	—	—	—	—	—	E,	—
	7.00	—	—	—	—	—	—	E,	—
2.00	1.58	—	—	E, H	—	—	—	—	

Remark: Standard of I_s is 133 cm⁴, however I_s of * mark is 11 cm⁴



の添字 1 はウェブの最大初期変形量 ($\sigma_{\delta_{max}}$) を $t_w/3$ (t_w はウェブ厚、本実験では 6 mm に統一) 以内に収まるように制御したもので、添字 2 は、 $\sigma_{\delta_{max}}$ が t_w 程度生ずるように配慮したものである。これらの製作系列のうち橋梁メーカーなどで多く行われているものは Y_1 のみであって、ほかの系列はあくまで本研究目的に必要なため意識的に考案実施したものである。また、本実験では、桁のそりによるフランジの曲り変形がほとんど生じないように製作し、この影響が入らないよう十分注意した。以上の影響因子を考慮して試験体の断面形状を決定した。

桁の断面型式は、Table 1 の付図に示すように A_Q, E, G および H の 4 タイプとした。A_Q タイプは全断面 SM 58 Q よりなるもので、G タイプは全断面 SM 41 B を使用したもっとも一般的な形式である。E タイプは応力除去焼鈍を施した溶接 T 形材 (SM 41 B) と同様の処理を施した溶接 T 形材 (SM 58 N) をウェブ (SM 41 B) で突合せ溶接した異種混成桁である。なお、E タイプに使用した T 形材のウェブ高さ (h_o) は、文献 1) と同様の主旨に沿って Table 1 の付図に示す計算式により決定した。H タイプは、SM 50 B を使用した CUT-T 桁であり、フランジのねじれ剛性の影響を検討するためのものである。

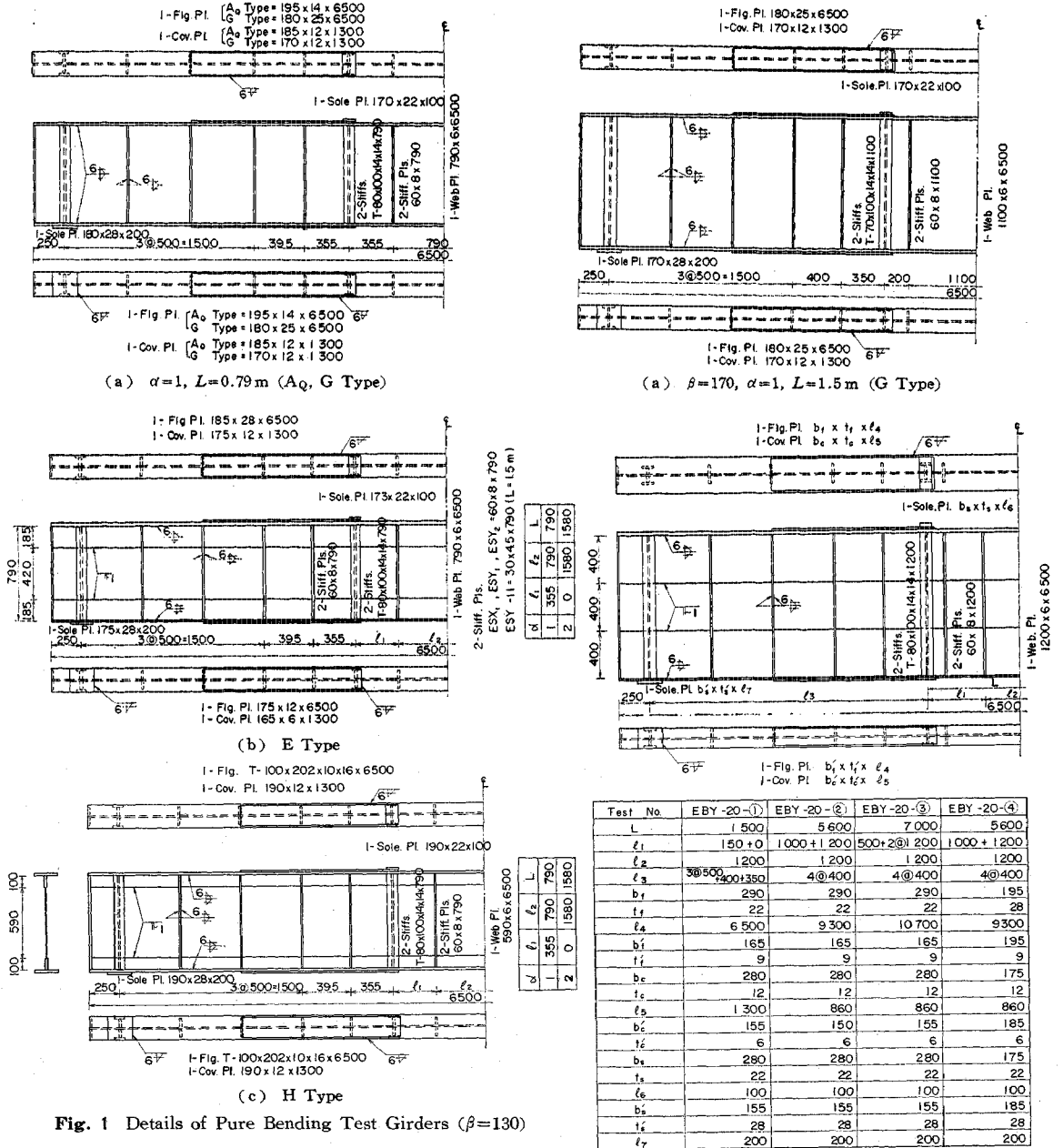


Fig. 1 Details of Pure Bending Test Girders ($\beta=130$)

3. 試験体

本研究の主目的である初期不整と座屈および崩壊強度の因果関係を検討する場合、実際の桁に内在する初期不整を忠実に再現するために、実際のものにてできるだけ近い試験体形状とするのが望ましい。しかし、試験機の能力によって試験体形状は制限され、本研究では、やむをえず道示に定められている最小板厚 (8 mm) より若干薄い 6 mm 厚の鋼板をウェブに用いることとした。

本実験に供した試験体の形状を Fig. 1 および Fig. 2

(b) $\beta=200, \alpha=1$ (E Type)

に示す。Fig. 1 は $\beta=130$ の標準試験体で、Fig. 2 は $\beta=170, 200$ および 300 のものである。試験体のせん断パネルには、カバープレートおよび鉛直補剛材を設けることによって、試験体の座屈、崩壊が試験パネルおよびサイドパネルを含む純曲げモーメント領域で生ずるように配慮した。中間鉛直補剛材は、2. で述べた剛性が得られるようにウェブの両面に取り付け、荷重集中点の補剛材は、載荷実験時に荷重集中点に設置される横倒れ防止板のローラーとの接触を良好にするため、T形材を使

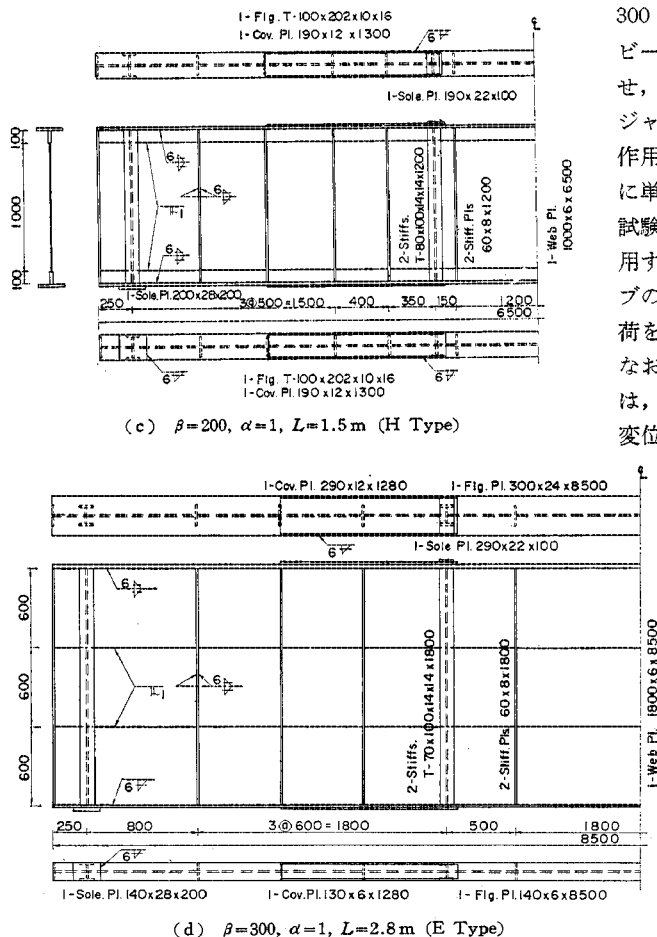


Fig. 2 Details of Pure Bending Test Girders ($\beta=170, 200$ and 300)

用し、そのフランジ面がウェブの外側になるように取り付け付けた。なお、その断面積は道示¹⁰⁾の基準(条項 8.7.1)にしたがって決定した。本試験体の残留応力は文献 1)のせん断試験体のそれと同様、残留応力試験結果より間接的に求める方法によっており、したがって、本試験体の製作は文献 1)で作られた残留応力試験体とまったく同様の工法・条件のもとに実施し、製作によるばらつきが極力少なくなるように、十分な管理のもとに製作した。また、本試験体に供した材料の機械的性質のうちの降伏点を Table 4 の実験結果にまとめて示す。

4. 実験方法

純曲げ試験体の残留応力は、文献 1)の残留応力実験結果より間接的に求め、この残留応力および個々の試験体で直接測定した初期変形などの初期不整と純曲げ座屈、崩壊強度の因果関係を検討するという方針に沿って実験を行った。

実験は、スパン (l) が 6 m 以下の場合、

300 t 構造物試験機によって、Fig. 3 に示すように載荷ビームを介して試験パネルに純曲げモーメントを作用させ、 $l > 6$ m のものは Photo 1 に示すように、200 t ジャッキ 2 基を用いて試験パネルに純曲げモーメントを作用させた。各載荷点と試験体の支持条件は、桁長方向に単純支持とし、荷重集中点に設置した横倒れ防止板と試験体の支持条件は、面内荷重が正常に試験パネルに作用するように桁高方向に単純支持とした。載荷は、ウェブの線形座屈計算値の 1/3 の荷重まで、2, 3 回の予備載荷を繰り返し、試験体が安定した後、本載荷を行った。なお、荷重段階は 5 t を原則とした。変位およびひずみは、Fig. 4 に示す位置で各荷重段階ごとに測定した。変位は、ストローク 50 mm、精度 1/200 mm の摺動形変位計により、また、ひずみは、ゲージ長 6 mm の単軸ワイヤーストレンゲージを介して、多点デジタルひずみ計により測定した。



Photo 1
Test Method
under Pure
Bending

5. 実験結果および考察

(1) 初期不整

純曲げ試験体の試験パネルの初期変形およびスポット・ヒーティング位置を Table 2(1) および Table 2(2) に示す。同表より、初期変形は 2, 3 体を除いて、一方向に半波の波形を呈していることがわかる。なお、同表には崩壊時のたわみ分布も併示した。また、文献 1)

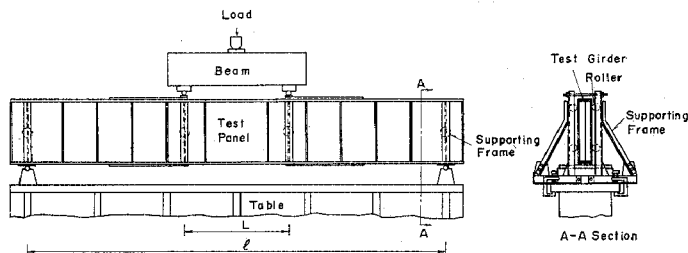


Fig. 3 Test Method under Pure Bending

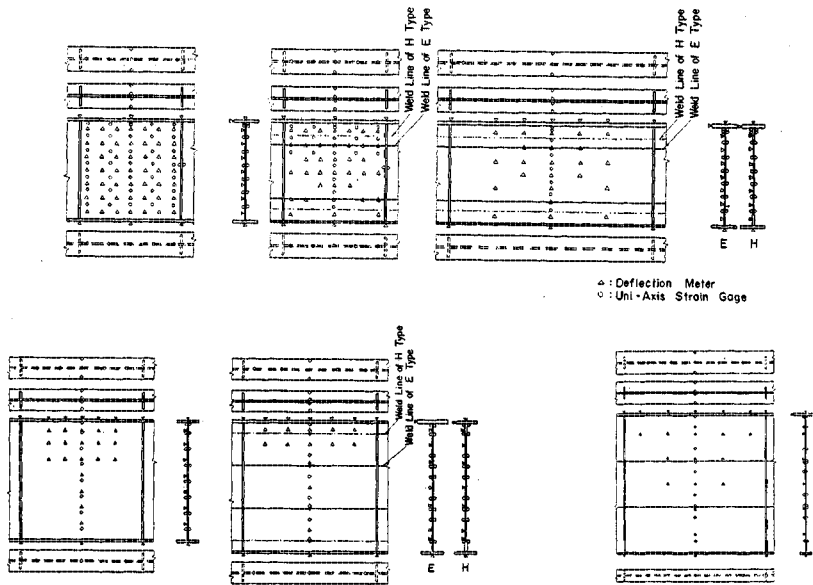


Fig. 4 Points of Strain and Deflection Measurements

Table 2 Initial Deflections, Spot Heating Points and Deflections at Collapse of Web Panels for Pure Bending

Tests (1)				Tests (2)			
Test No.	Initial Deflection	Spot Heating Point	Deflection at Collapse	Test No.	Initial Deflection	Spot Heating Point	Deflection at Collapse
A ₀ BX ₁				E BY ₁ -11			
A ₀ BX ₂				E BY ₁ -2			
A ₀ BY ₁				GBY ₁ -17			
A ₀ BY ₂				GBY ₂ -17			
E BX ₂				E BY ₁ -20-①			
E BY ₁				E BY ₁ -20-②			
E BY ₂				E BY ₁ -20-③			
GBX ₁				E BY ₁ -20-④			
GBX ₂				E BY ₁ -30			
GBY ₁							
GBY ₂							

Table 3 Initial Imperfections

Test No.	σ_{rw}/σ_{yw}	σ_{rf}/σ_{yf}	$o\delta_{max}/t_w$
A ₀ BX ₁	-0.05	-0.15	0.97
A ₀ BX ₂	0.10	-0.25	1.15
A ₀ BY ₁	0.0	-0.40	0.16
A ₀ BY ₂	0.18	-0.37	0.30
EBX ₂	0.25	-0.25	0.82
EBY ₁	0.30	-0.25	0.50
EBY ₂	0.40	-0.28	0.82
GBX ₁	-0.22	-0.15	0.40
GBX ₂	0.25	-0.25	0.95
GBY ₁	0.20	-0.40	0.23
GBY ₂	0.50	-0.55	0.81
EBY ₁ -11	-0.20	-0.15	0.22
EBY ₁ -2	0.18	-0.20	0.28
GBY ₁ -17	-0.20	-0.15	0.24
GBY ₂ -17	-0.10	-0.25	1.03
EBY ₁ -20-①	0.50	-0.25	0.30
EBY ₁ -20-②	0.65	-0.30	0.74
EBY ₁ -20-③	0.70	-0.35	0.25
EBY ₁ -20-④	0.70	-0.35	0.48
EBY ₁ -30	0.70	-0.35	0.30

の残留応力実験結果からせん断試験体の残留応力を求めたとまったく同一の方法で求めた純曲げ試験体の残留応力、および Table 2(1) と Table 2(2) より得られる最大初期変形量などの初期不整量を Table 3 に示す。Table 3 より、最大初期変形量は、Y₁ の製作条件のものでも $t_w/3$ 以内に必ずしも収まっていないものもあり、また、Y₂ のものでも t_w 程度生じていない試験体もあり、必ずしも当初の計画どおりの初期変形量が得られていないことがわかる。そこで、初期変形量は、製作条件の系列に基準をおかず、あくまでも実測値を本研究の対象として、このような初期不整を試験パネルに有するプレートガーダーに、純曲げモーメントが作用した場合の、座屈および崩壊強度について検討することとした。

(2) 純曲げ座屈および崩壊強度

純曲げモーメントを受けるプレートガーダーのウェブの座屈強度を実験的に推定する方法は、吉識¹¹⁾が理論的に証明し、かつ実験的に検証した $P-\delta^2$ 法、そのほかに $P-\delta$ 法、 $P-\epsilon_f$ 法 (ϵ_f はフランジのひずみ) などがある。これらの方法はいずれも、鋼桁の受ける応力状態が、ウェブの座屈前後で急変する性質をうまく利用した座屈強度推定法として、それぞれ意義あるものと考えられる。これらの推定法のうち、いずれが適切かについて、2~3 の試験体で検討してみると、Fig. 5 のようになる。Fig. 5(1) は A₀BY₁、Fig. 5(2) は GBY₁-17 に対する (a) $P-\delta$ 線図、(b) $P-\epsilon_f$ 線図および (c) $P-\delta^2$ 線図を示したものである。これらの図よりおのおの方法によって座屈荷重を推定すると、Fig. 5(1) では、(a) $P_{cr}=110$ t、(b) $P_{cr}=120$ t、(c) $P_{cr}=110$ t となる。同様にして、Fig. 5(2)

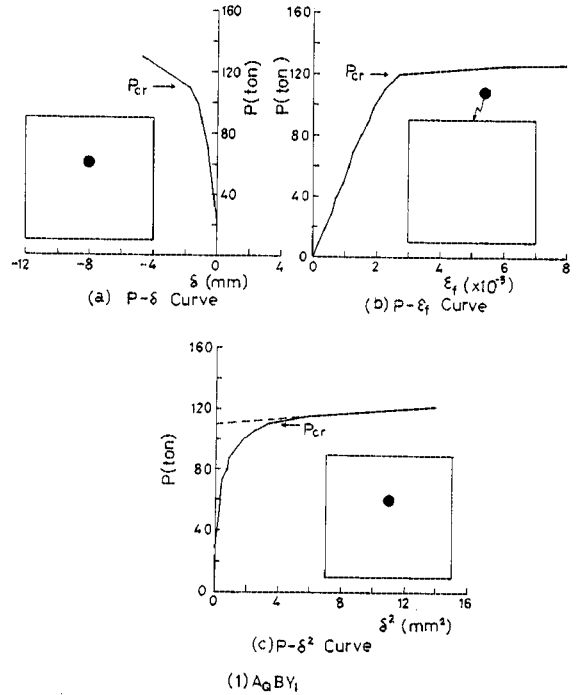
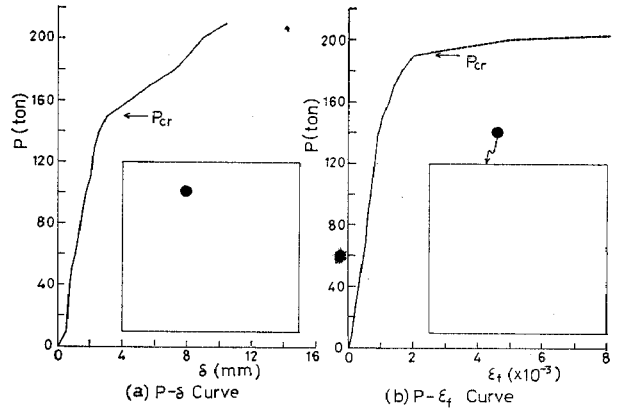
(1) A₀BY₁(2) GBY₁-17

Fig. 5 Methods for Estimating Buckling Load in Web Panel

では、(a) $P_{cr}=150$ t, (b) $P_{cr}=190$ t, (c) $P_{cr}=135$ t となる。これらの結果より、いずれの方法を用いても、 P_{cr} を完全に客観的に推定することは困難のようである。特に、 $P-\epsilon_f$ 法は、フランジが塑性域に入り始める荷重と見誤る可能性があるため適切とは思われない。しかしながら、 $P-\delta$ 法および $P-\delta^2$ 法はその危険性が少なく、しかも、このいずれの方法によっても P_{cr} に大きな相異を生じないが、 $P-\delta^2$ 法によるほうが、座屈後の直線性を明確に把握されるという点で $P-\delta$ 法より客観性があると思われる。そこで、本実験でも文献 1) のせん断力を受けるプレートガーダーの座屈荷重を推定したと同様、 $P-\delta^2$ 法によって曲げ座屈荷重を推定した。このように座屈荷重の推定法を統一することによって、曲げとせん断が別個に作用する場合のそれぞれの断面力に対する座屈強度を同一レベルで議論することが可能となる。さらに、別途に予定している曲げとせん断が同時

に作用する場合のウェブの座屈荷重も同様の $P-\delta^2$ 法により推定すれば、プレートガーダーが各種の外力を受ける場合の相互作用効果に関しても同一レベルで評価することが可能となる。このようにして得られた座屈強度は、実際に多く行われている工法・条件で製作された実橋に内在する初期不整の影響を盛り込んだものであり、プレートガーダーのより安全な強度設計を行う上で、きわめて重要なものと考えられる。Fig. 6 に純曲げモーメントを受けるプレートガーダーのウェブの座屈強度を推定した $P-\delta^2$ 線図の典型的なものを示す。図中、 P と δ^2 の関係は、座屈波形の成長が開始した●印の位置に関して示した。

次に、純曲げモーメントを受けるプレートガーダーのウェブの座屈および崩壊性状について述べる。Fig. 7 はウェブの初期変形を考慮した面外付加変形状況、Fig. 8 はウェブおよびフランジの桁長方向ひずみの進展状況を示したものである。Fig. 7 より、荷重の増加に伴って生ずるウェブの付加変形は、すべての試験体で初期変形と同一方向に生ずる傾向が顕著に認められる。このような現象は、せん断力のみを受ける場合には認められなかったもので、純曲げモーメントを受けるプレートガーダーのウェブの座屈性状が初期変形によって大きく支配されることを示しているといえよう。ただし、本実験に供した試験体の初期変形のモードがほとんど半波であり、このモード自体が座屈モードと酷似していることが、このように初期変形によって座屈強度が支配される要因になっているとも考えられる。初期変形の波形が1波、あるいはさらに複雑なモードになると、座屈性状が単に初期変形によって支配されるかどうかという問題については、本実験の範囲内では、残念ながら考察することはできなかった。Fig. 8 より、ウェブの表裏面のひずみの差が、 $P-\delta^2$ 法によって推定した座屈荷重 (P_{cr}) 前後で急激に大きくなる傾向が認められる。また、ウェブの座屈後、ウェブのひずみ分布の線形性が極端に乱れ、特に曲げ座屈波形が成長するウェブ断面では、応力欠損状態となり、逆に圧縮フランジの応力負担が大きくなる傾向が認められる。このようにウェブの応力欠損によって桁の崩壊強度は低下する²⁾ものと考えられるが、その定量的な考察は、本研究のみでは残念ながら明らかにすることができなかった。

さらに同図より、フランジの表裏面のフランジ幅方向のひずみ分布の変化から、プレートガーダーの崩壊が圧縮フランジの水平座屈によるものであるか、あるいはねじれ座屈に基因して生じているもの

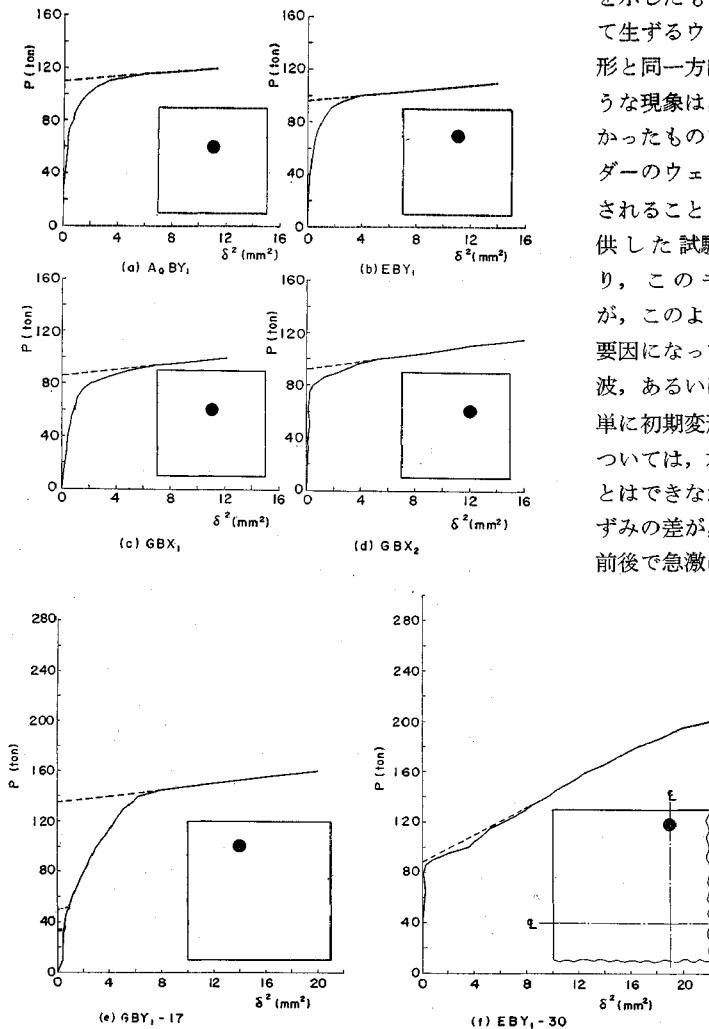


Fig. 6 $P-\delta^2$ Curves

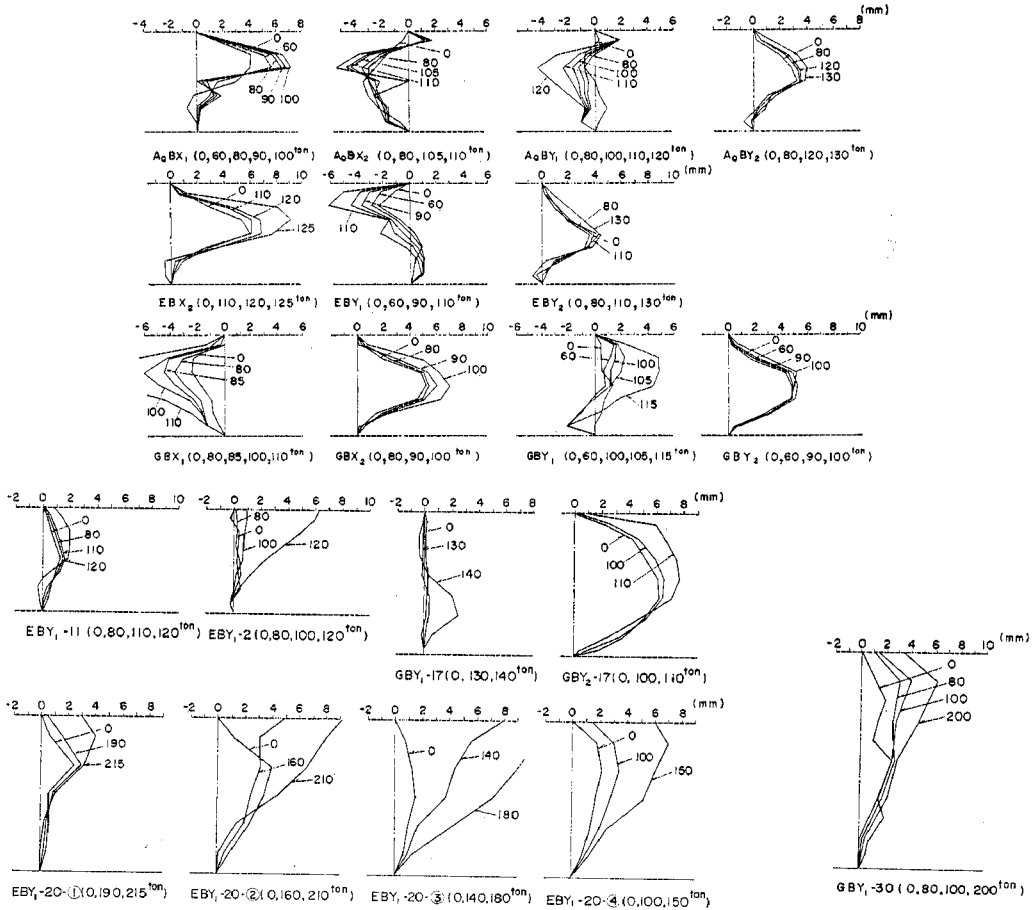


Fig. 7 Initial and Additional Distributions of Web Deflections

であるかを判定することができる。なお、本実験によるフランジの座屈モードは、前述のごとく圧縮フランジの水平座屈とねじれ座屈の2種類であって、垂直座屈は生じていない。以上の純曲げ実験結果より、試験体の諸元および座屈、崩壊強度をまとめて示すと Table 4(1) および Table 4(2) のようになる。Table 4(1) および 4(2) において異種混成材よりなる E タイプのウェブの座屈パラメーター (ψ) は、せん断座屈に対して行ったと同様、ウェブ中央部の材料で代表させて求め、 ψ と座屈強度の関係をせん断および曲げの両者で同一レベルで評価できるように配慮した。また、 Z_{cr}^e および Z_u^e は、載荷試験体のせん断スパンに相当し、これと載荷荷重より M_{cro}^e および M_{uo}^e を求めた。Table 3, Table 4(1) および Table 4(2) より、ウェブの純曲げ座屈強度と残留応力の関係を、初期変形、座屈パラメーターおよび縁応力比をパラメーターとしてとりまとめて図示すると、Fig. 9 の実験点のようになる。Fig. 9 より、特に $C = -1.7$ の実験点にばらつきが認められ、しかも総じて実験点の点数もあまり十分ではなく、その意味で若干

問題があると思われる。そこで少々強引ではあるが、純曲げ座屈強度とウェブの残留応力の関係をウェブの初期変形量をパラメーターとして $C = -1.0$ のみについて示すと、図中の破線および実線のように表わされる。なお、ここで破線および実線を直線ではなしに曲線で示したのは、純曲げ座屈強度とウェブの残留応力の関係には均衡点があるとの事実¹²⁾に基づいて、あえて2次曲線で示したものである。Fig. 9 より明らかなように、ウェブの純曲げ座屈強度は、当然のことながら座屈パラメーターおよび縁応力比が小さくなるにつれて大きくなる傾向が認められる。さらに、ウェブの圧縮残留応力の絶対値が大きくなるにつれて、また、ウェブの初期変形量が大きくなるにつれて、ウェブの純曲げ座屈強度は低下する傾向が認められる。しかし、Fig. 9 のみではこのような初期不整の影響が、弾性座屈領域あるいは非弾性座屈領域のいずれの領域で大きいのか、あるいは一方の領域のみで生ずるのかは判然としない。そこで、明らかに弾性域で座屈していると考えられるウェブの幅厚比 (β) の大きなもの、たとえば GBY_1-17 , GBY_2-17 および

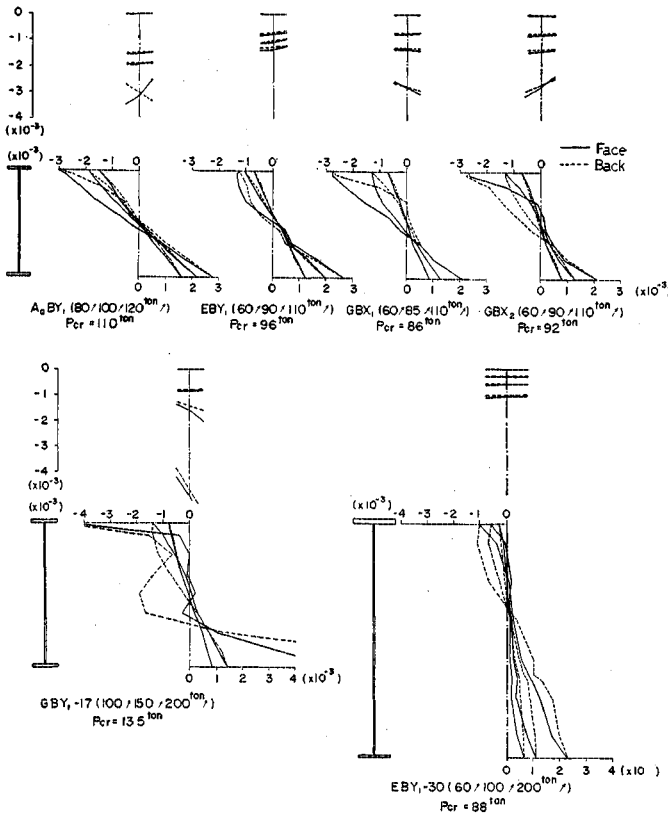


Fig. 8 Normal Strain Distributions of Test Girders under Pure Bending

C	ψ	4.7	6.7	7.2	7.5	11.4
-1.0	○	○	○	○		
-1.7	●				●	▼

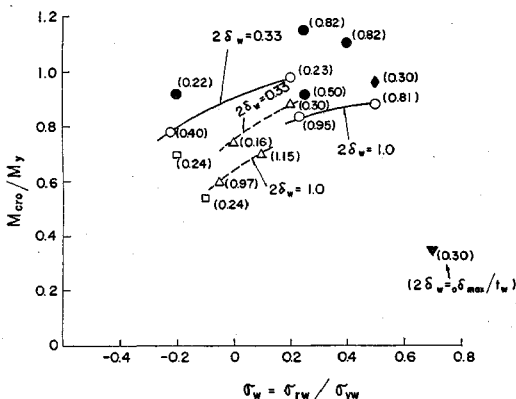


Fig. 9 Correlation between Web Buckling Strength in Pure Moment and Web Initial Imperfections
EBY_r-30 の座屈強度で比較してみると、実験値は上下端固定左右端単純支持の線形座屈理論値と約 10% 程度の誤差の範囲に収まっている。そこで、弾性座屈領域における純曲げ座屈強度は、線形座屈理論式を基礎とし、

一方、非弾性座屈領域におけるそれは ψ に対して直線式で近似して、初期不整の影響を考慮した実験式を選点法によって求めると、 $4.6 \leq \psi \leq 11.4$, $1 \leq \alpha \leq 2$, $-0.2 \leq \sigma_w (= \sigma_{rw} / \sigma_{yw}) \leq 0.7$, $0 \leq 2\delta_w (= \delta_{max} / t_w) \leq 1.0$ の条件下で、実験式は以下のように与えられる。

(i) $C (= \sigma_t / \sigma_c) = -1.0$ の場合
 $\psi_0 < \psi$ (弾性域) のとき、 $k_b = 39.5$ ととり、

$$M_{cro} / M_y = 39.5 \pi^2 (1 - 0.03 \delta_w) / \{12(1 - \mu^2) \psi^2\} \dots \dots \dots (1)$$

4.6 < $\psi \leq \psi_0$ (非弾性域) のとき、
 $M_{cro} / M_y = 1.12 \{ (1.46 - 0.12 \psi) \cdot (\delta_w - 1) \sigma_w^2 + (0.060 \delta_w + 0.51) \sigma_w + (1.08 - 0.54 \delta_w - 0.019 \psi) \}$ (2)

となる。一方、

(ii) $C = -1.7$ の場合
1.26 $\psi_0 < \psi$ (弾性域) のとき、
 $M_{cro} / M_y = 39.5 \pi^2 (1 - 0.03 \delta_w) / \{12(1 - \mu^2) (\psi / 1.26)^2\} \dots \dots \dots (3)$

4.6 < $\psi \leq 1.26 \psi_0$ (非弾性域) のとき、
 $M_{cro} / M_y = 1.12 \{ (1.46 - 0.095 \psi) \cdot (\delta_w - 1) \sigma_w^2 + (0.060 \delta_w + 0.51) \sigma_w + (1.08 - 0.54 \delta_w - 0.015 \psi) \}$ (4)

で与えられる。さらに、式 (1) と式 (2) を等しくおくことによって、 ψ_0 は式 (5) のように求まる。

$$\psi_0 = 2 \sqrt{-u} \cos [3 \pi / 4 + \{ \cos^{-1} (v / u \sqrt{-u}) \} / 3] - j / 3 \dots \dots \dots (5)$$

ただし、

$$u = -(j/3)^2$$

$$v = j^3 / 27 + g / 2$$

$$j = \{ 1.46(\delta_w - 1) \sigma_w^2 + (0.060 \delta_w + 0.51) \sigma_w - 0.54 \delta_w + 1.08 \} / \{ -0.12(\delta_w - 1) \sigma_w^2 - 0.019 \}$$

$$g = \{ -31.8(1 - 0.03 \delta_w) \} / \{ -0.12(\delta_w - 1) \sigma_w^2 - 0.019 \}$$

以上のようにして得られた実験式を、座屈強度と座屈パラメータの関係で図示し、さらに、実験値と比較して示すと、Fig. 10~12 のようになる。これらの図より、 $C (= \sigma_t / \sigma_c) = -1.0$ の場合のウェブの座屈実験式は、実験値を 10% 程度の誤差内で推定可能であり、 $C = -1.7$ の場合のウェブの座屈実験式は、特に誤差の大きい非弾性域においても、実験値を最大 15% 程度の誤差で評価可能であることがわかる。

次に、純曲げモーメントを受けるプレートガーダーの

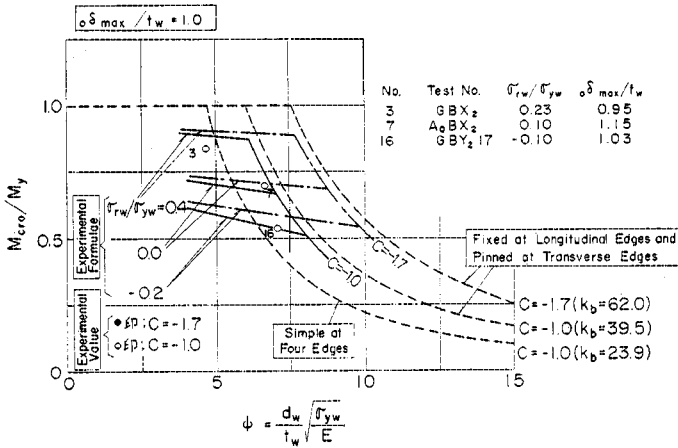


Fig. 12 Relation between Experimental Formulae and Values for Web Buckling Strength in Pure Moment ($\sigma_{\delta_{max}}/t_w=1.0$)

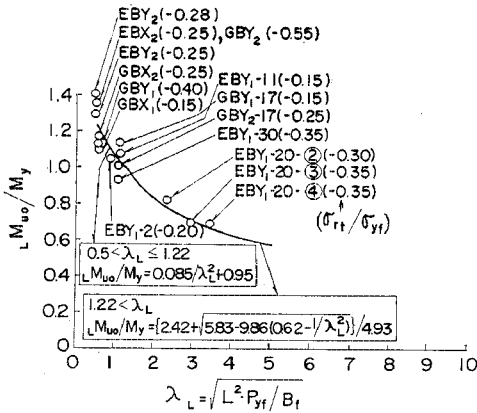


Fig. 13 Correlation between Lateral Buckling Strength of Compression Flange and λ_L in Pure Moment

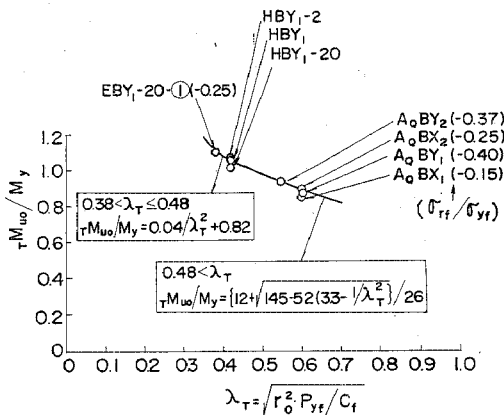


Fig. 14 Correlation between Torsional Buckling Strength of Compression Flange and λ_T in Pure Moment

崩壊強度について述べる。本実験での純曲げ崩壊モードは、前述のごとく圧縮フランジの水平座屈とねじれ座屈の2種類に限られていた。これらの崩壊モードの典型的なものを **Photo 2** および **Photo 3** に示す。そこで、崩壊モーメントと棒理論¹³⁾によるフランジ剛度 (λ_L および λ_T) の関係を崩壊モード別に示すと、水平座屈に対しては **Fig. 13**、ねじれ座屈に対しては **Fig. 14** のようになる。これらの図から選点法によって、それぞれの崩壊モード別の強度は、以下に示す式で与えられる。

(iii) 水平座屈に関して、

1.22 < λ_L の場合

$$L M_{uo}/M_y = [2.42 + \{5.85 - 9.86 \cdot (0.62 - 1/\lambda_L^2)\}^{1/2}] / 4.93 \dots (6)$$

0.50 < $\lambda_L \leq 1.22$ の場合

$$L M_{uo}/M_y = 0.085/\lambda_L^2 + 0.95 \dots (7)$$

(iv) ねじれ座屈に関して、

0.48 < λ_T の場合

$$T M_{uo}/M_y = [12 + \{145 - 52(3.3 - 1/\lambda_T^2)\}^{1/2}] / 26 \dots (8)$$

0.35 < $\lambda_T \leq 0.48$ の場合

$$T M_{uo}/M_y = 0.040/\lambda_T^2 + 0.82 \dots (9)$$

となる。これらの結果のうち特に注目される現象は、**Fig. 14** に示す数体の試験体が、圧縮フランジの幅厚比 ($b_f/2t_f$) を現行基準 (条項 3.2.2) の範囲内で設計・製作したにもかかわらず、桁の降伏モーメント (M_y) に達する以前にフランジのねじれ座屈によって崩壊していることである。この原因は、ウェブの局部座屈が M_y より相当低いモーメントで生じたため、圧縮フランジは降伏応力に達していても、桁全体の崩壊モーメントが M_y 以下であったことによると考えられる。また、式 (6)~(9) では、フランジの残留応力と純曲げ崩壊強度の関係も考慮するよう試みたが、フランジの残留応力のばらつきが大きく、残念ながら今回はその影響をウェブの残留応力と座屈強度の関係のように図示することができなかった。しかしながら、これらの崩壊強度実験式は、以下の条件下では実験値を最大 10% 程度の誤差で推定可能である。① $0 \leq \delta_w (= \sigma_{\delta_{max}}/t_w) \leq 0.5$, $\sigma_{\delta_{fx}} = \sigma_{\delta_{fy}} = 0$ ($\sigma_{\delta_{fx}}$ および $\sigma_{\delta_{fy}}$ は圧縮フランジの面外最大初期変形量および面内最大初期変形量である), ② $-0.2 \leq \delta_w (= \sigma_{rw}/\sigma_{yw}) \leq 0.7$, $-0.6 \leq \sigma_f (= \sigma_{rf}/\sigma_{yf}) \leq -0.1$, ③ $1 \leq \alpha \leq 2$, ④ 水平座屈の場合, $4.6 \leq \psi \leq 11.4$, ねじれ座屈の場合, $5.5 \leq \psi \leq 7.0$, ⑤ $C = -1.0$ および -1.7 .

以上のように純曲げモーメントを受けるプレートガーダーの崩壊強度は、これまで特に上述の因子によってか

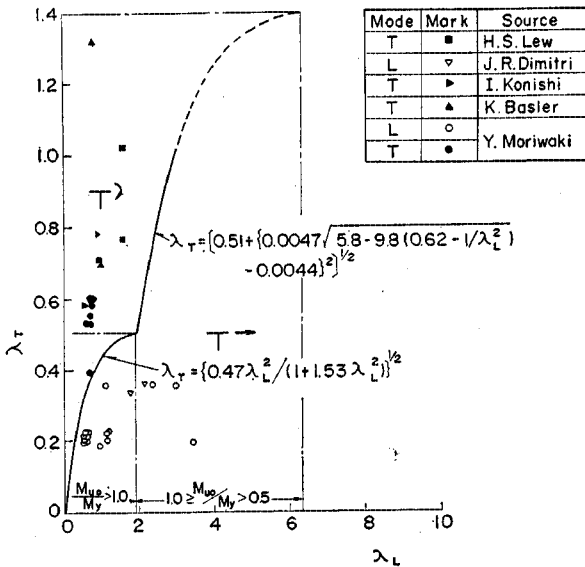


Fig. 15 Boundary between Lateral and Torsional Buckling in Pure Moment

なり影響を受けると一般にいわれていたが、本実験式のように、棒理論に基づく座屈パラメーター (λ_L あるいは λ_T) でとりまとめることによって 10% 程度の誤差で実験値を評価可能なことが明らかとなった。しかし、この場合、圧縮フランジの座屈パラメーターによって 2 種類の崩壊モードのいずれかで崩壊する。圧縮フランジが水平座屈とねじれ座屈のいずれで崩壊するかの限界式は、 $L M_{uo}/M_y$ と $T M_{uo}/M_y$ を等しいとおくことによって、以下のように与えられる。

0.5 < M_{uo}/M_y ≤ 1.0 の場合

$$\lambda_T = [0.51 + \{0.0047 \sqrt{58 - 9.8(0.62 - 1/\lambda_L^2)} - 0.0044\}^2]^{-1/2} \dots \dots \dots (10)$$

1.0 < M_{uo}/M_y の場合

$$\lambda_T = \{0.47 \lambda_L^2 / (1 + 1.53 \lambda_L^2)\}^{1/2} \dots \dots \dots (11)$$

この崩壊モードの限界式と本実験値と、文献 5)、14) ~16) の実験値とを比較してみると Fig. 15 のようになる。ところで Basler の提案した曲げ崩壊モードに関する限界式²⁾と本実験値とを比較すると、Basler の提案式で水平座屈するプロポーションのものでも、本実験ではねじれ座屈を生じたものが一部認められた。また、Basler の提案式はその崩壊が降伏モーメント以下で生ずるものだけに限られているが、本実験より得られた崩壊モードの限界式は、降伏モーメント以下はもちろん、降伏モーメント以上の崩壊に関しても、実験値と良好な一致を示すことがわかる。

(3) 実験式と設計基準の比較

文献 1) のせん断力を受ける場合の実験式の比較は、もっとも身近な道示を対象としてなされた。そこで、本

報告も道示と本実験式の相関性について比較するにとどめる。

Fig. 9~11 より、 $\alpha=1$ および 2, $4.6 \leq \psi \leq 11.4$, $C = -1.0$ および -1.7 のパネルディメンジョンをもつウェブ両面に十分剛な鉛直補剛材を有するプレートガーダーが、純曲げモーメントを受ける場合のウェブの座屈強度について、実験式と道示の基準式 (解 8.4.2 式と解 8.4.4 式) を比較してみる。まず、弾性座屈領域における実験式は、現行基準式より相当高くなる。したがって、現行基準式はきわめて安全側にあるといえよう。一方、非弾性座屈領域では、初期不整の大きさによって、実験式が基準式より下回るケースもある。特に、Fig. 12 に示すように、ウェブ厚と同程度の初期変形があり、かつ圧縮残留応力がウェブに内在している場合には、ウェブの局部座屈強度が現行基準を明らかに下回る。したがって、プレートガーダーにはこのような初期不整量が生じないように製作することが肝要と考えられる。

次に、崩壊強度に関して実験式と基準式を比較してみる。圧縮フランジの水平座屈に対する実験式の座屈パラメーターと現行基準式のそれが異なるので、表で比較してみると Table 5 のようになる。同表より現行基準 (参 III. 11 式) の水平座屈パラメーター (λ^*) が 0.2 以下の場合には、実験式は現行基準式より 10%~30% 高

Table 5 Comparison between Experimental Values with Lateral Buckling Mode and Japanese Standard Specifications under Pure Bending

Test No.	ψ	C	λ	$L M_{uo}^e / M_y$	$L M_{uo}^f / M_y$	$L M_{uo}^g / M_y$	$L M_{uo}^h / M_y$
EBX ₂	4.86	-1.7	0.187	1.340	1.235	1.000	1.235
EBY ₁	4.56	-1.7	0.189	1.289	1.233	1.000	1.233
EBY ₂	4.56	-1.7	0.188	1.417	1.233	1.000	1.233
GBX ₁	4.61	-1.0	0.194	1.094	1.219	1.000	1.219
GBX ₂	4.82	-1.0	0.196	1.164	1.214	1.000	1.214
GBY ₁	4.94	-1.0	0.195	1.124	1.218	1.000	1.218
GBY ₂	4.78	-1.0	0.194	1.353	1.222	1.000	1.222
EBY ₁₋₁₁	4.93	-1.7	0.396	1.030	1.040	0.919	1.132
EBY ₁₋₂	5.53	-1.7	0.386	1.063	1.016	0.923	1.101
GBY ₁₋₁₇	7.14	-1.0	0.407	1.120	1.020	0.915	1.115
GBY ₂₋₁₇	7.16	-1.0	0.408	1.000	1.020	0.914	1.116
EBY _{1-20-②}	8.58	-1.7	0.815	0.810	0.738	0.747	0.988
EBY _{1-20-③}	8.46	-1.7	1.019	0.681	0.678	0.663	1.023
EBY _{1-20-④}	7.51	-1.7	1.212	0.695	0.643	0.583	1.103
EBY ₁₋₃₀	11.37	-1.7	4.00	0.914	1.018	0.918	1.109

Remarks: $\psi = (d_w/t_w) \sqrt{\sigma_{yw}/E}$

$C = \alpha / \sigma_c$

$$\lambda = \frac{2}{\pi} \sqrt{3 + \frac{A_w}{2A_c}} \left(\frac{L}{b_f} \right) \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$$

$L M_{uo}^e$ = Experimental Lateral Buckling Moment

$L M_{uo}^f$ = Lateral Buckling Moment Calculated by Experimental Formula

$L M_{uo}^g$ = Lateral Buckling Moment Calculated by Japanese Standard Specifications for Highway Bridges

* λ は道路橋示方書の参 III. 11 式の α に相当する。

く、また、 $\lambda > 0.2$ の領域でも、実験式は基準式より数%高いことがわかる。したがって、水平座屈に起因する純曲げ崩壊強度は、現行基準式で十分安全と考えられる。一方、本試験体は前述のように、すべて圧縮フランジの幅厚比を現行道示(条項 3.2.2)の範囲内に収まるように設計・製作したにもかかわらず、ウェブの局部座屈が降伏モーメントよりかなり低いモーメントで生じたものは、圧縮フランジが降伏モーメント以下でねじれ座屈することによって崩壊した。この事実は、今後ウェブの座屈後強度を現行より以上期待した本格的な終局強度設計を行う場合には、圧縮フランジの幅厚比制限と、期待するウェブの座屈後強度との関連性をより明確化しなければならぬことを示唆していると考えられる。

6. あとがき

文献 1) では、プレートガーダーがわが国でも多く実施されている工法・条件によって製作される場合、フランジやウェブのごとき薄板要素に必然的に発生する初期不整量、ならびにこの初期不整を有するプレートガーダーがせん断力を受ける場合の座屈および崩壊強度について明らかにした。本研究は、文献 1) で報告したと同一工法・条件で製作したプレートガーダーが純曲げモーメントを受ける場合、座屈および崩壊強度と初期不整の因果関係を実験的に明らかにすることを目的としたものである。その結果、次の結論が得られた。

(1) $P-\delta^2$ 法によって推定したウェブの純曲げ座屈強度についての実験式は、弾性座屈領域ではウェブの座屈パラメーター (ψ)、上下縁応力比 (C) および最大初期変形量 $\delta_w (= \delta_{\max}/2t_w)$ の関数で与えられ、 $C = -1.0$ および $C = -1.7$ のいずれの場合も、上下端固定、左右端単純支持での線形座屈理論式で近似できることが明らかとなった。一方、非弾性座屈領域でのそれは、上記の三つの要因にさらに残留応力 $\sigma_w (= \sigma_{rw}/\sigma_{yw})$ を加えた因子による関数で与えられ、この場合はウェブの初期変形が大きくなるにつれ、また、ウェブの圧縮残留応力が大きいほど純曲げ座屈強度は低下する。なお、これらの実験式は、 $0 \leq \delta_{\max}/t_w \leq 1.0$ 、 $-0.2 \leq \sigma_{rw}/\sigma_{yw} \leq 0.7$ 、 $4.6 \leq \psi \leq 11.4$ 、 $-1.7 \leq C \leq -1.0$ 、 $1 \leq \alpha \leq 2$ の条件下では、最大 15% の誤差で実験値を評価することが可能である。

(2) 鋼桁の崩壊モードは、本実験の範囲 ($4.6 \leq \psi \leq 11.4$ 、 $-1.7 \leq C \leq -1.0$ 、 $0.4 \leq \lambda_L \leq 3.5$ 、 $0.35 \leq \lambda_T \leq 0.6$) 内では、圧縮フランジの水平座屈とねじれ座屈の 2 種類に限られており、垂直座屈は生じなかった。なお、その崩壊強度は、棒理論に基づくパラメーター、すなわち水平座屈モードに対しては λ_L 、ねじれ座屈モードに対しては λ_T の関数でうまく表わされ、上記モードに対して

それぞれ実験式にとりまとめえた。なお、これらの実験式は、 $0 \leq \delta_{\max}/t_w \leq 1.0$ 、 $\delta_{fx} = \delta_{fy} = 0$ 、 $-0.2 \leq \sigma_{rw}/\sigma_{yw} \leq 0.7$ 、 $-0.6 \leq \sigma_{rf}/\sigma_{yf} \leq -0.1$ 、 $4.6 \leq \psi \leq 11.4$ 、 $1 \leq \alpha \leq 2$ 、 $-1.7 \leq C \leq -1.0$ 、 $0.4 \leq \lambda_L \leq 3.5$ 、 $0.35 \leq \lambda_T \leq 0.6$ の条件下では、最大 10% の誤差でかなり精度よく実験値を追跡可能である。

(3) 得られたウェブの曲げ座屈実験式と道路橋示方書(道示)の基準式(解 8.4.2 式と解 8.4.4 式)を比較すると、ウェブの純曲げ座屈強度に関する実験式は、弾性域では現行基準式より相当高くなるが、非弾性域では、初期不整の大きさによっては現行基準式を下回るケースのあることが明らかとなった。次に崩壊強度に関して同様に比較すると、圧縮フランジの水平座屈モードに関する実験式は、現行基準式(参 III. 11 式)より数%~30% 程度高く、したがって、現行基準式で十分安全すぎるくらいであると考えられる。

最後に、本研究をとりまとめるにあたり、有益な助言をいただいた大阪大学 小松定夫教授に深甚の謝意を表す。また、実験の実施に際して協力していただいた田中悟郎君、森 修君および滝本哲四郎君にあわせて謝意を表す。

記号

- A_c : 圧縮フランジの断面積
- A_w : ウェブの断面積
- a : 鉛直補剛材間隔
- B_f : 圧縮フランジの水平曲げ剛性
- b_f : 圧縮フランジ幅
- $b_{f'}$: 引張フランジ幅
- C_f : 圧縮フランジのねじれ剛性
- C : 圧縮、引張縁応力比、 σ_t/σ_c
- d_w : ウェブ高
- E : ヤング係数
- I_{pc} : 圧縮フランジの 2 次極モーメント
- I_s : 鉛直補剛材の断面 2 次モーメント
- I_x : 桁の水平軸まわりの断面 2 次モーメント
- k_b : 板の純曲げ座屈係数
- L : 横構間隔
- l : スパン
- M_{cro} : ウェブの純曲げ座屈モーメント
- M_{uo} : 桁の純曲げ崩壊モーメント
- LM_{uo} : 圧縮フランジの水平座屈モーメント
- TM_{uo} : 圧縮フランジのねじれ座屈モーメント
- M_y : 桁の圧縮フランジが降伏点に達するモーメント
- P : 荷重
- P_{yf} : 圧縮フランジの降伏軸力

- $r_o^2 : I_{pc}/A_c$
 t_f : 圧縮フランジ厚
 $t_{f'}$: 引張フランジ厚
 t_w : ウェブ厚
 t_{wu} : 圧縮フランジ側のウェブ厚 (Eタイプ)
 t_{wm} : 中央ウェブ厚 (Eタイプ)
 t_{wl} : 引張フランジ側のウェブ厚 (Eタイプ)
 α : ウェブの縦横比, a/d_w
 β : ウェブの幅厚比, d_w/t_w
 δ : ウェブの面外付加変形量
 δ_{\max} : ウェブの面外最大初期変形量
 δ_w : $\delta_{\max}/2 t_w$
 δ_{fx} : 圧縮フランジの面外最大初期変形量
 δ_{fy} : 圧縮フランジの面内最大初期変形量
 ϵ_f : 圧縮フランジの桁軸方向ひずみ
 λ_L : $(L^2 \cdot P_{yf}/B_f)^{1/2}$
 λ_T : $(r_o^2 \cdot P_{yf}/C_f)^{1/2}$
 λ : $(2/\pi) \cdot (3 + A_w/2 A_c)^{1/2} \cdot (L/b_f) \cdot (\sigma_{yf}/E)^{1/2}$
 μ : ポアソン比
 σ_{yf} : 圧縮フランジ材の降伏点
 $\sigma_{yf'}$: 引張フランジ材の降伏点
 σ_{yw} : ウェブ材の降伏点
 σ_{ywu} : 圧縮フランジ側ウェブ材の降伏点 (Eタイプ)
 σ_{ywm} : 中央ウェブ材の降伏点 (Eタイプ)
 σ_{ywl} : 引張フランジ側ウェブ材の降伏点 (Eタイプ)
 σ_{rw} : ウェブ中央部の残留応力
 σ_{rf} : 圧縮フランジの最小残留応力
 σ_w : σ_{rw}/σ_{yw}
 σ_f : σ_{rf}/σ_{yf}
 σ_c : 圧縮縁応力
 σ_t : 引張縁応力
 ψ : $(d_w/t_w) \cdot (\sigma_{yw}/E)^{1/2}$

参 考 文 献

- 1) 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 年 5 月.
 2) Basler, K. and Thürlimann, B.: Strength of Plate Girders in Bending, Proc. of ASCE, ST 6, Vol. 87, 1961.
 3) 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), 造船協会論文集, 第 120 号, 1966 年.
 4) 福本啓士・藤原 稔・渡辺信夫：溶接 I 形部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, 第 189 号, 1971 年.
 5) Ostapenko, A. and Chern, C.: Bending Strength of Unsymmetrical Plate Girders, Fritz Eng. Laboratory Report, No. 328.8, 1970.
 6) Cooper, P.B.: Strength of Longitudinally Stiffened Plate Girders, Proc. of ASCE, ST 2, Vol. 93, 1967.
 7) Maeda, Y.: Ultimate Static Strength and Fatigue Behaviour of Longitudinally Stiffened Plate Girders in Bending, Proc. of Colloquium on Design of Plate and Box Girders for Ultimate Strength, IABSE Report, Vol. 11, 1971.
 8) 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荷力実験, 土木学会論文報告集, 第 234 号, 1975 年 2 月.
 9) Watanabe, E.: Postbuckling Analysis of Rectangular Panels with Flanges Behaving Elasto-Plasticity, Proc. of JSCE, No. 220, 1973.
 10) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説, 1973 年 2 月.
 11) 吉識雅夫：圧縮を受ける矩形平板の座屈限界の決定法の一試案, 応用力学, 第 1 巻, 第 3 号, 1948 年.
 12) 上田幸雄・山川武夫：残留応力を有する板の曲げ座屈, 関西造船協会誌, 第 125 号, 1967 年.
 13) Galambos, T.V. 著, 福本啓士・西野文雄共訳：鋼構造部材と骨組一強度と設計一, 丸善, 昭和 45 年.
 14) Dimitri, J.R. and Ostapenko, A.: Pilot Tests on the Ultimate Static Strength of Unsymmetrical Plate Girders, Fritz Eng. Laboratory Report No. 328.8, 1968.
 15) 小西一郎, ほか：プレートガーダーの耐荷力に関する理論と実験, 関西橋梁鉄骨溶接研究会, 昭和 40 年.
 16) Basler, K., Yen, B.T., Mueller, J.A. and Thürlimann, B.: Web Buckling Tests on Welded Plate Girders, Bulletin No. 63, Welding Research Council, 1963.

(1976.7.2・受付)