

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

EXPERIMENTAL STUDY ON COMBINED STRENGTH OF PLATE GIRDERS WITH INITIAL IMPERFECTIONS

藤野 真之*
By Masayuki FUJINO

1. ま え が き

橋梁構造物の基本的構造形式であるプレートガーダーは、一般に溶接によって組立てられる。この溶接施工によって、フランジやウェブのごとき薄肉構造要素には、残留応力や初期変形などの初期不整が生ずる。したがって、安全な溶接プレートガーダーを設計するうえで、これら初期不整が構造強度に及ぼす影響を明らかにすることは、きわめて重要な課題であるといえよう。これに関連して文献 1)、2) では、実際の溶接プレートガーダーの初期不整を忠実に再現するため、わが国でもっとも一般的に行われている工法・条件で製作したプレートガーダーの残留応力と初期変形の因果関係を把握し、さらにこれらの初期不整量と座屈、崩壊強度の関係を純せん断力あるいは純曲げモーメントを受ける場合について順次実験的に明らかにしてきた。本報告は、文献 1)、2) に引続いて、せん断力と曲げモーメントが同時に作用するプレートガーダーの座屈、崩壊強度と初期不整の関係を実験的に検討したものである。

プレートガーダーの座屈および崩壊強度に関する理論的あるいは実験的研究は、せん断力あるいは曲げモーメントがそれぞれ単独で作用する場合については、きわめて多数報告されている。しかしながら、プレートガーダーの座屈、崩壊挙動は、せん断、曲げおよびこれらの組合せによる三つのパターンに分類され、これらを体系的に検討したものは、きわめて少ないようである。これに関連して、Basler^{3)~5)} がおのおのの荷重条件に対する座屈および崩壊強度を多くの仮定のもとにモデル化して解析を実施し、プレートガーダーの構造強度を体系づけるための先駆者的役割をはたしたことは周知のとおりである。その後、Ostapenko・Chern^{6)~8)} が Basler の基本的な力学モデルに枠組作用を加え、Basler のモデル解

析を修正発展させた。わが国においても、秋田・藤井^{9)~11)} は曲げ座屈による応力欠損状態を実験結果に、より忠実に適合させるモデルを考案し、やはり上記三つのパターンに対する座屈、崩壊強度式を提案した。さらに Herzog¹²⁾ は、多くの実験値を統計的に処理し、これと Basler をはじめとするモデル解析式を併用することにより、簡便な実用公式を提案している。このようにプレートガーダーの座屈、崩壊強度に関する研究は著しいものがある。しかしながら、これらの研究では、せん断力あるいは曲げモーメントが独立に作用する場合ですら、初期不整と座屈および崩壊強度との関係を真正面から取り扱っているものはほとんど見受けられず、ましてや、これらの荷重が同時に作用する場合の相互作用効果と初期不整の關係に至っては、まったく取り扱われていないのが実状である。したがって、このようにして得られたモデル解析式が、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忠実に説明することはきわめてむづかしいと考えられる。

そこで本研究では、実際の橋梁に多用される鉛直補剛材のみを有する基本的な溶接プレートガーダーをわが国の材料、製作技術の現状に即して忠実に再現した実物大試験体を製作し、これによって、せん断力と曲げモーメントを同時に受ける、いわゆる組合せ荷重下での座屈、崩壊強度が初期不整によってどのような影響を受けるかについて、実験的に検討しようとするものである。このようにして得られた初期不整を考慮した実験式は、初期不整の影響が盛込まれていないこれまでのモデル解析式と比較して、実際のプレートガーダーの強度をより忠実に評価できるものと考えられる。

2. 実験系列

せん断力と曲げモーメントを同時に受ける鉛直補剛材のみを有する溶接プレートガーダーの座屈および崩壊強

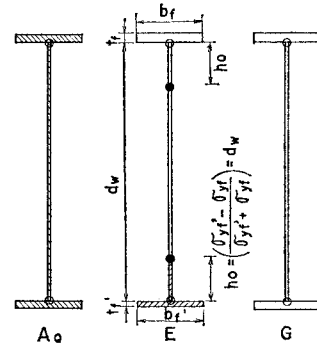
* 正会員 (株) 神戸製鋼所構造研究所研究員

Table 1 Test Series

l (m)	6.00	5.00	4.40	4.00			3.60	3.00	2.80	2.25
	Fabricating Conditions	Y ₁	Y ₁	Y ₁	X ₁	X ₂	Y ₁	Y ₁	Y ₁	Y ₁
0.63	—	—	—	—	—	—	—	—	—	E, E†, E*, G
1.00	E	G	—	G	G	A _Q , E, E†, G	A _Q , G	E	A _Q , E*	—
2.00	E	—	E, E*	—	—	—	—	—	—	—

Remark : Standard of I_s is 133 cm⁴, however I_s of † and * mark is 44 cm⁴ and 11 cm⁴ respectively

度は、一般的に、その強度に影響を及ぼす支配的なパラメーターによってより強く影響を受けるものと考えられる。しかしながら、残留応力や初期変形などの初期不整によって、座屈および崩壊強度がどのような影響を受けるかについては、これまでほとんど明らかにされていない。そこで本研究では、これを究明することを目標として、Table 1 に示す系列で実験的に検討することとした。プレートガーダーの座屈および崩壊強度などの構造強度に与える影響因子のうち、ウェブの幅厚比 (β) は 130 に統一した。ウェブの縦横比 (α) のせん断強度への影響については、文献 1) では $\alpha=1.0$ のみの検討に終わっているため、本研究では、Table 1 に示すように $\alpha=1.0$ を標準とし、特にせん断力が支配的に作用するものの α を、0.63 と 2.0 の 2 種類追加して検討することとした。プレートガーダーの圧縮フランジの水平座屈強度を支配する主要因子である横構間隔 (L) は、試験体スパン (l) の 1/2 とし (Fig. 2 参照)、 l は Table 1 に示すように 2.25~6 m の範囲で種々変化させた。このように、横構間隔 ($L (=l/2)$) とせん断スパンを等しくおき、この L を変化させることによって、組合せ荷重下における曲げモーメントが支配的な場合の座屈、崩壊強度、あるいはせん断力が支配的な場合の座屈、崩壊強度を調べることとした。横方向の支持条件は、載荷点および支承部に横倒れ防止板を設置する方式とした。また、フランジの幅厚比 ($b_f/2t_f$, b_f は圧縮フランジ幅、 t_f は圧縮フランジ厚) は、すべて現行道路橋示方書¹³⁾ (以下道示と略称する) の条項 3.2.2 の 70% 以下になるように設計・製作した。また、使用材料は、軟鋼 (SM 41 B) と 60 キロ級高張力鋼 (SM 58 Q および SM 58 N) の 2 種類とした。これらの材料を用いた試験体の座屈パラメーター $\psi (= \beta \cdot \sqrt{\sigma_{yw}/E})$ 、 σ_{yw} はウェブ材の降伏点、 E はヤング係数は、軟鋼の場合 4.6 程度、60 キロ級高張力鋼の場合 6.2 程度となる。この ψ は、道示の設計基準式 (解 8.4.2 式と解 8.4.4 式) より算定される上限値 (5.14) の範囲内と範囲外に位置づけられる。また、ウェブの圧縮、引張縁応力比 ($c (= \sigma_t/\sigma_c)$, σ_c は圧縮縁応力、 σ_t は引張縁応力) は、文献 2) と同様 -1.0 と -1.7 の 2 種類とした。 $c = -1.0$ の試験体の断面形式は、A_Q タイプと G タイプの 2 種類とし、 $c = -1.7$ のそれは、E タイプのみとした。なお、



- : SM41B ○ : Fillet Weld
- ▨ : SM58N ● : Butt Weld
- ▩ : SM58Q

これらの試験体の材料構成は、Table 1 の付図に示すとおりである。次に、鉛直補剛材の断面 2 次モーメント (I_s) は、133 cm⁴ を標準とし、44 cm⁴ および 11 cm⁴ の 3 種類とした。本実験に用いた試験体の鉛直補剛材のウェブに対する剛比 (r_e) と道示¹³⁾ の条項 8.5.2 に定められている必要剛比 (r_0) の比は、 $I_s=133$ cm⁴ でしかも $\alpha=2.0, 1.0, 0.63$ の場合、それぞれ $r_e/r_0=42.9, 10.7, 4.24$ となり、もっとも柔らかい $I_s=11$ cm⁴ で、 $\alpha=2.0, 1.0, 0.63$ の場合では、それぞれ $r_e/r_0=3.48, 0.87, 0.35$ となる。このように本実験では、鉛直補剛材の剛比を、道示¹³⁾ の基準値以上のかかなり剛なものを主体として、前述のようにプレートガーダーの初期不整と構造強度の関係を調べることを主目的としているが、参考までに r が r_0 以下の場合の座屈、崩壊挙動についても検討を加えてみた。次に、初期不整量に影響を及ぼす製作条件系列は、Table 1 に示す Y₁ を標準条件とし、X₁ および X₂ の合計 3 種類の条件とした。これらの Y₁, X₁ および X₂ の製作条件は、文献 1), 2) のそれとまったく同様である。すなわち、Y₁ はウェブの最大初期変形 δ_{max} をウェブ厚 t_w の 1/3 以内に収まるように、本溶接後スポット・ヒーティングを施して製作したものであり、X₁ および X₂ はスポット・ヒーティングを施すことなしに、拘束用具を用いて、 δ_{max}/t_w が目標の値になるように製作したもので、X₁ の δ_{max}/t_w の目標値は 1/3 以内で、X₂ のそれは 1.0 程度とした。

3. 試験体

道示¹³⁾の条項 3.1.6 によれば、一次部材の板厚は 8 mm 以上と定められており、実際の鉛直補剛材のみを有するプレートガーダーのウェブ厚は、9~14 mm のものが多く製作されている。しかし、試験機の能力(最大荷重 300 t)により、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。Fig. 1 に本研究に供した試験体の形状を示す。Fig. 1 の(a)~(e)は、 $\alpha=0.63, 1.0$ および 2.0 に対する各種スパンをパラメーターとした試験体の詳細図を示したものである。これらの試験体では、せん断力あるいは曲げモーメントによって、試験パネルで座屈、崩壊が生ずるように、試験パネル以外のサイドパネルには、適切な位

置に鉛直補剛材を設けている。中間鉛直補剛材は、2. で述べた剛性が得られるように、ウェブ両面に取り付け

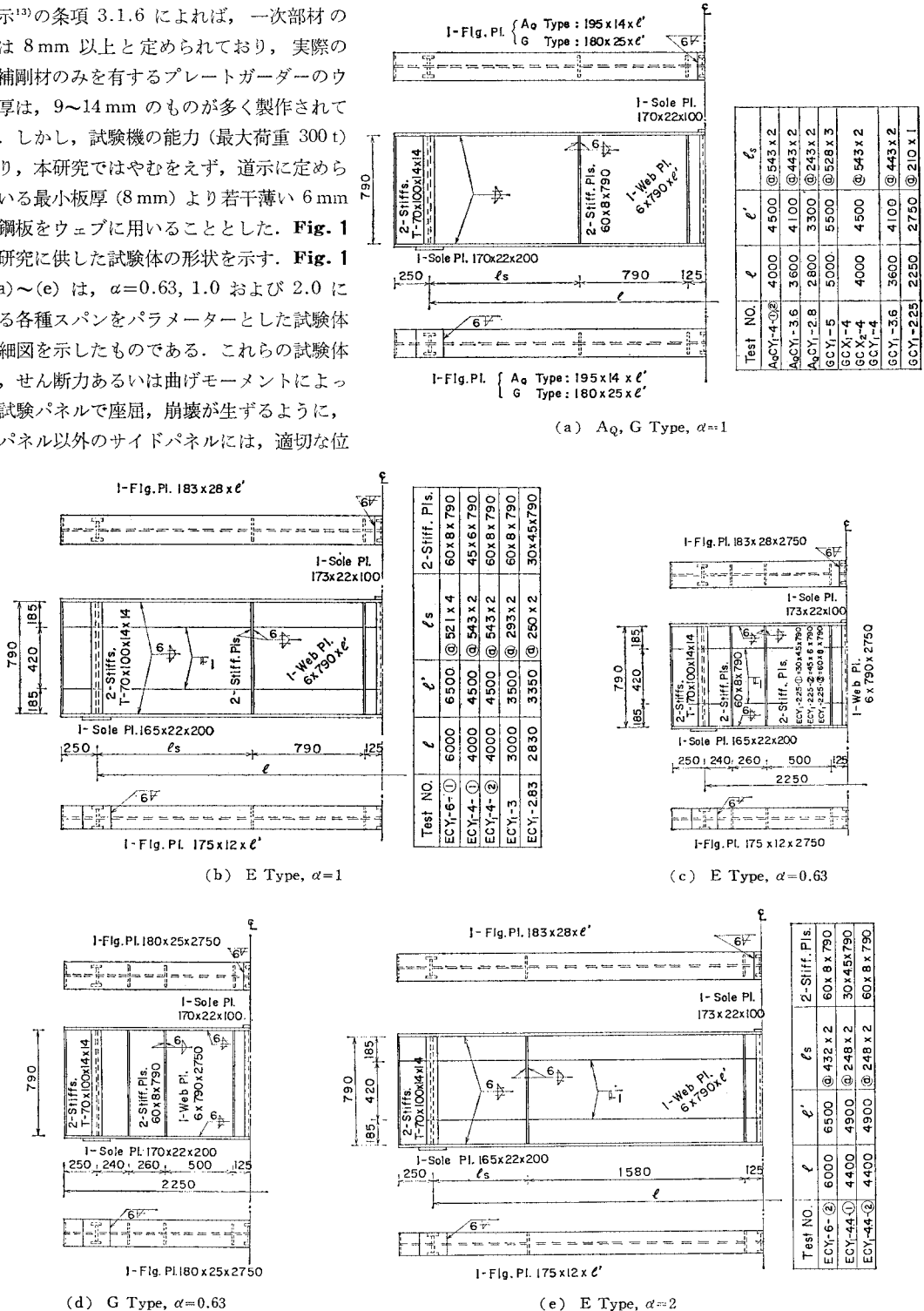


Fig. 1 Details of Combined Test Girders

た。荷重集中点の補剛材は、載荷実験時に面内荷重が正常に試験体に加えられるように、荷重集中点に設けら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に、T形材を使用し、そのフランジ面がウェブの外側になるように取り付けられた。なお、その断面積は道示の条項 8.7.1 によって決定した。

本試験体の残留応力は、文献 1)、2) のせん断試験体

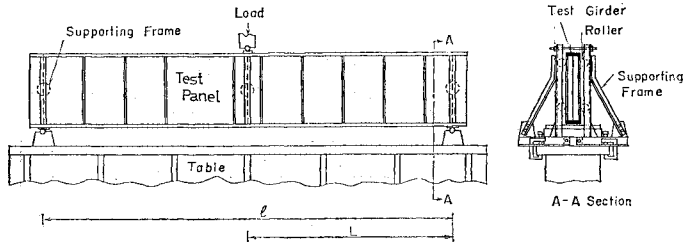


Fig. 2 Test Method under Combined Load

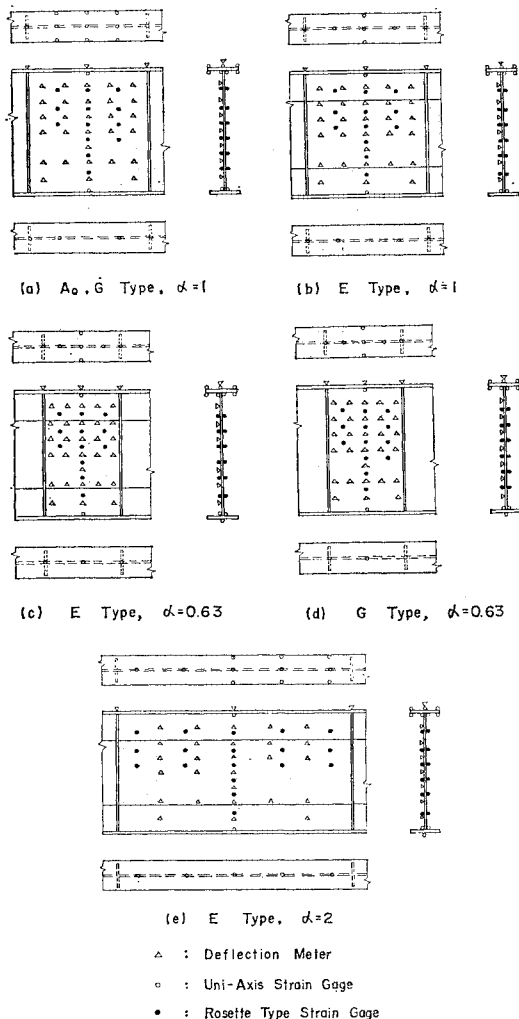


Fig. 3 Points of Strain and Deflection Measurements

および純曲げ試験体のそれらと同様、文献 1) の残留応力実験結果より間接的に求める方法によった。したがって、試験体の製作は、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、細心の注意を払って行った。その製作条件、方法および工程などは、

文献 1) の Table 2~5 および Fig. 3 に示すとおりであり、特に Y_1 の製作条件のものは通常の橋梁メーカーで多く実施されている工法・条件であり、 X_1 および X_2 は極端な初期不整が生ずるように意識的に考案・実施したものである。また、試験体に供した材料の機械的性質は、試験体と同一チャージの JIS 1 号試験片に、製作時に施されると同一熱的條件を加えたものの引張試験によって求めた。その機械的性質のうち、引張降伏点を後述する Table 6~8 の実験結果にまとめて示す。

4. 実験方法

実験は、300 t 構造物試験機を用いて、Fig. 2 に示すように一点集中荷重方式で行った。試験体の支持条件は、荷重点では桁長方向に単純支持とし、横倒れ防止位置では、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、せん断力あるいは純曲げモーメントを受ける場合のウェブの線形座屈荷重のうちの小さい方の荷重の 1/3 の荷重まで、2, 3 回の予備載荷を繰返し、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。測定に関しては、変位測定にはストローク 50 mm、精度 1/200 mm の摺動形変位計、ひずみ測定にはゲージ長 6 mm のストレンゲージを用い、これらを介して自動デジタルひずみ計により記録した。測定位置および使用ゲージは、せん断力と曲げモーメントの両者による変位およびひずみ挙動を調べるために、Fig. 3 に示すように、単軸およびロゼットゲージを所定の箇所に貼付した。

5. 実験結果および考察

(1) 初期不整

本試験体のウェブ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, 3 および 4 に示す。これらの表には、崩壊時のウェブの変形状況も併示した。表より、ウェブパネルの初期変形の波形モードは、半波、一波および一波半と多種多様であることがわかる。

文献 1), 2) の残留応力試験体, せん断試験体および純曲げ試験体の初期変形モードは, 半波の波形を呈したものが多かったが, 今回の試験体の波形が, 上述のように半波の波形に統一できなかったおもな理由には, 次の二つが考えられよう. 第一に, 試験パネルの位置がせん断試験体や純曲げ試験体のように, 試験体のスパン中央部

Table 2 Initial Deflections, Spot Heating Points and Deflections at Collapse for Combined Tests (A_Q Type)

Test NO.	Spot Heating Point	Initial Deflection	Deflection at Collapse
A _Q CY ₁ -4-①			
A _Q CY ₁ -4-②			
A _Q CY ₁ -36			
A _Q CY ₁ -28			

Table 3 Initial Deflections, Spot Heating Points and Deflections at Collapse for Combined Tests (E Type)

Test NO.	Spot Heating Point	Initial Deflection	Deflection at Collapse
ECY ₁ -6-①			
ECY ₁ -6-②			
ECY ₁ -44-①			
ECY ₁ -44-②			
ECY ₁ -4-①			
ECY ₁ -4-②			
ECY ₁ -3			
ECY ₁ -2.83			
ECY ₁ -2.25-①			
ECY ₁ -2.25-②			
ECY ₁ -2.25-③			

Table 4 Initial Deflections, Spot Heating Points and Deflections at Collapse for Combined Tests (G Type)

Test NO.	Spot Heating Point	Initial Deflection	Deflection at Collapse
GCX ₁ -4			
GCX ₂ -4			
GCY ₁ -5			
GCY ₁ -4			
GCY ₁ -36			
GCY ₁ -2.25			

にあるのではなく, そのために溶接順序も, 試験パネルに対して対称性を確保しながら実施することができなかったことが考えられる. 第二に, 試験パネルの鉛直補剛材の剛性そのものは対称であるが, その両隣りの補剛材のうち, 一方ではきわめて剛な荷重集中点用補剛材が接近しているのに対し, 他方では試験パネルの補剛材と同一の剛性のものが, かなりの間隔でもって設けられ, いわゆるサイドパネルの補剛材剛度に対称性がなく, さらにそれに伴って, これらの補剛材の溶接条件も, 当然対称性が期待できないことなどが考えられる.

このように, 本試験体(組合せ試験体)の初期変形の波形は, 半波〜一波半のモードであり, 一定の波形に統一することができなかった. 一方, 文献 1) の残留応力試験体の波形は, 14 体中 10 体が半波のモードであり, 残りの 4 体は, 一波あるいは複雑な波形モードを呈していたにもかかわらず, 波形モードを考慮しない残留応力実験式で, 実験値をかなりの精度で評価することが可能であった. したがって, 今回の組合せ試験体の残留応力も, 最大初期変形量, スポット・ヒーティング数および材料の降伏点を文献 1) の **Table 7** に示す残留応力実験式に代入して求めても, かなりの精度で算定可能と考えられる. その結果を初期不整量としてまとめると, **Table 5** のようになる. 表より, σ_{rw}/σ_{yw} (σ_{rw} は試験パネル中心線でのウェブ中央部の残留応力) は, $-0.2 \sim -0.7$ の範囲にあり, σ_{rf}/σ_{yf} (σ_{rf} は圧縮フランジの最小残留応力, σ_{yf} は圧縮フランジの降伏点) は, $-0.6 \sim -0.1$ の範囲にあることがわかる. また, **Table 5** より, 初期変形 δ_{max}/t_w (δ_{max} はウェブの最大初期変

Table 5 Initial Imperfections

Test No.	σ_{rw}/σ_{yw}	σ_{rf}/σ_{yf}	δ_{max}/t_w
A ₀ CY ₁ -4-①	0.60	-0.65	0.36
A ₀ CY ₁ -4-②	0.30	-0.55	0.24
A ₀ CY ₁ -3.6	0.05	-0.45	0.33
A ₀ CY ₁ -2.8	0.35	-0.60	0.10
ECY ₁ -6-①	0.30	-0.25	0.33
ECY ₁ -6-②	0.50	-0.30	0.16
ECY ₁ -4.4-①	0.18	-0.20	0.32
ECY ₁ -4.4-②	0.18	-0.20	0.19
ECY ₁ -4-①	0.60	-0.30	0.36
ECY ₁ -4-②	0.50	-0.25	0.33
ECY ₁ -3	0.18	-0.20	0.33
ECY ₁ -2.8	-0.10	-0.18	0.24
ECY ₁ -2.3-①	0.18	-0.20	0.12
ECY ₁ -2.3-②	0.18	-0.20	0.11
ECY ₁ -2.3-③	0.30	-0.25	0.36
GCY ₁ -5	0.65	-0.60	0.20
GCX ₁ -4	-0.22	-0.15	0.19
GCX ₂ -4	0.25	-0.25	0.95
GCY ₁ -4	0.30	-0.45	0.32
GCY ₁ -3.6	0.65	-0.60	0.43
GCY ₁ -2.3	0.20	-0.40	0.44

形量, t_w はウェブ厚) は, 0~1.0 の範囲にあることがわかる。

(2) 座屈強度および崩壊強度

せん断力あるいは曲げモーメントが, 単独で作用する場合のプレートガーダーのウェブの座屈強度は, 文献1), 2) では $P-\delta^2$ 法によって推定した。そこで, せん断力と曲げモーメントが同時に作用する場合のウェブの座屈強度も, $P-\delta^2$ 法で推定することとした。こうすることによって, せん断力と曲げモーメントがウェブの座

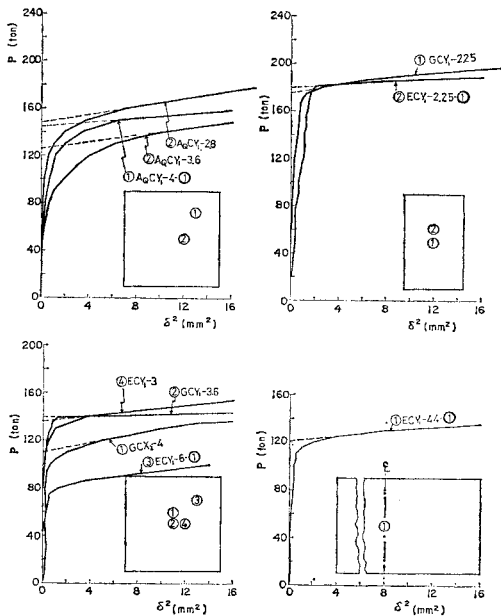


Fig. 4 $P-\delta^2$ Curves

屈強度に及ぼす相互作用効果を, 同一レベルで評価することが可能となる。 $P-\delta^2$ 線図の代表例を Fig. 4 に示す。図より, 座屈後の P と δ^2 の関係には, かなり明確な直線性が認められる。なお, 組合せ荷重下における崩壊強度は, 载荷実験時の最大荷重そのものである。

次に, 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座屈, 崩壊性状について述べる。Fig. 5

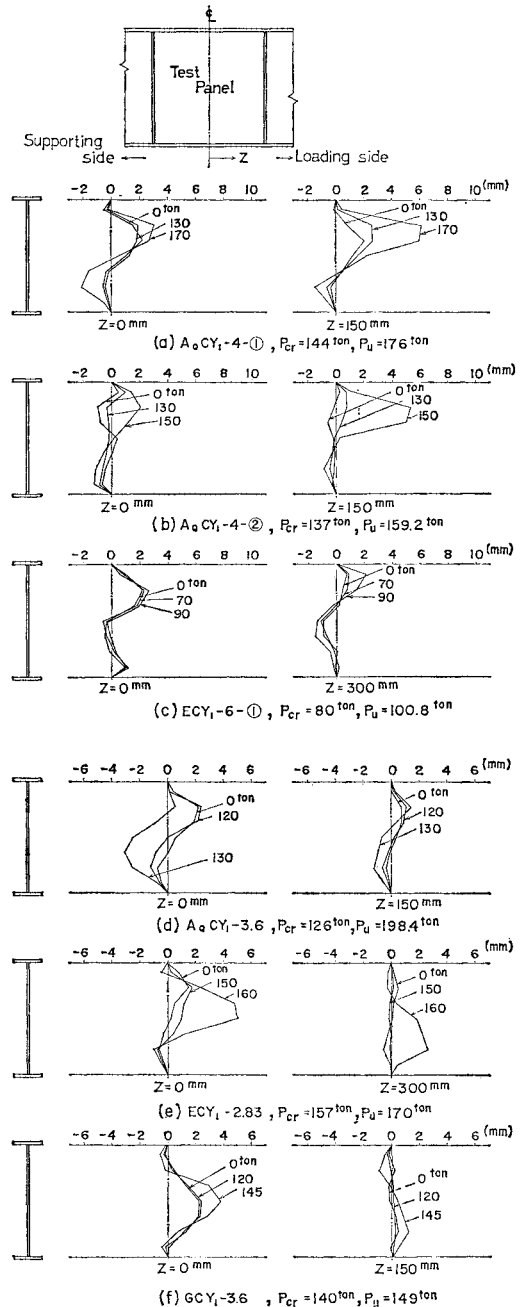


Fig. 5 Initial and Additional Distributions of Web Deflections

は、初期変形を考慮したウェブの面外付加変形の進展状況を示したものである。図の (a)~(c) は、曲げモーメントが支配的となってウェブが座屈したケースであり、(d)~(f) は、せん断力が支配的となってウェブが座屈したものである。これらの図と Table 2~4 に示す崩壊時の等たわみ線図より、曲げモーメントが支配的となってウェブが座屈する場合は、試験パネルの中央より載荷点側の $z=150\sim 300$ mm (z は試験パネル中央から桁軸方向の距離) の間で、しかも圧縮側に座屈波形が顕著にあらわれる。せん断力が支配的となってウェブが座屈する場合は、試験パネルの中央部、あるいはそれより若干載荷点側のモーメント・アームの大きな部所より、座屈波形が成長する現象が認められる。さらにウェブが曲げ座屈した桁は、本実験の範囲内 ($c=-1.0$ で $4.4 \leq \psi \leq 6.4$, $c=-1.7$ で $4.4 \leq \psi \leq 5.5$, $0.19 \leq \lambda_T \leq 0.60$, $1.4 \leq \lambda_L \leq 2.1$) では、圧縮フランジの水平座屈あるいはねじれ座屈のいずれかで崩壊した。これらの崩壊モードについては、後述の Fig. 7 に示す圧縮フランジの付加ひずみ分布、ならびに崩壊時における外観の観察より判定した。一方、ウェブがせん断座屈したものは、 A_Q タイプ ($\alpha=1.0$, $\psi=6.4$) を除いてすべてせん断崩壊した。 A_Q タイプは、ウェブがせん断座屈した後、圧縮フランジのねじれ座屈によって桁が崩壊した。このような現象の生じた理由は、 A_Q タイプ以外の E タイプおよび G タイプのウェブの座屈せん断力 (Q_{cr}^e) が、全塑性せん断力 (Q_p) の 40% 以上で、かつ圧縮フランジの幅厚比が現行基準 (条項 3.2.2) の 30% 以下であるのに対し、 A_Q タイプのそれらは、 Q_{cr}^e が Q_p の 40% 以下で、しかも圧縮フランジの幅厚比が、現行基準 (条項 3.2.2) の 70% のプロポーションであることに基因していると考えられる (Table 6~8 参照)。換言すれば、 A_Q タイプはウェブの座屈後、大きな斜張力によってフランジに生ずる圧縮応力に、さらに曲げによる圧縮応力が加算されるため、それらの合成圧縮応力が、E, G タイプのそれより大きくなりやすく、しかも材料の降伏点を越えることとなる。そこで、現行基準内で圧縮フランジの幅厚比を設計しているにもかかわらず、この幅厚比が E, G タイプより大きな A_Q タイプの方が、ねじれ座屈を起こしやすくなったのだと考えられる。以上の A_Q タイプの崩壊モードに関する考察は、Basler⁹⁾ の純曲げモーメントを受ける桁の崩壊モードの分岐図に、曲げモーメントとせん断力を同時に受ける場合の本実験点をプロットした Fig. 6 において、Basler の理論で水平座屈する領域でも、 A_Q タイプがねじれ座屈を起こしている。これは、Basler の分岐図は圧縮フランジの形状プロポーションのみを考慮した純曲げモーメントを受ける場合であり、本実験における A_Q タイ

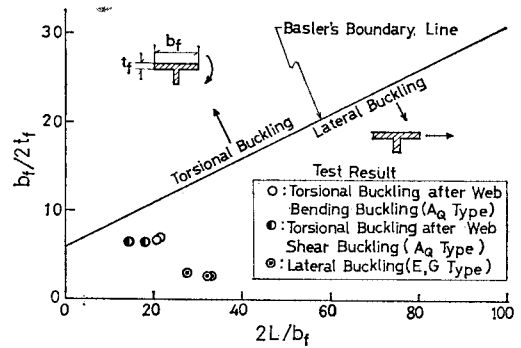


Fig. 6 Comparison between Collapse Modes of This Experiments and Basler's Theory

プは、曲げモーメントにさらにせん断力を受け、ウェブの局部座屈が先行するため、それによる圧縮フランジへの応力負担が純曲げモーメントのみの場合より大きくなると考えられる。そのために、圧縮フランジのプロポーションが同一であっても、フランジの幅厚比がねじれ座屈を生じない限界値の近傍であれば、組合せ荷重下では、純曲げモーメントを受ける場合より、ねじれ座屈を生じやすくなるものと考えられる。次に、初期変形とウェブの座屈モードとの関係について考えてみよう。半波の初期変形モードで統一された、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は、文献 2) で報告したように、初期変形の影響を顕著に受ける。本実験で曲げ座屈したものは、(1) でも述べたように、初期変形の波形モードが一定の波形に統一されていないものの、Fig. 5 の (a)~(c) および Table 2~4 にみられるように、ほとんどのものが、一応 $z=150\sim 300$ mm の間の初期変形と同一方向に、座屈波形が成長している。しかしながら、純曲げモーメントを受ける場合のように、明らかに初期変形によって座屈モードが支配されるとは限らず、初期変形モードにまったく無関係に座屈波形が成長するものも一部認められた。したがって、この場合の座屈強度は、初期変形によって影響を受ける傾向は強いが、必ずしもそれが支配的でないと考えられる。一方、Fig. 5 の (d)~(f) および Table 2~4 より、ウェブがせん断座屈を起こすものは、座屈後のウェブの変形量が、初期変形の波形のいかんにかかわらず、ウェブパネル中央部で最大となる。この現象は、文献 1) のせん断力下におけるウェブの座屈モードとまったく同様であり、したがって、組合せ荷重下においても、せん断力が支配的となってウェブが座屈する場合には、プレートガーダーが通常の工法・条件で製作される限り、Table 5 に示したように、本実験に供した試験体の初期変形の実測条件より、 $0 \leq \delta_{\max}/t_w \leq 1.0$ (δ_{\max} はウェブの最大初期変形量、 t_w はウェブ厚) の範囲では、ウェブの座屈強度は初期変形の影響を受けないものと考

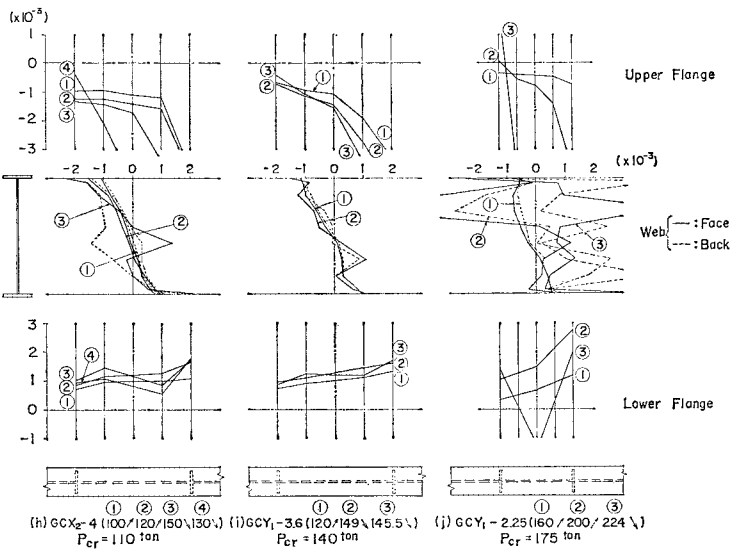
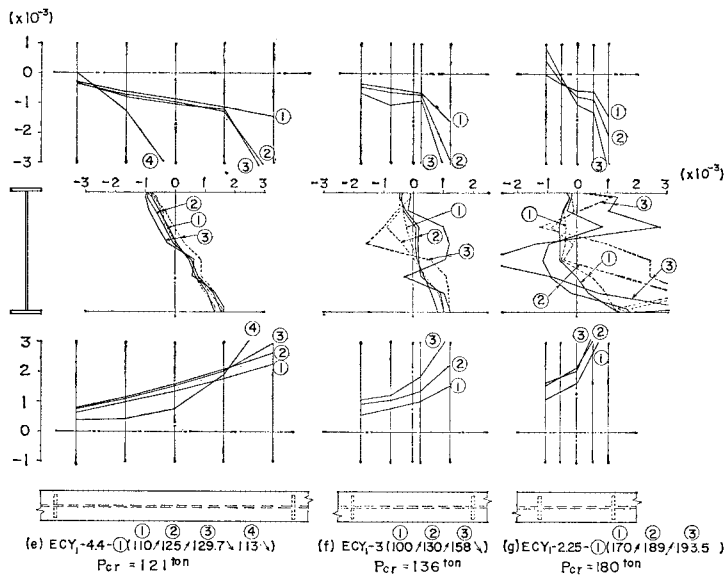
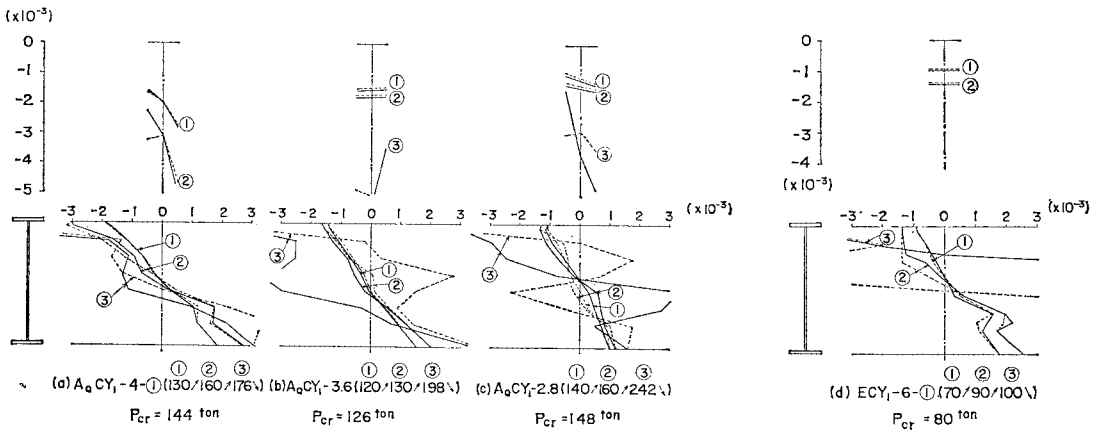


Fig. 7 Nominal Strain Distributions of Test Girders under Combined Load, Bending and Shear

えられる。

Fig. 7 は、ウェブパネル中央部の桁軸方向のひずみ分布、およびフランジのひずみ分布を、各荷重段階について示したものである。図にみられるように、(a) はウェブが曲げ座屈し、桁が圧縮フランジのねじれ座屈により崩壊したものである。(b) および (c) は、ウェブがせん断座屈した後、桁が圧縮フランジのねじれ座屈により崩壊したものである。この崩壊モードの典型的なものを Photo. 1 に示す。Fig. 7 の (d) は、崩壊荷重に達する直前で圧縮フランジのひずみゲージが断線したため、その測定が不可能であったが、外観の観測によれば、ウェブが曲げ座屈した後、桁は圧縮フランジの水平座屈により崩壊したことがわかった。(e)~(i) は、ウェブのせん断座屈後、桁もせん断崩壊したものである。これらのうち (g) を除くものは、鉛直補剛材が十分剛

であるために、Photo. 2 に示すように試験パネル内でせん断座屈した後、せん断崩壊に至った。しかしながら、(g) は試験パネルがせん断座屈した後、せん断力が付加されるにつれて、鉛直補剛材の剛性が小さい ($r_e/r_0 = 0.35$) ために、試験パネルと隣接パネル間の補剛材が座屈し、2 パネルにわたるせん断座屈波形を呈して崩壊した。その崩壊モードを Photo. 3 に示す。また、Fig. 7 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のがわかる。また、フランジ表面の桁軸方向のひずみ分布は、座屈荷重に達する以前までは、一部乱れているものも見受けられるものの、はり作用による線形性が認められる。しかしながら、ウェブ座屈後のフランジのひずみは、Fig. 7 の (e) に示す $\alpha=2.0$ の場合は、崩壊せん断力に達した後、さらにせん断変形を加えていくと、引張フランジのパネル中央部における引張ひずみが減少していく現象が認められる。また、このような現象は、(f)~(i) においても認められるが、少なくとも崩壊荷重までは、試験パネル内のフランジに塑性ヒンジの

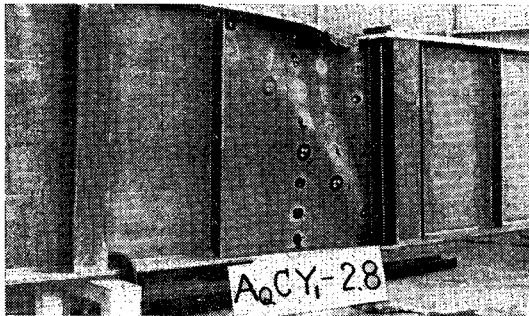


Photo. 1 Torsional Buckling

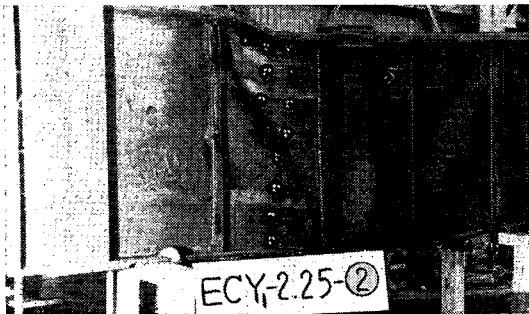


Photo. 2 Shear Collapse



Photo. 3 Shear Collapse with Hinge in Stiffener

Table 6 Dimensions and Results of Combined Tests (Aq Type)

Test No.		AqCY ₁ - ₄ ①	AqCY ₁ - ₄ ②	AqCY ₁ - _{3.6}	AqCY ₁ - _{2.8}	
Dimensions of Test Girder	Web	d_w (mm)	790.0	790.0	790.0	789.0
		t_w (mm)	6.06	6.22	6.43	67.1
		d_w/t_w	130.4	127.0	122.9	117.6
		σ_{yw} (kg/mm ²)	50.1	53.7	56.7	58.3
	Upper Flange	b_f (mm)	195.8	194.1	195.3	195.1
		t_f (mm)	14.1	13.8	14.2	14.0
		σ_{yf} (kg/mm ²)	59.3	55.5	57.2	55.6
	Lower Flange	b_f' (mm)	195.4	194.8	195.2	194.5
		t_f' (mm)	14.1	14.1	14.2	14.1
		σ_{yf}' (kg/mm ²)	59.3	55.5	57.2	55.6
	Sectional Properties	$I_x (\times 10^3 \text{ cm}^4)$	1.14	1.13	1.16	1.16
		$I_s (\text{cm}^4)$	133	133	133	133
$M_y (\text{t-m})$		165.3	153.3	159.7	160.1	
$Q_p (\text{t})$		138.4	152.3	166.2	178.2	
Span	l (m)	4.00	4.00	3.60	2.80	
	L (m)	2.00	2.00	1.80	1.40	
Non-Dimensions	ψ	6.41	6.42	6.38	6.20	
	α	1	1	1	1	
	λ_L	1.880	1.841	1.672	1.201	
	λ_T	0.597	0.584	0.580	0.581	
Experimental Values	Buckling	$M_{cr}^e (\text{t-m})$	122.4	116.5	87.6	74.0
		$Q_{cr}^e (\text{t})$	72.0	68.5	63.0	74.0
		$z_{cr}^e (\text{m})$	1.70	1.70	1.39	1.00
	Collapse	$M_u^e (\text{t-m})$	147.8	131.3	148.8	125.9
$Q_u^e (\text{t})$		88.0	79.6	99.2	121.1	
$z_u^e (\text{m})$		1.68	1.65	1.50	1.04	
Mode		T	T	T	T	
Comparison	Buckling	M_{cr}^e/M_y	0.740	0.759	0.549	0.462
		Q_{cr}^e/Q_p	0.520	0.450	0.379	0.415
	Collapse	M_u^e/M_y	0.894	0.856	0.932	0.786
		Q_u^e/Q_p	0.636	0.519	0.597	0.680

形成は認められず、試験パネル内の載荷点側の鉛直補剛材近傍の上、下フランジの塑性変形によって、桁が崩壊する現象が生じている。しかし、Fig. 7 の (j) では、崩壊荷重時に試験パネル中央部のフランジに塑性ヒンジが形成されていることがわかる。このようにせん断崩壊するものでも、その崩壊機構は、曲げモーメントの影響を受けて、かなり複雑な挙動を呈するようであり、これらの崩壊機構については、本実験のみでは残念ながら明らかにすることができなかつた。なお、ここで上、下フランジの塑性ヒンジの形成については、フランジの長手方向の局部的な部所において面内曲げ変形が極端に大きくなり、そのためにフランジの表面ひずみが降伏ひずみよりはるかに大きくなること、ならびに外観からの局部的な曲げ変形の観測より認定した。

以上の実験結果と試験体の諸元をまとめて示すと、Table 6~8 のようになる。これらの表において、ウェブが異種混成材よりなる E タイプの全塑性せん断力

(Q_p) は、本来ならば、それぞれの材質(降伏点)を考慮した全塑性せん断力の和で計算されるが、その計算値とウェブ中央部の材質で代表させた計算値の差は高々 10% 程度であるので、近似的に後者の計算値を用いることとした。こうすることによって、ウェブ中央部の材質で代表させた屈座パラメーター $\psi(=\beta \cdot \sqrt{\sigma_{yu}/E})$ とせん断強度の関係を議論することが可能となる。また、同表における z_{cr}^e および z_u^e は、Fig. 8 に示すよう

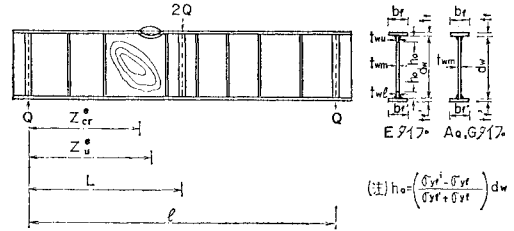


Fig. 8 Relation between Buckling, Collapse Moment Arms and Span

Table 7 Dimensions and Results of Combined Tests (E Type)

Test No.		ECY-6-①	ECY-6-②	ECY-4.4-①	ECY-4.4-②	ECY-4-①	ECY-4-②	ECY-3	ECY-2.83	ECY-2.25-①	ECY-2.25-②	ECY-2.25-③	
Dimensions of Test Girder	Web	d_w (mm)	790.0	790.0	790.0	790.0	788.0	790.0	787.4	790.0	788.5	788.5	788.0
		t_{wu} (mm)	6.67	6.05	6.35	6.38	6.35	6.38	6.67	6.35	6.20	6.20	6.20
		t_{wm} (mm)	6.35	6.11	6.28	6.65	6.28	6.78	6.34	6.20	6.20	6.20	6.20
		t_{we} (mm)	6.68	6.47	6.48	6.65	6.48	6.68	6.68	6.50	6.70	6.70	6.70
		d_w/t_{wm}	124	129	126	119	126	117	124	127	127	127	127
		σ_{yu} (kg/mm ²)	31.7	32.2	32.2	32.2	32.2	30.0	31.7	32.2	32.2	31.6	32.2
	σ_{ym} (kg/mm ²)	30.6	37.6	37.6	37.6	37.6	30.6	31.6	31.6	32.2	31.6	32.2	
	σ_{ye} (kg/mm ²)	43.9	46.7	46.7	46.7	46.7	43.9	43.9	46.7	43.9	43.9	43.9	
	Upper Flange	b_f (mm)	183.4	183.8	183.2	183.7	183.4	183.8	183.6	184.0	184.1	184.1	183.6
		t_f (mm)	28.0	28.4	27.6	28.4	27.5	28.0	28.0	27.5	28.0	28.0	28.1
σ_{yf} (kg/mm ²)		28.3	28.3	28.3	28.3	26.9	28.3	28.3	26.9	28.3	28.3	28.3	
Lower Flange	b_f' (mm)	175.4	174.5	175.3	175.8	175.2	175.3	175.1	175.2	175.6	175.6	176.0	
	t_f' (mm)	12.0	12.2	12.5	12.6	12.2	12.0	12.0	12.1	12.0	12.0	12.0	
	σ_{yf}' (kg/mm ²)	42.7	44.2	44.2	44.2	42.7	42.7	42.7	42.7	44.2	44.4	44.2	
Sectional Properties	I_x ($\times 10^5$ cm ⁴)	1.33	1.33	1.34	1.38	1.32	1.35	1.32	1.32	1.32	1.32	1.32	
	I_s (cm ⁴)	133	133	11	133	44	133	133	11	11	44	133	
	M_y (t-m)	117.9	118.1	116.0	120.2	109.6	119.1	116.9	110.2	117.0	117.0	117.0	
	Q_p (t)	88.6	104.8	107.7	114.0	107.4	94.6	91.1	89.4	90.9	89.2	90.8	
Span	l (m)	6.00	6.00	4.41	4.41	4.00	4.00	3.00	2.83	2.25	2.25	2.25	
	L (m)	3.00	3.00	2.21	2.21	2.00	2.00	1.50	2.42	1.13	1.13	1.13	
Non-Dimensions	ψ	4.75	5.47	5.32	5.03	5.31	4.45	4.82	4.49	4.98	4.93	4.98	
	α	1	2	2	2	1	1	1	1	0.63	0.63	0.63	
	λ_L	2.080	2.080	1.540	1.530	1.350	1.380	1.040	0.953	0.776	0.776	0.777	
	λ_T	0.196	0.194	0.198	0.194	0.195	0.196	0.196	0.195	0.197	0.197	0.197	
Experimental Values	Buckling	M_{cr}^e (t-m)	99.2	103.5	73.2	77.4	96.4	99.1	74.1	67.5	65.7	61.3	61.7
		Q_{cr}^e (t)	40.0	45.0	60.5	64.0	66.5	66.5	68.0	78.5	90.0	84.0	84.5
		z_{cr}^e (m)	2.48	2.30	1.21	1.21	1.45	1.37	1.09	0.86	0.73	0.73	0.73
	Collapse	M_u^e (t-m)	113.4	107.7	68.3	73.2	110.6	103.7	86.1	73.1	70.7	73.4	73.0
		Q_u^e (t)	50.4	51.8	65.0	69.7	76.3	78.0	79.0	85.0	96.8	100.5	100.0
		z_u^e (m)	2.25	2.08	1.05	1.05	1.45	1.33	1.09	0.86	0.73	0.73	0.73
Mode	L	L	S	S	S	S	S	S	S	S	S		
Comparison	Buckling	M_{cr}^e/M_y	0.841	0.876	0.631	0.644	0.880	0.765	0.634	0.613	0.562	0.524	0.527
		Q_{cr}^e/Q_p	0.451	0.429	0.562	0.561	0.619	0.703	0.746	0.878	0.990	0.942	0.931
	Collapse	M_u^e/M_y	0.962	0.912	0.589	0.609	1.009	0.871	0.737	0.663	0.604	0.627	0.624
		Q_u^e/Q_p	0.569	0.494	0.604	0.611	0.710	0.825	0.867	0.951	1.065	1.127	1.101

Table 8 Dimensions and Results of Combined Tests (G Type)

Test No.		GCX ₁ -4	GCX ₂ -4	GCY ₁ -5	GCY ₁ -4	GCY ₁ -3.6	GCY ₁ -2.25	
Dimensions of Test Girder	Web	d_w (mm)	790.0	788.0	788.0	789.0	789.0	789.0
		t_w (mm)	6.41	6.29	6.24	6.78	6.29	6.80
		d_w/t_w	123	125	126	116	125	116
		σ_{yw} (kg/mm ²)	33.2	29.9	37.8	30.6	29.7	30.6
	Upper Flange	b_f (mm)	179.8	181.1	180.8	180.5	181.0	179.2
		t_f (mm)	25.0	25.1	25.2	25.3	25.0	24.9
		σ_{yf} (kg/mm ²)	29.3	28.8	28.5	29.3	28.8	28.8
	Lower Flange	$b_{f'}$ (mm)	180.0	180.6	180.7	180.6	181.0	181.3
		$t_{f'}$ (mm)	25.0	25.2	25.3	25.3	25.0	25.0
		$\sigma_{yf'}$ (kg/mm ²)	29.3	28.8	28.5	29.3	28.8	28.8
	Sectional Properties	I_x ($\times 10^6$ cm ⁴)	1.76	1.76	1.76	1.79	1.76	1.77
		I_s (cm ⁴)	133	133	133	133	133	133
M_y (t-m)		123.9	123.8	124.7	124.9	124.5	124.0	
Q_p (t)		107.3	97.1	85.6	94.5	85.1	94.8	
Span	l (m)	4.00	4.00	5.00	4.00	3.60	2.25	
	L (m)	2.00	2.00	2.50	2.00	1.80	1.13	
Non- Dimensions	ψ	5.36	4.90	4.73	4.44	4.72	4.43	
	α	1	1	1	1	1	0.63	
	λ_L	1.765	1.439	1.414	1.433	1.275	0.805	
	λ_T	0.215	0.219	0.217	0.217	0.219	0.217	
Experimental Values	Buckling	M_{cr}^e (t-m)	86.7	81.4	96.2	88.8	89.6	53.6
		Q_{cr}^e (t)	44.0	55.0	65.0	71.0	70.0	87.5
		z_{cr}^e (m)	1.97	1.48	1.48	1.25	1.28	0.65
	Collapse	M_u^e (t-m)	109.4	93.8	97.3	96.9	89.4	72.8
		Q_u^e (t)	62.5	75.0	70.0	77.5	74.5	112.0
		z_u^e (m)	1.75	1.25	1.39	1.25	1.20	0.65
		Mode	S	S	L	S	S	S
Comparison	Buckling	M_{cr}^e/M_y	0.700	0.658	0.771	0.710	0.720	0.432
		Q_{cr}^e/Q_p	0.410	0.566	0.759	0.751	0.823	0.923
	Collapse	M_u^e/M_y	0.883	0.758	0.780	0.776	0.718	0.587
		Q_u^e/Q_p	0.582	0.772	0.818	0.820	0.875	1.184

に、それぞれウェブの座屈モーメント・アームおよび桁の崩壊モーメント・アームである。

(3) 実験式

これまでのプレートガーダーに関する実験的研究では、桁の崩壊強度に着目しているものはかなり多数見受けられるものの、ウェブの座屈強度と桁の崩壊強度の両者を、同時に算定しうる実験公式を目指したものは皆無のようである。また、理論面では、上述の座屈強度および桁の崩壊強度の両者を取扱っているものが多く報告されていることは周知のとおりである。しかしながら、これらの研究では、本研究のようなウェブの座屈強度および桁の崩壊強度と初期不整の関係に焦点を絞ったものはほとんど見当たらない。一方、プレートガーダーの設計は、現行道示¹³⁾の条項 8.4 の解説によれば、純曲げモーメントおよびせん断力を受ける桁の極限耐荷力に対して一定の安全率をもつことを目標にしているため、ウェブの線形弾性座屈応力度に対しては、純曲げおよび純せん断の状態について、それぞれ独立の安全率 (1.4 と 1.25) を確保するように許容応力度を決めている。した

がって、現行道示¹³⁾によって設計する限り、曲げモーメントとせん断力を同時に受ける場合について、ウェブの座屈強度と桁の崩壊強度の両者を同時に評価できる実験式を提示し、それを基準にすればいっそう合理性が推進されることになる。

せん断力と曲げモーメントを同時に受ける、いわゆる組合せ荷重下におけるプレートガーダーのウェブの座屈強度、および桁の崩壊強度は、相互作用線図によって検討するのが簡単明瞭であり、しかも便利である。まず、 $P-\delta^2$ 法で推定したウェブの組合せ座屈強度に関する実験式としては、実験値との誤差ができるだけ少なくなるように試行錯誤によって検討した結果、楕円式¹⁴⁾を用いることとした。一方、組合せ崩壊強度に関しては、文献 2) の純曲げモーメントを受ける場合の崩壊強度実験式と文献 1) のせん断力を受ける場合の実験式を適切に組合せて、実験値とできるだけ誤差が少なくなるように試行錯誤によって、組合せ崩壊実験式を直線式で与えた。これらの実験式を式 (1) および式 (2) に示す。

(1) 組合せ座屈強度

$$(M_y/M_{cr0})^2 (M_{cr}/M_y)^2 + (Q_p/Q_{cr0})^2 (Q_{cr}/Q_p)^2$$

$$=1 \dots\dots\dots(1)$$

(2) 組合せ崩壊強度

$$\left. \begin{aligned} &Q_u/Q_{u0} > 1 - 0.145(M/M_y)/(Q/Q_p) \text{ のとき,} \\ &Q_u/Q_p = (Q_{u0}/Q_p) \{1 - 0.145(M/M_y)/(Q/Q_p)\} \\ &Q_u/Q_{u0} \leq 1 - 0.145(M/M_y)/(Q/Q_p) \text{ のとき,} \\ &M_u/M_y = M_{u0}/M_y \end{aligned} \right\}$$

ただし,

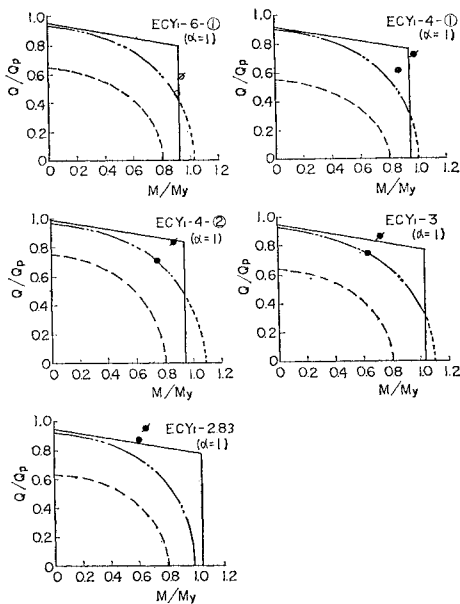
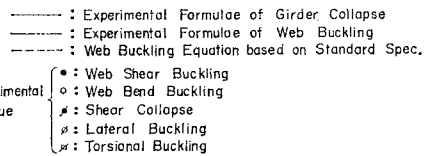
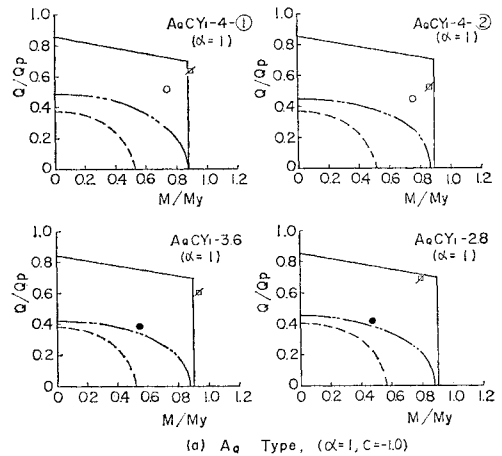
$$\left. \begin{aligned} &Q_{cr}/Q_p \leq Q_u/Q_p \text{ のとき,} \\ &Q_{cr}/Q_p = Q_u/Q_p \\ &M_{cr}/M_y \geq M_u/M_y \text{ のとき,} \\ &M_{cr}/M_y = M_u/M_y \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(2)$$

これらの実験式において、純せん断力下における構造強度 (Q_{cr0}/Q_p および Q_{u0}/Q_p) は、文献 1) の初期不整を考慮した実験式をそのまま用いる。同様に、 M_{cr0}/M_y および M_{u0}/M_y も文献 2) に示した実験式を用いればよい。

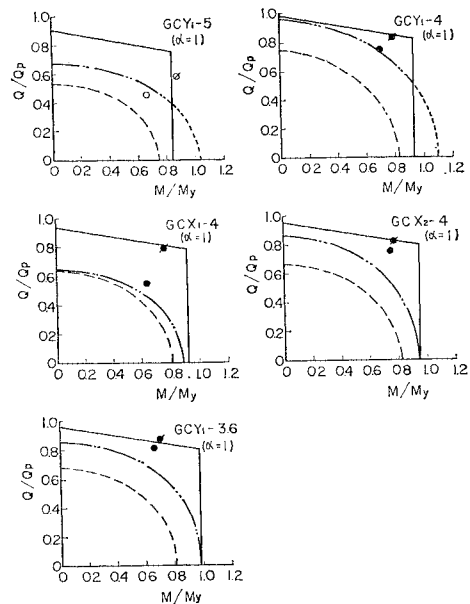
以上の実験式と実験値を相互作用線図で比較すると、Fig. 9 のようになる。図より、組合せ座屈強度に関する実験値は、実験式 (楕円式) より最大約 30% 程度大きくなっているものも認められるが、全般的に 0~15% 程度大きくなっていることがわかる。以上の結果より、初期不整が、 $0 \leq \delta_{max}/t_w \leq 1.0$ 、 $-0.2 \leq \sigma_{rw}/\sigma_{yw} \leq 0.7$ 程度生ずるような、通常の工法・条件で製作されるプレートガーダーの組合せ座屈強度は、式 (1) に示す実験式によって若干安全側に算定できることがわかる。一方、組合せ崩壊実験式は、実験値を最大 10% の誤差

内で評価可能であり、したがって、実験値をかなり精度よく算定できるものと考えられる。

以上の実験式は、 $\alpha=1.0$ のプレートガーダーに限定されるものである。そこで、本実験結果より、せん断座屈および崩壊強度と α の関係について考察を加えてみる。そのためには、純せん断力下におけるそれらの関係を把握しておくことが必要となる。しかし、本実験では、純せん断力下におけるウェブの座屈強度および桁の



(b) E Type, ($\alpha=1, C=1.7$)



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

Fig. 9 Interaction Curves ($\alpha=1$)

崩壊強度と α の関係について検討していないので、ここではこれらの関係を帰納的に求めてみる。組合せ荷重下でウェブがせん断座屈した後、桁がせん断崩壊するモードは、純せん断力下におけるこれらのモードと類似しているため、いま、純せん断力下および組合せ荷重下での座屈、崩壊強度の関係を以下のように仮定する。

$$Q_{cr0}/Q_{cr01} = Q_{cr}/Q_{cr01} \dots\dots\dots (3)$$

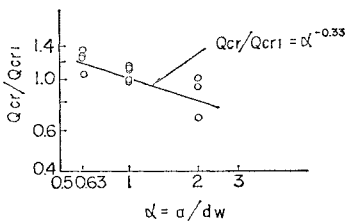
$$Q_{u0}/Q_{u01} = Q_u/Q_{u1} \dots\dots\dots (4)$$

ただし、 Q_{cr0} および Q_{cr01} は、 $\alpha \neq 1.0$ および $\alpha = 1.0$ の場合の純せん断力下における座屈せん断力、 Q_{cr} および Q_{cr1} は、 $\alpha \neq 1.0$ および $\alpha = 1.0$ の場合の組合せ荷重下における座屈せん断力である。 Q_{u0} および Q_{u01} は、 $\alpha \neq 1.0$ および $\alpha = 1.0$ の場合の純せん断力下における崩壊せん断力、 Q_u および Q_{u1} は、 $\alpha \neq 1.0$ および $\alpha = 1.0$ の場合の組合せ荷重下における崩壊せん断力である。次に、 $\alpha = 1.0$ 以外の組合せ試験体のうち、ウェブがせん断座屈した後、桁もせん断崩壊したものより、 α の影響を盛込んだ実験式を求めてみる。 $\alpha = 1.0$ の場合の組合せ実験式より求めた Q_{cr1} および Q_{u1} と $\alpha \neq 1.0$ の場合の Q_{cr} および Q_u との比 (Q_{cr}/Q_{cr1} および Q_u/Q_{u1}) と α の関係を図示すると Fig. 10 のようになる。図より、 α の影響を考慮した組合せ荷重下でのせん断座屈実験式およびせん断崩壊実験式は、 $0.63 \leq \alpha \leq 2.0$ の範囲で以下のように指数関数で与えられる。

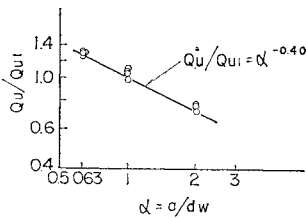
$$Q_{cr}/Q_{cr1} = \alpha^{-0.33} \dots\dots\dots (5)$$

$$Q_u/Q_{u1} = \alpha^{-0.40} \dots\dots\dots (6)$$

しかもこれらの実験式は、実験値を最大 10% の誤差内で算定可能であることがわかる。そこで、式 (3) に



(a) Shear Buckling



(b) Shear Collapse

Fig. 10 Correlation between Shear Buckling, Collapse Strengths and Aspect Ratio

式 (5)、また式 (4) に式 (6) を代入して、さらに文献 1) の $\alpha = 1.0$ の場合の実験式を代入すると、

$$Q_{cr0}/Q_p = \alpha^{-0.33} \{ (0.14 \psi - 1.04) \sigma_w^2 + (3.0/\psi - 0.27) \sigma_w + (6.9/\psi - 0.67) \} \dots\dots\dots (7)$$

$$Q_{u0}/Q_p = \alpha^{-0.40} (2.0/\psi + 0.53) \dots\dots\dots (8)$$

が得られる。そこで、式 (7) および式 (8) を式 (1) および式 (2) にそれぞれ代入することによって、 α を考慮した組合せ実験式が与えられる。このようにして得られた組合せ実験式と実験値を相互作用線図で比較すると、Fig. 11 のようになる。同図より、ウェブの座屈強度に関しては、 $\alpha = 0.63$ および 2.0 のいずれの場合も、実験式は実験値を最大 15% 程度の誤差内で評価可能である。桁の崩壊強度に関しても、実験式は実験値を最大 5% の誤差の範囲内で、かなりの精度で追跡可能であることがわかる。このように、組合せ荷重下でせん断力が支配的となって座屈、崩壊する場合の強度と α の関係を、式 (3) および式 (4) のように、そのまま純せん断力下におけるそれらの関係に適用しても、組合せ実験式は、実験値をかなり精度よく評価できることが明らかとなった。したがって、式 (3) および式 (4) の仮定は、実用的見地からみれば一応妥当なものであるとしてもよい。

次に、得られた実験式と既報^{(11), (15)~(18)}の実験結果を比較してみる。既報^{(11), (15)~(18)}の実験結果では、せん断座屈

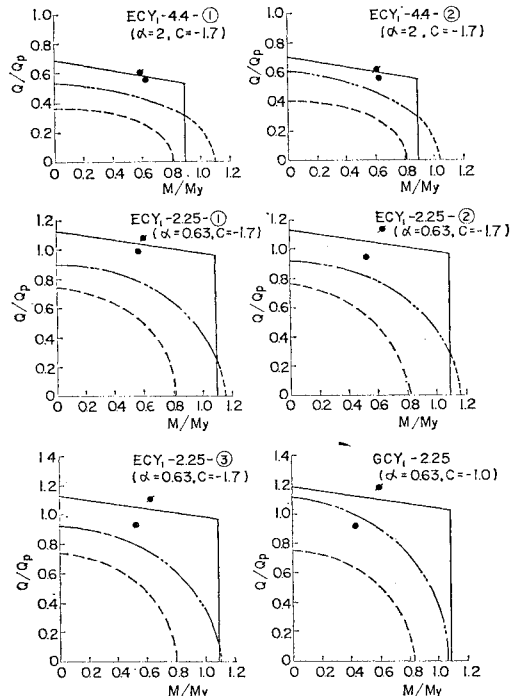


Fig. 11 Interaction Curves ($\alpha \neq 1$)

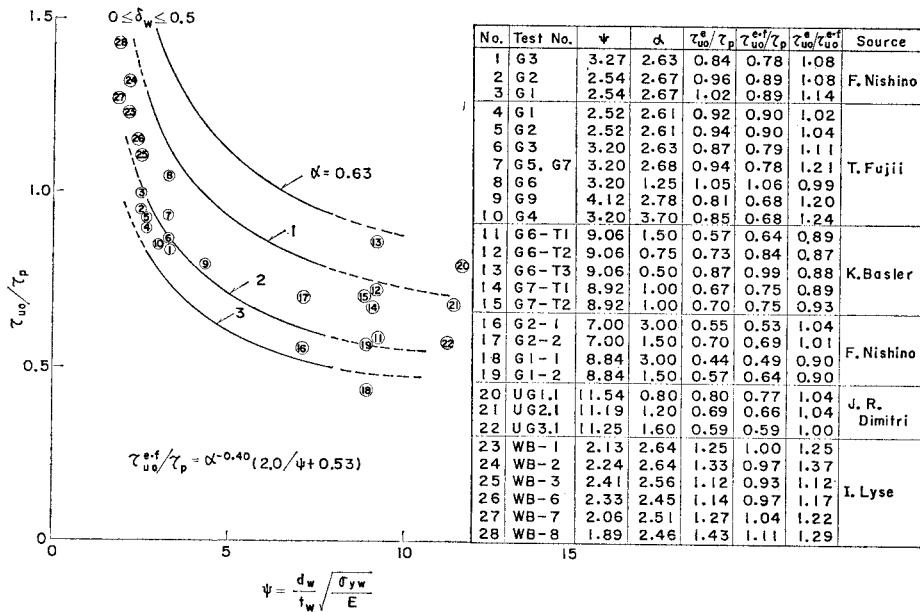


Fig. 12 Comparison between Experimental Formulae and Values under Shear

強度に関する実験値はほとんど求められておらず、しかも本研究で得られた実験式のように、初期不整（残留応力と初期変形）もまったく考慮されていない。一方、曲げ座屈、崩壊強度に関しても、これまでの研究では、初期不整の影響を定量的に検討したものは見受けられない。したがって、ここでは、文献 1) で初期不整の影響を受けないことが明らかとなったせん断崩壊強度についてのみ比較してみる。結果を Fig. 12 に示す。同図より、 $0.50 \leq \alpha \leq 3.0$, $2.0 \leq \psi \leq 11.5$ の範囲で、本実験式と既報^{(11), (15)~(18)}の実験値の相異は、最大 37% という大きな誤差のものも認められるが、全般的にみると約 20% の誤差内におさまっている。

以上の組合せ荷重下におけるウェブの座屈強度実験式、および桁の崩壊強度実験式の適用範囲は、文献 1), 2) のそれを考慮すると、 $0.63 \leq \alpha \leq 2.0$, $c = -1.0$ のとき $4.4 \leq \psi \leq 7.5$, $c = -1.7$ のとき $4.4 \leq \psi \leq 11.4$, $0.40 \leq \lambda_L \leq 3.5$, $0.35 \leq \lambda_T \leq 0.60$, $0.27 \text{ t}\cdot\text{m} \leq M_{pf} \leq 0.81 \text{ t}\cdot\text{m}$, $0 \leq \delta_{\max}/t_w \leq 1.0$, $\delta_{fx} = \delta_{fy} = 0$, $-0.2 \leq \sigma_{rw}/\sigma_{yw} \leq 0.7$, $-0.6 \leq \sigma_{rf}/\sigma_{yf} \leq -0.1$ の範囲で、かつ一般の橋梁メーカーなどで通常の工法・条件によって製作される十分剛な鉛直補剛材を有する溶接プレートガーダーに適用可能と考えられる。

最後に、ウェブの許容初期不整量について考察してみる。前述のように、組合せ荷重下での初期不整を考慮したウェブの座屈強度実験式は、 $0 \leq \delta_{\max}/t_w \leq 1.0$, $-0.2 \leq \sigma_{rw}/\sigma_{yw} \leq 0.7$ の範囲で有効であり、しかもこれらの範囲では、Fig. 9 および 11 の破線で示した基準式より大きい。しかしながら、文献 1), 2) で述べたよ

うに、初期不整のウェブの座屈強度への影響は、せん断力が支配的な場合は残留応力のみによって左右されるが、純曲げモーメントを受ける場合は残留応力と初期変形の影響をともに受ける。上記の事実より、結果的には、純曲げ座屈強度と初期不整の関係によって、初期不整量の許容値が定められるべきであるとの結論に至った。さらに本実験では、純曲げモーメントにきわめて近いような組合せ荷重下での実験結果が得られていないことなども考え合わせると、組合せ荷重を受ける場合の初期不整量の許容値は、純曲げモーメントを受ける文献 2) のそれに準じたものを考慮すれば十分であると思われる。たとえば、 $\sigma_{rw}/\sigma_{yw} = -0.1$ のとき、純曲げ崩壊強度に対して最大 18% の座屈後強度を期待するという現行道示の条項 8.4 の思想を遵守するならば、 $\delta_{\max}/t_w = 3/4$ 程度まで許容されることになる。なお、この場合の許容値は、初期たわみの波形モードが、ウェブ高方向およびパネル幅方向に半波の波形モードの場合に成立する。また、この $\delta_{\max}/t_w = 3/4$ を道示⁽³⁾の条項 15.3.4 に定められている許容値 ($\delta_{\max} \leq d_w/250$) と比較するために、 δ_{\max} を d_w の関係で表わすと、軟鋼の場合 ($d_w/t_w = 152$) には、 $\delta_{\max} = d_w/203$ となり、道示の許容値は安全側になる。

6. あとがき

プレートガーダーが通常の工法・条件によって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は、必然的に残留応力や初期変形などの初期不整が発生

する。本研究は、実際と同一工法・条件で製作することによって、これらの初期不整を忠実に再現した十分剛な鉛直補剛材を有する実物大試験体が、せん断力と曲げモーメントを同時に受ける場合のウェブの座屈強度、および桁の崩壊強度について実験的に検討したものである。その結果、次の結論が得られた。

(1) 本実験に供した試験体の試験パネルの初期変形の波形モードは、試験パネルが桁長の中央から当然ずれることに基因する溶接順序などの非対称性が主因となって、必ずしも従来のように半波に統一されておらず、半波～一波半の間で多様な様相を呈した。このような波形モードを持つ試験体のウェブが、曲げモーメントを支配的に受けて座屈する場合、その座屈波形は、初期変形と同一方向に成長するものが多く見受けられた。しかしながら、この現象はすべての場合にみられるものではなく、一部初期変形モードに無関係に座屈波形が成長するものも認められた。以上の事実より、この場合の座屈強度は、初期変形によって強く影響を受ける傾向はあるものの、必ずしもそれが支配的であるとは考えられない。一方、せん断力が支配的となってウェブが座屈する場合には、座屈後のウェブの変形は、初期変形モードにかかわらず、試験パネルの中央部で最大となる。この現象は文献 1) の純せん断力を受ける場合とまったく同様であり、したがって、組合せ荷重下におけるせん断座屈強度は、 $0 \leq \delta_{\max}/t_w \leq 1.0$ の範囲では、初期変形の影響を受けないと考えられる。

(2) 曲げモーメントが支配的となってウェブが座屈した桁は、本実験の範囲内 ($c = -1.0$ で $4.4 \leq \psi \leq 6.4$, $c = -1.7$ で $4.4 \leq \psi \leq 5.5$, $0.19 \leq \lambda_T \leq 0.60$, $1.4 \leq \lambda_L \leq 2.1$) では、圧縮フランジの水平座屈あるいはねじれ座屈のいずれかで崩壊した。一方、せん断力が支配的となってウェブが座屈した桁は、必ずしもせん断崩壊するとは限らず、圧縮フランジの幅厚比を現行基準¹³⁾ (条項 3.2.2) の 70% 程度になるように設計したもので、ウェブのせん断座屈強度がせん断降伏点の 40% 以下の場合には、圧縮フランジのねじれ座屈によって崩壊することが明らかとなった。

(3) $P-\delta^2$ 法によって推定したウェブの組合せ座屈強度を楕円式で与えた実験式は、実験値より最大 30% 程度小さく評価するものも一部見受けられるが、ほとんどのものは 0~15% 程度低く算定する。したがって、実験式は実際の強度を若干安全側に評価することになる。一方、直線式で与えた崩壊強度実験式と実験値の誤差は、最大 10% 程度であり、本実験式は実際の強度をかなり精度よく推定可能なことが明らかとなった。なお、これらの実験式の適用範囲は、 $0.63 \leq \alpha \leq 2.0$, $c = -1.0$ とき $4.4 \leq \psi \leq 7.5$, $c = -1.7$ のとき $4.4 \leq \psi$

≤ 11.4 , $0.40 \leq \lambda_L \leq 3.5$, $0.35 \leq \lambda_T \leq 0.60$, $0.27 \text{ t-m} \leq M_{pf} \leq 0.81 \text{ t-m}$, $0 \leq \delta_{\max}/t_w \leq 1.0$, $\delta_{fx} = \delta_{fy} = 0$, $-0.2 \leq \sigma_{rw}/\sigma_{yw} \leq 0.7$, $-0.6 \leq \sigma_{rf}/\sigma_{yf} \leq -0.1$ の範囲で、かつ通常の工法・条件によって製作される十分剛な鉛直補剛材のみを有する溶接プレートガーダーに適用可能と考えられる。

(4) 組合せ荷重を受ける場合のウェブの初期不整の許容値は、 $0 \leq \delta_{\max}/t_w \leq 1.0$, $-0.2 \leq \sigma_{rw}/\sigma_{yw} \leq 0.7$ の範囲まで認められることが、本実験により明らかとなった。しかしながら、文献 1), 2) の結果と本実験結果より総合的に判断すると、純曲げモーメントを受ける場合の座屈強度が、初期不整の影響をもっとも厳しく受けると考えられるので、組合せ荷重を受ける場合の初期不整の許容値も、純曲げモーメントを受けるときと同様、たとえば、 $\sigma_{rw}/\sigma_{yw} = -0.1$ のとき、 $\delta_{\max}/t_w = 3/4$ を許容値と考えれば、現行基準¹³⁾ (条項 15.3.4) によって設計しても安全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、本研究を指導していただいた森脇良一博士、実験に協力していただいた滝本哲四郎氏にあわせて感謝する次第である。

【用 語】

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

L : 横構間隔

l : スパン

M_{cr0} : ウェブの純曲げ座屈モーメント

M_{pf} : 小さいほうのフランジの全塑性モーメント

M_{w0} : 桁の純曲げ崩壊モーメント

M_y : 圧縮フランジが降伏点に達する桁モーメント

P : 荷重, 2Q

P_{cr} : 座屈荷重

P_{yf} : 圧縮フランジの降伏軸力

Q : せん断力
 Q_{cr} : ウェブの座屈せん断力
 Q_{cro} : 純せん断力下におけるウェブの座屈せん断力
 Q_p : 全塑性せん断力
 Q_u : 桁の崩壊せん断力
 Q_{u0} : 純せん断力下における桁の崩壊せん断力
 $r_0^2 : I_{pc}/A_c$
 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)
 z : 試験パネル中央から桁軸方向の距離
 z_{cr}^e : ウェブ座屈モーメント・アーム
 z_u^e : 桁崩壊モーメント・アーム
 α : ウェブの縦横比, a/d_w
 β : ウェブの幅厚比, d_w/t_w
 r : 鉛直補剛材剛比
 r_e : 鉛直補剛材剛比 (実験値)
 r_0 : 鉛直補剛材必要剛比 (道路橋示方書)
 δ : ウェブの面外付加変形量
 δ_{max}^0 : ウェブの面外最大初期変形量
 δ_w : $\delta_{max}^0/2 t_w$
 δ_{fx}^0 : 圧縮フランジの面外最大初期変形量
 δ_{fy}^0 : 圧縮フランジの面内最大初期変形量
 $\lambda_L : (L^2 \cdot P_{yf}/B_f)^{1/2}$
 $\lambda_T : (r_0^2 \cdot P_{yf}/C_f)^{1/2}$
 σ_c : 圧縮縁応力
 σ_f : σ_{rf}/σ_{yf}
 σ_{rf} : 圧縮フランジの最小残留応力
 σ_{rw} : ウェブ中央部の残留応力
 σ_t : 引張縁応力
 σ_w : σ_{rw}/σ_{yw}
 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_{ywl} : 引張フランジ側ウェブ材の降伏点 (Eタイプ)
 $\sigma_{yw m}$: 中央ウェブ材の降伏点 (Eタイプ)
 σ_{ywu} : 圧縮フランジ側ウェブ材の降伏点 (Eタイプ)

ψ :

$$\psi : (d_w/t_w) \cdot (\sigma_{yw}/E)^{1/2}$$

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，1976.5.
- 2) 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.
- 3) Basler, K.: Strength of Plate Girders in Shear, Proc. of ASCE, ST 7, 1961.10.
- 4) Basler, K. and Thürlimann, B.: Strength of Plate Girders in Bending, Proc. of ASCE, ST 6, 1961.8.
- 5) Basler, K.: Strength of Plate Girders under Combined Bending and Shear, Proc. of ASCE, ST 7, 1961.10.
- 6) Ostapenko, A. and Chern, C.: Ultimate Strength of Plate Girders under Shear, Fritz Eng. Laboratory Report, No. 328.7, Lehigh University, 1969.8.
- 7) Ostapenko, A. and Chern, C.: Bending Strength of Unsymmetrical Plate Girders, Fritz Eng. Laboratory Report, No. 328.8, Lehigh University, 1970.9.
- 8) Ostapenko, A. and Chern, C.: Unsymmetrical Plate Girders under Shear and Moment, Fritz Eng. Laboratory Report, No. 328.9, Lehigh University, 1970.10.
- 9) 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，日本造船協会論文集，第119号，1966.
- 10) 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，日本造船協会論文集，第120号，1967.
- 11) Fujii, T.: Minimum Weight Design of Structures Based on Buckling Strength and Plastic Collapse, 日本造船協会論文集，第122号，1967.
- 12) Herzog, M.: Ultimate Static Strength of Plate Girders from Tests, Proc. of ASCE, ST 5, 1974.5.
- 13) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，丸善，1973.2.
- 14) 長柱研究委員会：弾性安定要覧，コロナ社，昭和44年.
- 15) Nishino, F. and Okumura, T.: Experimental Investigation of Strength of Plate Girders in Shear, IABSE Theme IIc, New York, 1968.9.
- 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, 1963.9.
- 17) Dimitri, J.R. and Ostapenko, A.: Pilot Tests on The Ultimate Static Strength of Unsymmetrical Plate Girders, Fritz Eng. Laboratory Report, No. 328.5, Lehigh University, 1968.6.
- 18) Lyse, I. and Godfrey, H.J.: Investigation of Web Buckling in Steel Beams, Trans. ASCE, Vol. 100, 1935.

(1977.1.24・受付)