

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

EXPERIMENTAL STUDY ON SHEAR 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

最近、構造工学および製作・施工法の著しい進歩に伴って、合理的な無駄の少ない鋼構造物が作られるようになった。これに加うるに社会情勢の変化に伴い、省力化の努力が盛んに払われるようになり、今や鋼構造物の安全度に対する要求がますます厳しい状況におかれつつある。このような状況下では、残留応力や初期変形のごとき、溶接で組み立てられる鋼構造物に不可避的に発生する初期不整が、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。このような傾向は、溶接で組み立てられるプレートガーダーにおいても例外ではない。プレートガーダーの設計としては、古くからゆきわたっている座屈理論を基準とするものがある。しかし、K. Basler^{(1)~(3)} などによっていわゆる後座屈挙動が体系化されつつあり、最近ではこれを考慮した一種の極限設計的な色彩が濃くなりつつある。ところでプレートガーダーの崩壊パターンとしては曲げ、せん断および曲げとせん断の組み合わせによるものがあるが、本報告はせん断力が支配的に作用する、いわゆる桁端付近の上、下フランジと鉛直補剛材で囲まれるパネルの座屈および崩壊強度に関して検討したものである。これに関連する研究として、K. Basler がせん断力が支配的なパネルの崩壊強度は、ウェブの座屈強度と斜張力作用による強度の和で与えられるという基本的なモデル解析を発表して以来、藤井^{(4)~(5)}、小松⁽⁶⁾、さらに A. Ostapenko^{(7)~(8)} などが、いわゆる枠組作用を考慮したモデル解析ならびに実験的検証結果を報告しており、また水平補剛材を持つプレートガーダーに関しても、小松⁽⁶⁾ のモデル解析あるいは奥村・西野・長谷川⁽⁹⁾ の研究が注目される。このようにせん断力を受けるプレートガーダーの座屈および崩壊

強度に関する研究は、著しい発展を遂げつつある。しかしながらこれらの研究は、いずれもプレートガーダーのフランジやウェブのごとき薄板要素に発生する初期不整の座屈、崩壊強度への影響を問題にしてはいるものの、これらの相関性に焦点を絞って検討したものではない。一方プレートガーダーの設計・製作に関しても、初期不整の問題が極めて曖昧な状態のまま行われているのが現状であり、初期不整に対する知見の不足あるいはその重要性に関して警鐘を打ちならした Merrison 委員会の調査報告^{(10)~(11)} は注目に値する。

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) 程度の範囲に収まるように、溶接で組み立てられた十分剛な鉛直補剛材を有するプレートガーダーのウェブやフランジにどの程度の残留応力が発生しているかに関して、実物大試験体により実験的に検討し、その結果とせん断実験結果より、せん断座屈および崩壊強度と初期不整との相関関係を把握するのが本研究の目的である。さらに本研究において得られた実験式と道路橋示方書⁽¹²⁾ (以下道示と略称する) を比較し、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しようとするものである。

2. 実験系列

せん断力を受け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 (降伏点)、およびウェブ断面積 (3) フランジの剛性および、(4) 鉛直補剛材の剛性の影響を受けることは衆知のとおりであるが、(5) 初期不整とどのような因果関係にあるかという問題は、これまでほとんど明らかにされていない。本研究は (5) 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。実験種目は、残留応力実験 (R) とせん断実験 (S) の 2 種類であり、上記 (1)~(5) の影響因子のうち (1) に関しては、ウエ

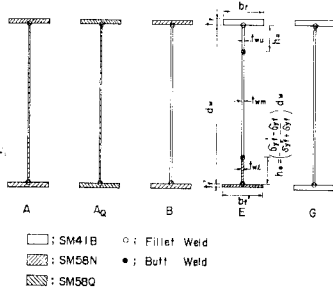
* 正会員 工博 (株) 神戸製鋼所構造研究所 主任研究員

** 正会員 (株) 神戸製鋼所構造研究所 研究員

Table 1 Test Series

Fabricating Condition	Test	30					200
		X ₁	X ₂	Y ₁	Y ₂	Y ₁	
100	R	G, E	Ao, E, G	A, Ao, E, G	G	E	
	S	Ao, E, G	E, G	Ao, E, G	G, B		
200	R						
	S			E			

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



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。またウェブの幅厚比 (β) は、せん断実験では130に統一し、残留応力実験では130を標準とし、さらに200についても参考までに検討することとした。(2)に関するウェブの使用材料は、6mm厚の軟鋼 (SM41B) と60キロ級高張力鋼 (SM58N, SM58Q) の2種類であり、 $\beta=130$ で軟鋼を用いたパネルの座屈パラメータ $\psi (= \beta \cdot \sqrt{\sigma_{yw}/E})$ (σ_{yw} はウェブの降伏点、 E はヤング係数) は4.6であり、60キロ級高張力鋼を用いたパネルの ψ は6.2となる。 $\psi=4.6$ のパネルは、せん断力を受けた場合、線形座屈理論 (周辺単純支持条件) によれば塑性域で座屈し、 $\psi=6.2$ のものは弾性域で座屈するパネル形状および使用材料に相当するものである。(3)のフランジ剛性は、フランジの全塑性モーメント (M_{pf}) を $0.27 \text{ t}\cdot\text{m} \sim 0.81 \text{ t}\cdot\text{m}$ の範囲で3種類に変化させた。また、(4)の鉛直補剛材の剛性に関しては、ウェブの曲げ剛性に対する剛比が $10 r^*$ (r^* は F. Bleich¹³⁾ の最小剛比) ときわめて剛なものを標準タイプとし、参考までに $0.87 r^*$ の柔いものについても検討することとした。 $\beta=130$ で $\alpha=1$ の標準試験体に取り付けた鉛直補剛材の断面二次モーメント (I_s) は $10 r^*$ の場合は 133 cm^4 、 $0.87 r^*$ の場合は 11 cm^4 である。次に、(5)の初期不整に関しては、Table 1に示すように Y_1 の製作条件を標準とし、 X_1 、 X_2 および Y_2 の合計4種類の製作条件で比較することとした。ここで、 Y_1 は本溶接後スポット・ヒーティングによってウェブの最大初期変形量 (δ_{\max}) を $t_w/3$ 以内に矯正するという一般に行われている製作方法であり、 Y_2 は Y_1 と同一製作方法であるが、 δ_{\max} が故意に t_w 程度生ずるようにしたものである。一方 X_1 は本溶接後スポット・ヒーティングを施さなくとも、拘束用具によって発生しよ

うとする溶接変形の δ_{\max} を、 $t_w/3$ 以内に収まるように制御を行ったものである。また、 X_2 は X_1 と同様の製作方法であるが、 δ_{\max} が t_w 程度生ずるように配慮したものである。なおこれらの製作系列のうち橋梁メーカーなどで実際に一般的に行われているものは Y_1 のみであって、他の系列はあくまでも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。このうち特に X_1 にいたっては、実際の製作・施工では到底生じない危険側の残留応力を得るためのシリーズである。このように $t_w/3$ と t_w の2種類の δ_{\max} を初期変形の目標とした根拠は、本実験に供した試験体 ($d_w=790 \text{ mm}$, $t_w=6 \text{ mm}$) の許容初期変形量 (道示: $\delta_{\max} \leq d_w/250$) が $t_w/2$ に相当するため、この基準ははたして妥当であるかどうかを検討することにある。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。

断面形式は、残留応力実験 (R) に関しては、Table 1の付図に示すように A, A_Q, B, E および G の5タイプとしたが、せん断実験 (S) に関してはこれらのうち A タイプを除く4タイプとした。A タイプは全断面 SM58N, A_Q タイプは全断面 SM58Q よりなるもので、G タイプは全断面に SM41B を使用したもっとも一般的な形式である。また、E タイプは応力除去焼鈍した溶接 T 形材 (SM41B) と、やはり応力除去焼鈍した溶接 T 形材 (SM58N) をウェブ (SM41B) で突き合わせ溶接した異種混成桁である。B タイプは上、下フランジに SM58N, ウェブに SM41B を配したポピュラーな異種混成桁である。なお、E タイプに用いた T 形材のウェブ高さ (h_0) は、弾性設計上曲げ応力が合理的に伝達されるように、Table 1の付図に示す計算式により求めた。

3. 試験体

(1) 試験体の形状

道示¹²⁾によれば、一次メンバーの板厚は8mm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橋のウェブ厚は、9mm~14mm程度のもが多く製作されている。本研究の主目的である初期不整と座屈、崩壊強度の関係を検討する場合、実際の橋梁にできるだけ近い試験体形状とすることが望ましい。しかし試験体のウェブ厚は、試験機的能力からやむおえず最大厚 (6mm) とした。

せん断試験体の形状を Fig. 1 に、残留応力試験体の形状を Fig. 2 に示す。前者は全長 6.5m、後者は試験パネルとサイドパネルを併せた長さ (標準長さ) を 2m とした。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た。なおその断面積は道示¹²⁾に従って決定した。

(2) 試験体の製作

初期不整と座屈および崩壊強度の相関関係を検討する場合、製作工程、その方法および条件のばらつきを極力少なくする製作管理が是非とも必要となる。そこで試験体の製作は、一般の橋梁メーカーのそれを基本として、Table 2 に示す工程で行った。材料切断は、ガス切断によって発生する残留応力分布のばらつきができるだけ少なくなるように、フレームプレーナを用いて Table 3 に示す条件で実施した。フランジ材の逆ひずみ取りは、フランジとウェブの直角度が1/100の精度に収まるように、プレスにより行った。仮付け溶接および本溶接は、これによる残留応力分布のばらつきを少なくするため、Table 4 および Table 5 に示す溶接条件および方

法で、さらに、Fig. 3 に示す溶接順序を厳守して実施した。なお、E タイプに用いた溶接 T 形材は圧延 T 形材を想定しているのので、応力除去焼鈍 (S.R.) を行っ

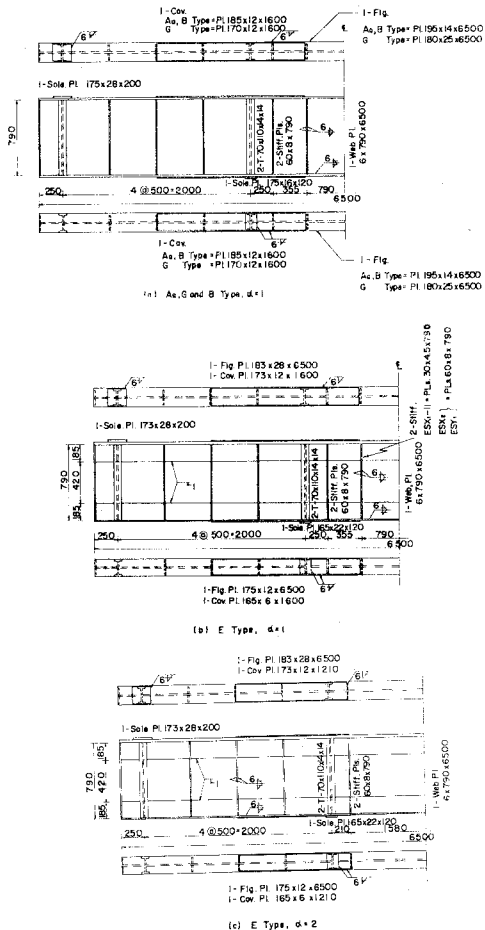


Fig. 1 Details of shear Test Girders ($d_w/t_w=130$)

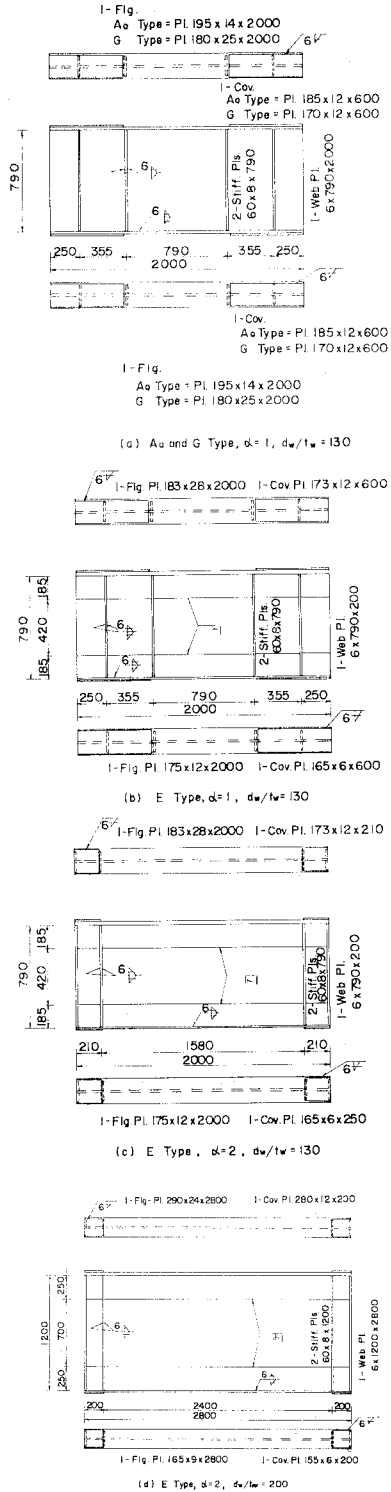


Fig. 2 Details of Test Girders for Residual Stress

た. S.R. は 620°C で 5 時間保持し, 350°C まで炉中冷却したのち常温まで空中冷却という条件で行った. また, X_1 , X_2 および Y_2 の製作条件の試験体は, 所定の初期変形を得るため, I 断面の本溶接から補剛材の本溶接の工程において, 試験パネルのみに面外力を加えることのできる拘束治具を用いて製作した. 最終工程のひずみ取りは, ウェブのやせ馬変形を矯正することを目的としてスポット・ヒーティングによって行った. このスポ

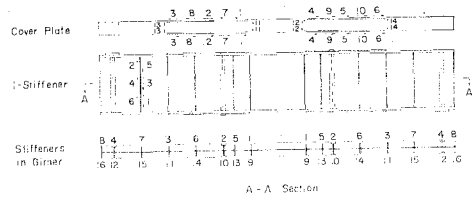


Fig. 3 Weld Procedure of 2nd Member, Stiffeners and Cover Plates

Table 2 Working Process of Test Girders

Girder Type	Fabricating Condition	Working Process
A, A ₀	X_1, X_2	1-2-6-7-8-9-10-11
B, G	Y_1	1-2-6-7-8-9-10-11
E		1-2-3-4-5-6-7-8-9-10-11-12
A ₀ , G	Y_2	1-2-6-7-8-9-10-11-12
E		1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12

Remarks: 1 : Gas Cutting of Plate 8 : Tack Weld of Stiffener
 2 : Straightening of Plate 9 : Weld of Stiffener
 3 : Tack Weld of T Member 10 : Weld of Cover Plate
 4 : Weld of T Member 11 : Weld of Sole Plate
 5 : Stress Relief of T Member 12 : Straightening (Spot Heating)
 6 : Tack Weld of I Member 7 : Weld of I Member

Table 3 Standard Conditions of Gas Cutting

Plate Thickness (mm)	Burner No.	Oxygen Pressure (kg/cm ²)	Propane Pressure (kg/cm ²)	Cutting Velocity (mm/min)
6	0	2.0	0.2	59.0
8				57.0
9				55.0
10	1	2.5	0.2	53.0
12				50.0
14				46.0
19	2	3.0	0.2	44.0
22				42.0
25				40.0
28	3	3.5		37.0

Table 4 Welding Conditions of I Member

Type	Method	Kind of Steel Used	Spec. of Welding Materials	Leg Length (mm)	Core Dia. (mm)	Current (A)	Voltage (V)	Velocity (cm/min)
Fillet	Manual Arc	SM41B+SM58N	D4316	3	3.2	100	25	18
		SM41B+SM41B				125	30	20
		SM58N+SM58N	D5816					
	Submerged Arc	SM58Q+SM58Q		6	4.8	600	30	66
		SM41B+SM58N	KAWI TM			540	26	59
		SM58N+SM58N	KAW63TM			750	37	55
Butt (S/B)	Arc	SM41B+SM41B	KAWI TM	1	4.8	500	32	70
		SM41B+SM58N				570	34	70

Remarks: S : Surface-Run, B : Back-Run

Table 5 Welding Conditions of 2nd Member

Type and Method	Member	Spec. of Leg Welding Materials (mm)	Leg Length (mm)	Layers	Core Dia. (mm)	Current (A)	Voltage (V)	Velocity (cm/min)
Fillet, Manual Arc	Intermediate Stiffener Stiffener at Load Concentration Cover and Sole Plates	D4316	6	1	4	160	160	160
			8	2	5	200	26	-175
			6	1	4	220	30	170
			8	2	5	220	30	-185
			6	1	4	160	160	-175

ット・ヒーティングも, やはりこれによる残留応力の変動性状のばらつきができるだけ少なくなるように, その温度と施工順序がほぼ同一となるように努めた. なおその温度は 700°C 前後とし, テンピルスチックにより温度管理を行った. またスポット・ヒーティング順序は, パネル中央部から最外縁, 続いてその中間部という原則に基づいて実施した. なお道示¹²⁾によれば, SM 58 Q などの調質鋼の熱間加工は, 焼戻し温度 (本材料では 650°C) 以上で行ってはならないと定められているが, 本実験のスポット・ヒーティングは, この基準温度より若干高めめの 700°C 前後で行い, この基準についても検討してみることにした. 次に試験体の製作精度に関しては, ウェブの最大初期変形量は前述のように $t_w/3$ と t_w の 2 種類を目標としたが, 桁高, 桁長, フランジ幅, フランジの曲りおよびフランジの直角度は, いずれも道示¹²⁾の許容値をその目標とした. また鋼桁のねじれ変形は, 道示に定められていないが, 荷重実験上きわめて良好な精度が要求されるので, 桁長 6.5 m に対し 1/400 の精度に収まるよう管理した.

(3) 使用材料

使用材料は軟鋼 (SM 41 B) と 60 キロ級高張力鋼 (SM 58 N, SM 58 Q) の 2 種類とし, その機械的性質のうち降伏点を Table 10 の実験結果にまとめて示す. 熱処理を施さない材料の機械的性質は, それと同一チャージの JIS 1 号試験片の引張試験より求め, 応力除去焼鈍あるいはスポット・ヒーティングなどの熱処理を施したものは, それと同一材料に同一熱サイクルを与えた引張試験片により求めた. また材料のせん断降伏点は, $\tau_y = \sigma_y / \sqrt{3}$ とした.

4. 実験方法

一般に試験体にダメージを与えることなしに, 残留応力分布を直接正確に求めることはきわめて困難である. そこで本研究では, 荷重試験体の残留応力は, 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せん断座屈, 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。初期変形は **Photo. 1** に示すように 2 軸方向に移動可能な治具を考案し、これに変位計 (精度 = 1/200 mm) をセットした装置によって測定した。

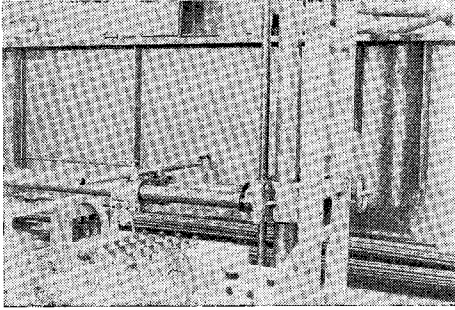


Photo. 1 Measurement of Initial Deflection

(1) 残留応力実験

残留応力は、フランジに単軸、ウェブに 2 軸ストレインゲージ (ゲージ長 = 6 mm) を貼付し、貼付後 2 日経過してから、ドリル、手動切断機および帯鋸切断機を適宜使用して、機械的にはば 4 cm × 4 cm の大きさに切断し、切断後さらに 24 時間経過してから測定した解放ひずみより求めた。

(2) せん断実験

せん断実験は、**Fig. 4** に示すように荷重ビームを介して、試験パネルにせん断力を作用させるいわゆる 4 点荷重法によって行った。各荷重点の支承と試験体の支持条件は、桁軸方向に単純支持とし、荷重集中点に設置され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。荷重は、線形座屈計算値の 1/3 のせん断力まで 2~3 回の予備荷重を繰り返して、試験体が安定した後本

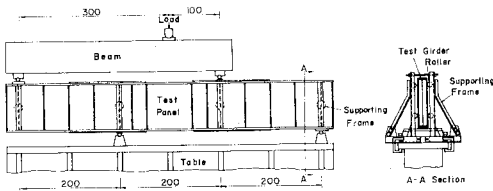
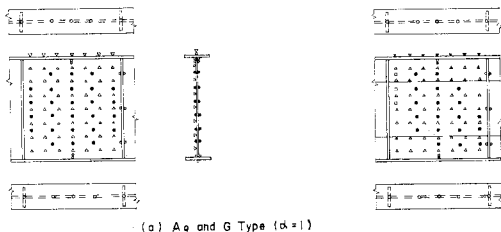


Fig. 4 Test Method under Shear



(a) A₀ and G Type ($\alpha=1$)

(b) E Type ($\alpha=1$)

荷重を行った。試験機は 300 t 構造物試験機を用い、荷重段階は 5 t を原則とした。変位およびひずみは、**Fig. 5** に示す位置で測定した。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 のワイヤストレインゲージ (ウェブにはロゼットゲージ、フランジおよび鉛直補剛材には単軸ゲージ) を介して、多点デジタルひずみ計により測定した。

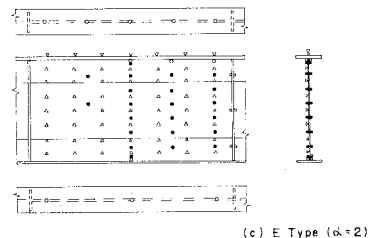
5. 実験結果および考察

(1) 初期不整

残留応力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 6 (1)** および **Table 6 (2)** に示す。同表より、初期変形は必ずしも一方向に変形しているのではなく、かなり複雑な波形を呈していることがわかる。このような初期変形を持つパネルの残留

Table 6 (1) Initial Deflections and Spot Heating Points of Web Panels for Residual Stress Tests (1)

Test No.	Initial Deflection	Spot Heating Point	Test No.	Initial Deflection	Spot Heating Point
ARY ₁			GRX ₁		
AoRX ₂			GRX ₂		
AoRY ₁			GRY ₁		
AoRY ₁			GRY ₁		
ERX ₂			GRY ₂		
ERY ₁			BRY ₁		



(c) E Type ($\alpha=2$)

- △ : Deflection Meter
- : Uni-Axis Strain Gage
- : Rosette Type Strain Gage

Fig. 5 Points of Strain and Deflection Measurements

Table 6 (2) Initial Deflection and Spot Heating Point of Web Panels for Residual Stress Tests (2)

Test No.	Initial Deflection	Spot Heating Point
ERY ₁ -2		
ERY ₁ -20		

応力実験結果を Fig. 6 に示す。この図よりウェブ高方向の残留応力分布の傾向は、初期変形の波形の影響をあまり受けず、製作条件によって影響を受けることがわかる。製作条件が X₁ の残留応力分布は、ウェブとフランジのすみ肉溶接部で大きな引張り残留応力を生じ、ウェブ高方向に沿って直線的に圧縮残留応力を生ずる通常の分布傾向を示している。X₂ のそれは、ウェブとフランジのすみ肉溶接部では X₁ と同様大きな引張り残留応力を生じているが、ウェブに関しては X₁ の残留応力の性状と異なり、引張り残留応力がウェブ高方向に沿って直線的となっている。このような残留応力分布となった理由は、ウェブの面外方向に外力を加えたまま溶接施工し

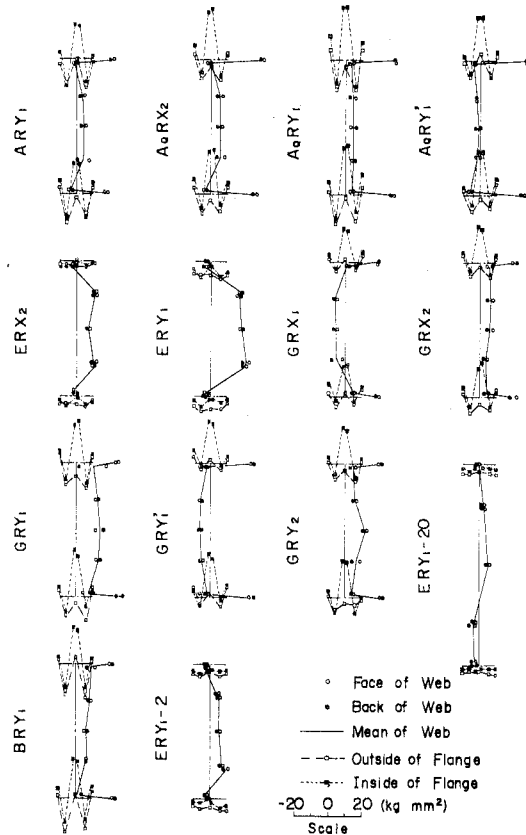


Fig. 6 Residual Stress Distributions

ため、このような特殊な製作条件によってのみ生ずる分布と考えられる。Y₁ と Y₂ のウェブの残留応力は、本溶接後スポット・ヒーティングを施したため、X₁ および X₂ のそれより全般的に大きな引張り残留応力を呈している。一方フランジ幅方向の残留応力分布に関しては、応力除去焼鈍を施していない A, A_Q, G および B タイプは、ガス切断およびウェブとフランジのすみ肉溶接の熱影響によって W 形の分布となっている。T 形材を応力除去焼鈍して用いた E タイプのフランジの残留応力分布は、直線的になる傾向が認められる。

以上の結果より間接的に、しかもできるだけ正確に、せん断試験体の残留応力を推定することが必要となる。残留応力は、厳密には溶接方法、溶接順序およびその条件、スポット・ヒーティング数 (n)、その温度および順序、初期変形量および使用材料などのきわめて多数の因子によって左右される。しかしこれらすべての因子と残留応力の関係を見出すことはきわめて困難である。そこで残留応力と製作に関する各種影響因子との関係を明らかにする一方法として、本研究では溶接の方法、順序および条件、スポット・ヒーティングの温度および順序を前述したようにできるだけ一定とし、しかもこれらの方法、条件および順序をわが国の橋梁会社が通常実施しているもっともポピュラーなものとした。こうすることによって残留応力は、スポット・ヒーティング数 (n)、ウェブの最大初期変形量 (δ_{max}) および使用材料(降伏点)の関数としてとりまとめることが可能になり、これから残留応力試験体と同一の方法、工程および条件で製作したせん断試験体の初期不整量が、かなり正確に推論しうることとなる。このようにしてとりまとめた結果を

Fig. 7 および Fig. 8 に示す。Fig. 7 より、本実験の

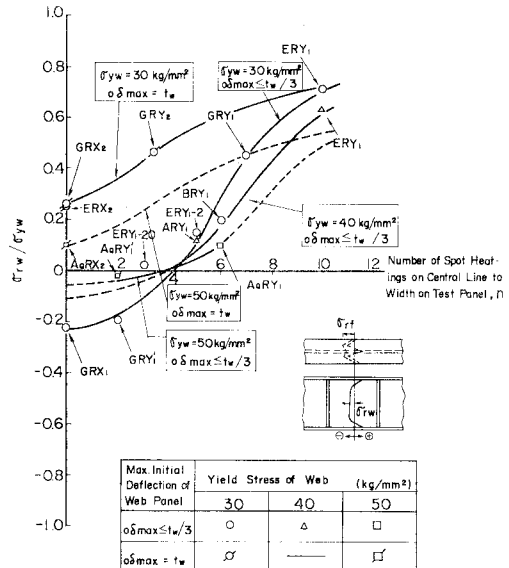


Fig. 7 Residual Stress of Web Panel

Table 7 Experimental Formulae of Residual Stresses

Position	Max Initial Deflection, $\sigma \delta_{max}$ (mm)	Yield Stress (kg/mm ²)	Experimental Formulae
Web	$\leq t_w/3$	30	$\frac{\sigma_{rw}}{\sigma_{yw}} = -2830 \times 10^{-6} n(n^2 - 16.3n + 29.3) - 0.230$
		40	$\frac{\sigma_{rw}}{\sigma_{yw}} = 958 \times 10^{-6} n(n^2 - 6.06n + 37.1) - 0.110$
		50	$\frac{\sigma_{rw}}{\sigma_{yw}} = 542 \times 10^{-6} n(n^2 - 1.54n + 13.2) - 0.0500$
	$= t_w$	30	$\frac{\sigma_{rw}}{\sigma_{yw}} = 542 \times 10^{-6} n(n^2 - 19.2n + 181) + 0.270$
		40	$\frac{\sigma_{rw}}{\sigma_{yw}} = 583 \times 10^{-6} n(n^2 - 12.2n + 58.4) + 0.100$
		50	
Flange	$\leq t_w/3$	30	
		40	$\frac{\sigma_{rf}}{\sigma_{yf}} = 583 \times 10^{-6} n(n^2 - 15.71n - 30.4) - 0.14$
		50	
	$= t_w$	30	
		40	$\frac{\sigma_{rf}}{\sigma_{yf}} = 333 \times 10^{-6} n(n^2 - 17.5n - 50.8) - 0.26$
		50	

標準試験体 ($\alpha=1, \beta=130$) の場合, ウェブパネル中央部の桁長方向の残留応力と降伏点の比 $\sigma_w (= \sigma_{rw} / \sigma_{yw})$ は, $n=0$ では, $\sigma \delta_{max}$ の小さいものより大きい場合のほうが高くなる。しかし n が非常に多くなると, σ_w は $\sigma \delta_{max}$ の影響を受けず一定値 (0.7) に収束する傾向が認められる。一方 n が一定ならば, σ_{rw} は σ_{yw} に関係なく一定値となるので, σ_w は σ_{yw} が大きくなれば当然小さくなる。ところで ERY₁₋₂ ($\alpha=2, \beta=130$) および ERY₁₋₂₀ ($\alpha=1, \beta=200$) の σ_w も, 上記の標準試験体

($\alpha=1, \beta=130$) の結果とよく一致していることが, Fig. 7 より認められる。Fig. 8 より, フランジの桁長方向の最小残留応力と降伏点の比 $\sigma_f (= \sigma_{rf} / \sigma_{yf})$ は, σ_w の傾向とはほぼ逆の傾向を示し, 鋼桁自身の残留応力による平衡状態が認められる。

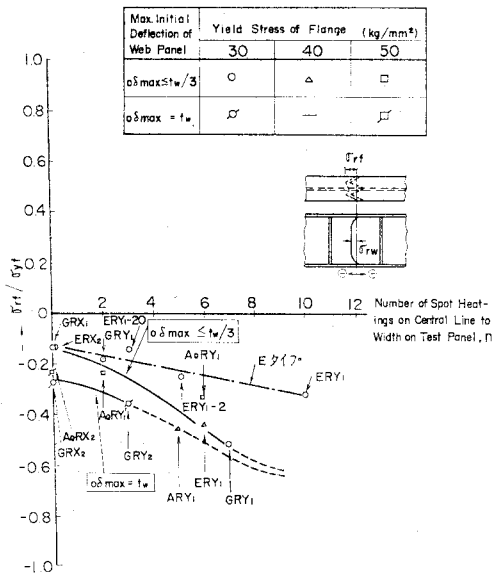


Fig. 8 Residual Stress of Compression Flange

Table 8 (1) Initial Deflections, Spot Heating Points and Deflections at Collapse for Shear Tests (1)

Test No.	Initial Deflection	Spot Heating Point	Deflection at Collapse	Test No.	Initial Deflection	Spot Heating Point	Deflection at Collapse
AaSX ₁				GSX ₁			
AaSY ₁				GSX ₂			
ESX ₂				GSY ₁			
ESY ₁				BSY ₁			
ESX-11							

Table 8 (2) Initial Deflection, Spot Heating Point and Deflection at Collapse for Shear Tests (2)

Test No.	Initial Deflection	Spot Heating Point	Deflection at Collapse
ESY-2			

Table 9 Initial Imperfections

Test No.	σ_{rw}/σ_{yw}	σ_{rf}/σ_{yf}	$\sigma \delta_{max}/t_w$
ARY ₁	0.12	-0.44	0.19
AaRY ₂	0.10	-0.22	0.82
AaRY ₁	0.09	-0.34	0.25
AaRY ₁	-0.03	-0.25	0.13
ERX ₂	0.24	-0.14	0.65
ERY ₁	0.70	-0.30	0.31
GRX ₁	-0.22	-0.15	0.09
GRX ₂	0.26	-0.27	0.78
GRY ₁	0.45	-0.52	0.16
GRY ₁	-0.20	-0.18	0.29
GRY ₂	0.47	-0.36	0.78
BRY ₁	0.20	-0.42	0.15
ERY ₁₋₂₀	0.02	-0.14	0.33
ERY ₁₋₂	0.15	-0.25	0.20
AaSX ₁	-0.05	-0.20	0.36
AaSY ₁	0.50	-0.60	0.33
ESX ₂	0.25	-0.25	1.00
ESY ₁	0.65	-0.33	0.22
ESX ₁₋₁₁	-0.22	-0.15	0.57
ESY ₁₋₂	0.30	-0.25	0.13
GSX ₁	-0.22	-0.15	0.15
GSX ₂	0.25	-0.25	0.60
GSY ₁	-0.10	-0.25	0.35
BSY ₁	0.18	-0.50	0.15

以上の結果より選点法によって実験式を求めると、Table 7 に示すように σ_w および σ_f は、 n の 3 次式で近似される。これらの結果からせん断試験体の残留応力を間接的に求めるためには、せん断試験体の使用材料 (σ_{yw} , σ_{yf})、ウェブの最大初期変形量 (δ_{\max}) およびスポット・ヒーティング数 (n) が既知量であればかなり正確に推論可能となる。Table 8 (1) および Table 8 (2) は、せん断試験体の初期変形およびスポット・ヒーティングの位置を示したものである。同表には崩壊時の等たわみ線図も併示した。これらの結果と Fig. 7 および Fig. 8 から、せん断試験体の初期不整量を示すと、Table 9 のようになる。なお同表には、残留応力試験体の実測初期不整量も参考までに示した。同表より、通常の工程、方法で製作すれば、プレートガーダーの残留応力は、 $-0.2 \leq \sigma_w \leq 0.7$ 、 $-0.6 \leq \sigma_f \leq -0.1$ の範囲にあることがわかる。

(2) せん断座屈および崩壊強度

せん断力を受けるプレートガーダーのウェブの座屈強度を推定する方法は、吉識¹⁴⁾が理論的に証明し、かつ実験的に検証した $P-\delta^2$ 法 (δ は面外付加変形量)、また D.D. Vasarhelyi¹⁵⁾ が紹介している $P-\delta$ 法、さらに $P-\epsilon_s$ 法 (ϵ_s は鉛直補剛材のひずみ) および $P-\epsilon_f$ 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、ウェブの座屈後、それまでのはり作用状態からまったく異質の応力状態となる特性をうまく利用した方法として、それぞれ意味もっているものと考えられる。これらの座屈荷重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. 9 (1) および Fig. 9 (2) のようになる。Fig. 9 (1) は A_QSY_1 、Fig. 9 (2) は $G SX_1$ に対する、(a) $P-\delta^2$ 線図、(b) $P-\delta$ 線図、(c) $P-\epsilon_s$ 線図および (d) $P-\epsilon_f$ 線図を示したものである。Fig. 9 (1) の (a) $P-\delta^2$ 線図より座屈荷重を求めると、 $P_{cr}(=2Q_{cr})=133$ t となり、以下同様にして (b) では $P_{cr}=120$ t、(c) では $P_{cr}=115$ t、(d) では $P_{cr}=240$ t となる。Fig. 9 (2) より Fig. 9 (1) と同様に P_{cr} を求めると、(a) $P_{cr}=134$ t、(b) $P_{cr}=130$ t、(c) $P_{cr}=95$ t、(d) $P_{cr}=165$ t が得られる。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。そこで本研究における P_{cr} は、以下に述べる諸理由により $P-\delta^2$ 法によって推定することとした。(1) $P-\epsilon_s$ 法は、せん断力を受けるパネルが座屈後、それまでのはり作用から斜張力作用に移行し、鉛直補剛材がそのアンカーとして働き、圧縮力を負担し始めるという性質を利用したものであるが、Fig. 9 においては、パネ

ル内に生じた残留応力などの影響で、低荷重域からパネルが局部的に塑性変形するため、必ずしも前述のようなアンカー作用の開始点は明確に現われていない。(2) $P-\epsilon_s$ 法は、今後検討を予定している曲げモーメントを受けるプレートガーダーの座屈には適用できない。(3) $P-\epsilon_f$ 法は、フランジが塑性域に入り始める荷重と見誤まる可能性が多分にある。(4) $P-\delta^2$ 法と $P-\delta$ 法は、いずれも P_{cr} に大きな相違を生じないが、 $P-\delta^2$ 法によるほうが、座屈後の直線性が明確に把握されるという点で、 $P-\delta$ 法より若干なりとも客観性があると思われる。一方本実験のおもな試験体の $P-\delta^2$ 線図をまとめて示すと、Fig. 10 のようになる。ここでせん断崩壊強度は、載荷実験時の最大荷重そのものである。

次にせん断力を受けるプレートガーダーの座屈および崩壊性状について述べる。Fig. 11 は初期変形を考慮したウェブの面外変形の進展状況、Fig. 12 はウェブおよびフランジの桁軸方向ひずみの変化状況、Fig. 13 は主ひずみの分布を示したものである。Fig. 11 より、座屈後のウェブの変形分布は、10 体中 2 体を除いて初期変形方向と一致している。しかし同一方向に変形しているものに関しても、座屈後のウェブの変形量は、初期変形の分布形にかかわらず、ウェブパネルの中央部で最大となる傾向が顕著に認められる。なお崩壊時にも同様の傾向が認められる。このような現象は、ウェブをせん断座屈させるに要する付加ひずみエネルギーが、パネル全体の初期変形分布の影響を受ける傾向はあるものの、それが支配的でないということを示していると考えれば理解できる。Fig. 12 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からは、座屈荷重前後までは、はり作用による線形性が保持されているが、座屈後ウェブの斜張力にフランジが抵抗するために、パネル中央部のフランジの圧縮ひずみが大きくなり、崩壊時には、パネルの両側に取り付けられている鉛直補剛材部の引張り応力が作用するフランジが塑性変形していることが認められる。さらに崩壊後の除荷過程においてせん断変形がパネルに加えられ、パネル中央部のフランジの圧縮ひずみが増加し、Photo. 2 に示すようにパネル中央部に塑性ヒンジが形成されるようになる。Fig. 13 より、座屈前のウェブパネルははり作用状態にあり、座屈後のウェブパネルは斜張力作用状態にあることが明らかに認められる。この斜張力場方向は、 A_Q タイプでは 45° より若干小さく、E タイプおよび G タイプではほぼ 45° となっている。以上の結果より、本実験におけるせん断崩壊モードを参考までに小松⁹⁾のモードで表わしてみると、 A_Q タイプは第 3 モード、E および G タイプは第 4 モード

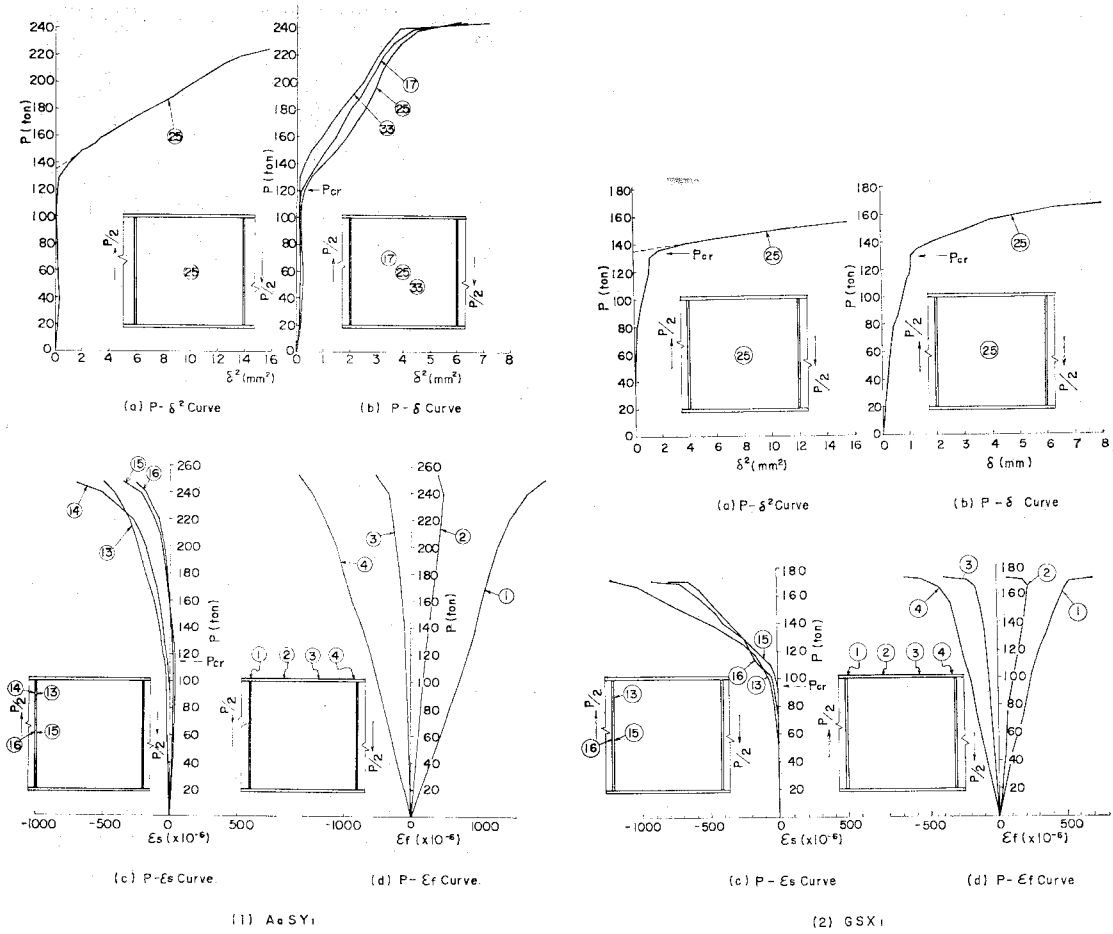


Fig. 9 Methods for Estimating Buckling Load in Web Panel

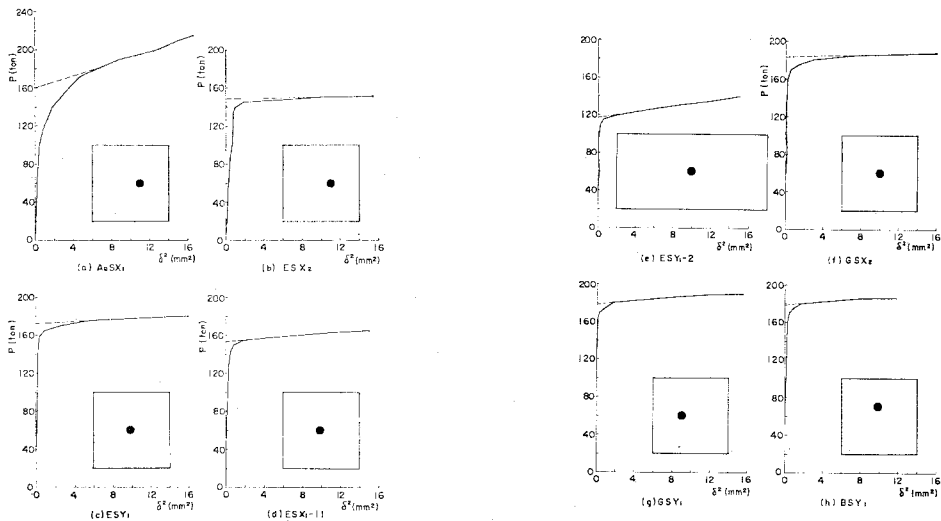


Fig. 10 $P-\delta^2$ Curves

に近いようである。一方小松理論によれば A_Q タイプは第2モード、E および G タイプは第3モードで崩壊するパネル諸元に対応するが、このような結果の生じた理

由は、小松理論が純せん断力を受ける場合であるのに対し、本実験では試験パネルの中央部は純せん断力を受けているが、パネルの両サイドに設けられている剛な鉛直

補剛材部のフランジが曲げの影響を受けているためと考えられる。なお本実験における試験パネル全体の最大曲げ応力 (σ_{max}) と最大せん断応力 (τ_{max}) との比は、弾

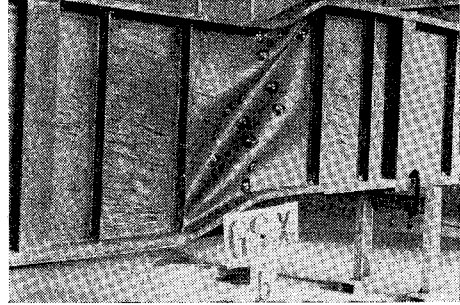


Photo. 2 Typical Shear Collapse

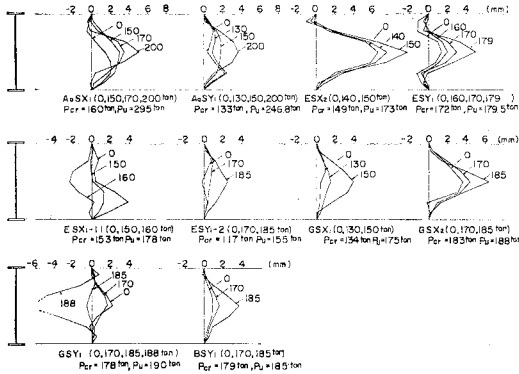


Fig. 11 Initial and Additional Distributions of Web Deflections

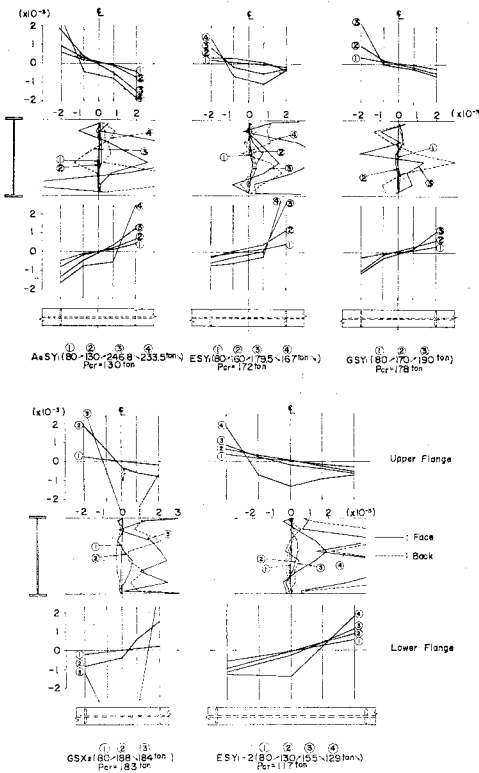


Fig. 12 Normal Strain Distributions of Test Girders under Shear

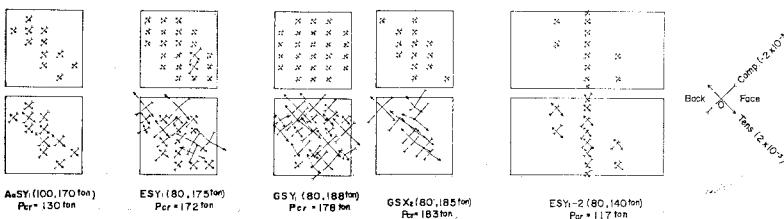


Fig. 13 Principal Strain Distributions in Web Panels

性は理論の計算によると $\alpha=1$ の場合、A_Q タイプで $\sigma_{max}/\tau_{max}=0.67$, E タイプで $\sigma_{max}/\tau_{max}=0.48$, G タイプで $\sigma_{max}/\tau_{max}=0.45$ である。

以上のせん断実験結果より、試験体の諸元および座屈および崩壊強度をまとめて示すと、Table 10 のようになる。同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座屈パラメーター $\psi=(d_w/t_w) \cdot \sqrt{\sigma_{yw}/E}$ と座屈強度との関係を、議論することが可能となる。Table 9 および Table 10 をとりまとめて図示すると、Fig. 14 の実験点のようになる。この図で実験点に若干のばらつきが認められ、しかも $\psi=6.2$ についてはその数も少ない。そこで少々強引ではあるが、せん断座屈強度および崩壊強度とウェブの残留応力の関係を $\alpha=1$ の場合について示すと、破線および実線のようにそれぞれあらわされる。なお、 $I_s=11 \text{ cm}^4$ の試験体 (ESX₁₋₁₁) の鉛直補剛材は、せん断崩壊時まで弾性状態で、かつ座屈現象も生じていなかった。これは試験パネルの鉛直補剛材 ($I_s=11 \text{ cm}^4$) に隣接して設けられた $I_s=133 \text{ cm}^4$ の剛な補剛材の影響が大きかったためと考えられる。したがって、Fig. 14 では、 $I_s=11 \text{ cm}^4$ の鉛直補剛材を持つ ESX₁₋₁₁ も $I_s=133 \text{ cm}^4$ の鉛直補剛材を持つ標準試験体と同一レベルで比較することとした。Fig. 14 よりせん断座屈強度 (Q_{cro}/Q_p) は ψ が大きくなれば当然小さくなり、また

σ_w が小さくなるにつれて低くなる傾向が認められる。一方せん断崩壊強度 (Q_{uo}/Q_p) は、 σ_w の影響をほとんど受けず、 ψ によってのみ影響を受け、 Q_{uo}/Q_p は ψ が大きくなるにつれて当然小さくなる傾向が認められ

Table 10 Dimensions and Results of Shear Tests

Test No.	AeSX1	AeSY1	ESXa	ESY1	ESX-11	ESY-2	GSX1	GSXa	GSY1	BSY1	
Dimensions of Test Girder	dw (mm)	789.0	789.0	788.0	788.8	790.5	788.5	790.0	790.0	790.0	
	t _{uw} (mm)	7.0	6.1	6.2	6.7	6.1	6.7	6.4	6.8	6.8	
	t _{ws} (mm)	7.0	6.1	6.2	6.7	6.1	6.7	6.4	6.8	6.8	
	t _{ws} (mm)	7.0	6.1	6.2	6.7	6.1	6.7	6.4	6.8	6.8	
	d _w / t _{uw}	113	129	127	118	130	119	113	116	117	117
	σ _{yw} (kg/mm ²)	592	50.1	307	306	363	37.6	33.2	32.6	30.6	30.6
	τ _{yw} (kg/mm ²)	592	50.1	307	306	363	37.6	33.2	32.6	30.6	30.6
	τ _{ws} (kg/mm ²)	592	50.1	307	306	363	37.6	33.2	32.6	30.6	30.6
	τ _{ws} (kg/mm ²)	592	50.1	307	306	363	37.6	33.2	32.6	30.6	30.6
	τ _{ws} (kg/mm ²)	592	50.1	307	306	363	37.6	33.2	32.6	30.6	30.6
Sectional Properties	b _t (mm)	195.5	196.4	183.6	183.3	183.0	179.5	179.2	179.6	195.1	
	h _t (mm)	14.0	14.1	28.1	28.0	28.4	28.3	25.3	24.9	25.3	
	b _f (mm)	195.5	196.1	176.0	175.7	179.0	167.7	179.6	181.3	179.0	
	h _f (mm)	14.0	14.1	12.0	12.0	9.0	12.0	25.3	25.0	25.3	
	I _y (kg/cm ⁴)	57.5	59.3	28.3	28.3	24.9	26.7	29.3	28.8	29.3	
	I _x (kg/cm ⁴)	57.5	59.3	44.2	42.7	58.0	47.7	29.3	28.8	29.3	
	I _x (kg/cm ⁴)	57.5	59.3	44.2	42.7	58.0	47.7	29.3	28.8	29.3	
	I _y (kg/cm ⁴)	57.5	59.3	44.2	42.7	58.0	47.7	29.3	28.8	29.3	
	I _x (kg/cm ⁴)	57.5	59.3	44.2	42.7	58.0	47.7	29.3	28.8	29.3	
	I _y (kg/cm ⁴)	57.5	59.3	44.2	42.7	58.0	47.7	29.3	28.8	29.3	
Non-Dimensional	ψ	4.6	4.6	4.6	4.6	4.6	4.6	4.6	4.6	4.6	
	α	1	1	1	1	1	1	1	1	1	
	λ	1	1	1	1	1	1	1	1	1	
	λ	1	1	1	1	1	1	1	1	1	
	λ	1	1	1	1	1	1	1	1	1	
	λ	1	1	1	1	1	1	1	1	1	
	λ	1	1	1	1	1	1	1	1	1	
	λ	1	1	1	1	1	1	1	1	1	
	λ	1	1	1	1	1	1	1	1	1	
	λ	1	1	1	1	1	1	1	1	1	
Experimental Values	M _{cr} (ton-m)	800	66.5	745	86.0	76.5	58.5	67.0	91.5	89.0	
	Q _{cr} (ton)	800	66.5	745	86.0	76.5	58.5	67.0	91.5	89.0	
	Z _{cr} (m)	800	66.5	745	86.0	76.5	58.5	67.0	91.5	89.0	
	M _{cr} (ton-m)	478	123.4	86.5	89.8	89.0	77.5	87.5	94.0	95.0	
	Q _{cr} (ton)	478	123.4	86.5	89.8	89.0	77.5	87.5	94.0	95.0	
	Z _{cr} (m)	478	123.4	86.5	89.8	89.0	77.5	87.5	94.0	95.0	
	モード	S	S	S	S	S	S	S	S	S	
	M _{cr} / M _y	0.424	0.483	0.860	0.921	0.750	0.514	0.691	0.906	0.938	
	M _{cr} / M _y	0.424	0.483	0.860	0.921	0.750	0.514	0.691	0.906	0.938	
	Q _{cr} / Q _p	0.783	0.686	0.999	0.961	0.876	0.684	0.903	0.931	1.001	

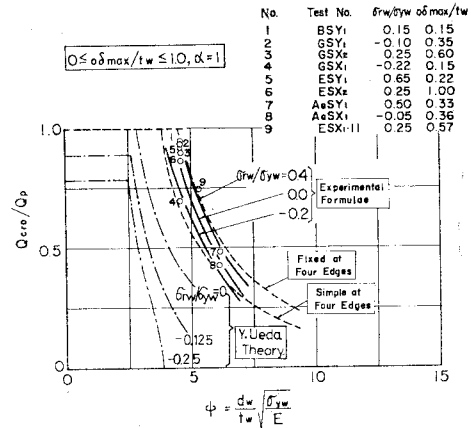


Fig. 15 Relation between Experimental Formulae and Values for Shear Buckling Strength

るフランジは α=1 と同様パネルの両サイドに設けられている剛な鉛直補剛材部で曲げの影響を顕著に受けていることがわかる。

る。また同図より、 Q_{cr0}/Q_p および Q_{u0}/Q_p は、 $0 < \sigma\delta_{max}/t_w \leq 1$ の範囲では、 $\sigma\delta_{max}/t_w$ の影響をあまり受けないことも明らかとなった。そこで Fig. 14 の結果をもとに、以下に十分剛な鉛直補剛材を持つ α=1 のプレートガーダーの Q_{cr0}/Q_p および Q_{u0}/Q_p の実験式を求めることにする。なお参考までに実施した α=2 のせん断座屈強度および崩壊強度と初期不整の関係は、試験体が ESY₁₋₂ のみであったので、この実験結果から明らかにすることはできなかったが、少なくとも座屈後の張力場方向は ESY₁(α=1) のそれとほとんど変わらないことが Fig. 13 より認められる。また、崩壊時にお

(3) 実験式

実験式は、一般的に最小二乗法、平均法あるいは選点法などの未定係数法によって求められるが、本研究では選点法によることとした。その結果は、十分剛な鉛直補剛材を有するプレートガーダーの Q_{cr0}/Q_p および Q_{u0}/Q_p は、 $\alpha=1, 4.6 \leq \psi \leq 6.5, 0 \leq \sigma\delta_{max}/t_w \leq 1, 0.27 t \cdot m \leq M_{pf} \leq 0.81 t \cdot m$ という条件下で、式(1)、(2)のように与えられる。

$$Q_{cr0}/Q_p = (0.14\psi - 1.04)\sigma_w^2 + (3.0/\psi - 0.27)\sigma_w + (6.9/\psi - 0.67) \dots (1)$$

$$Q_{u0}/Q_p = 2.0/\psi + 0.53 \dots (2)$$

式(1)と線形座屈理論式を Q_{cr0}/Q_p と ψ の関係で比較すると、Fig. 15 のようになる。同図にはこれらと比較するため実験値および上田¹⁶⁾が有限要素法により計算した無限長板の結果も併示した。同図より、実験式は、上田¹⁶⁾の計算結果と定性的によく類似しており、また式(1)で示す実験式は、実験値を最大 10% の誤差で評価できることがわかる。なおこれにより、通常の製作方法によって生ずる残留応力に対するプレートガーダーのせん断座屈強度(実験式)は、 $4.6 \leq \psi \leq 6.5$ の範囲では、周辺単純支持での線形座屈理論式と周辺固定支持でのその中間程度の値におさまることが明らかとなった。

式(2)と本実験値ならびに既報^{17)~19)}の結果のうち α が 1 に近いものについて、せん断崩壊強度 (Q_{u0}/Q_p) を ψ の関係で図示すると、Fig. 16 のようになる。同

Experimental Values	
Buckling	Collapse
○	□
△	◇
×	+
●	■
○	□
△	◇
×	+
●	■

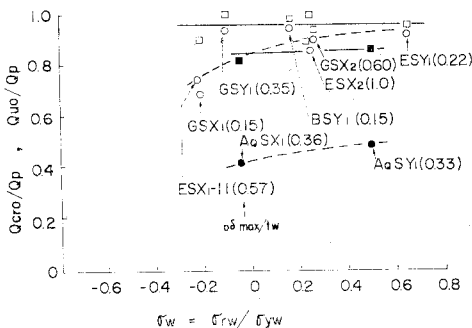


Fig. 14 Correlation between Shear Buckling, Collapse Strengths and Web Residual Stress

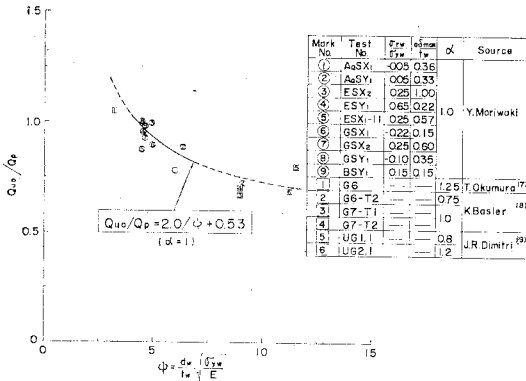


Fig. 16 Relation between Experimental Formulae and Values for Shear Collapse Strength

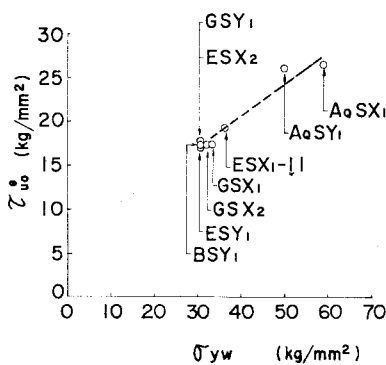


Fig. 17 Correlation between Shear Collapse Stress and Web Yield Point

図より、実験式(2)は、 $4.6 \leq \psi \leq 6.5$ の範囲で本実験値と最大10%の誤差におさまり、さらに本実験式を外挿した曲線と既報の結果を比較しても、 $3 \leq \psi \leq 12$ の範囲で、本実験式はプレートガーダーのせん断崩壊強度をかなりの正確さで推定することができるがわかる。

次にせん断崩壊応力(τ_{u0})とウェブ材の降伏点(σ_{yw})の関係を示すと、Fig. 17 のようになる。同図より、調質鋼からなる桁に、その焼戻し温度(650°C)より若干高めの700°C前後でスポット・ヒーティングを施した場合の影響の一端をうかがうことができる。すなわち、A0SX1の σ_{yw} は59.2 kg/mm²で、 τ_{u0} は26.8 kg/mm²であるのに対し、A0SY1(スポット・ヒーティングを施した桁)の σ_{yw} は50.1 kg/mm²で τ_{u0} は25.6 kg/mm²となり、スポット・ヒーティングを施すことによって σ_{yw} は約20%も低下するのに対し、 τ_{u0} は約5%程度しか低下しない。以上の結果より、調質鋼からなる桁を焼戻し温度より若干高めの温度で熱間加工を施しても、せん断崩壊強度に関しては必ずしも致命的な悪影響をおよぼす原因にはならないと考えられる。

(4) 実験式と設計基準の比較

プレートガーダーの設計基準は、わが国の道示をはじめとして諸外国において、それぞれの基本理念に基づいて定められている。本報告では、とりあえずもっとも身近な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. 15 より、せん断力を受ける $\alpha=1$ のプレートガーダーの座屈強度について比較してみると、実験式(1)は道示の基準式より全般的に高く、そのうちもっとも危険側の残留応力($\sigma_w=-0.2$)の場合でも、 $4.6 \leq \psi \leq 6.5$ の領域では、道示の基準式を上回っている。したがって現行基準式は、橋梁メーカーなどで通常の製作工程、方法で製作される限り、 $4.6 \leq \psi \leq 6.5$ のプレートガーダーに対しては、十分安全であるといえる。

せん断崩壊強度に関して、現行基準式^{6),12)}と本実験式を比較すると、Table 11 のようになる。表中 Q_{u0}^e 、 Q_{u0}^{ef} および Q_{u0}^d はそれぞれ実験値、実験式(2)による計算値および現行基準式による計算値である。同表より本実験式(2)は、 $\alpha=1$ 、 $4.6 \leq \psi \leq 6.5$ の範囲で、現行基準式より0~20%高くなっている。したがってこれも通常の製作工程、方法で製作される限り、プレートガーダーのせん断崩壊強度は、現行基準式によれば十分

Table 11 Comparison between Experimental Values and Japanese Standard Specifications under Shear

Test No.	ψ	$\frac{Q_{u0}}{Q_p}$	$\frac{Q_{u0}^e}{Q_p}$	$\frac{Q_{u0}^{ef}}{Q_p}$	$\frac{Q_{u0}^d}{Q_p}$	$\frac{Q_{u0}^e}{Q_{u0}^d}$	$\frac{Q_{u0}^{ef}}{Q_{u0}^d}$
A0SX1	5.98	0.783	0.864	0.753	1.040	1.147	
A0SY1	6.29	0.896	0.848	0.740	1.211	1.146	
ESX2	4.86	0.999	0.942	0.886	1.128	1.063	
ESY1	4.51	0.961	0.973	0.967	0.994	1.006	
ESX1-11	5.42	0.876	0.899	0.842	1.040	1.068	
ESY1-2	5.02	0.684	—	0.611	1.119	—	
GSX1	4.90	0.903	0.938	0.916	0.986	1.022	
GSX2	4.57	0.931	0.968	0.967	0.962	1.001	
GSY1	4.45	1.001	0.979	0.996	1.005	0.980	
BSY1	4.45	0.975	0.979	0.996	0.979	0.983	

安全であることがわかる。またせん断座屈および崩壊強度は、 $0 \leq \sigma_w^d_{max}/t_w \leq 1$ の範囲では、ウェブの初期変形量の影響をほとんど受けない。したがって道示の $\sigma_w^d_{max} \leq d_w/250$ (本試験体の場合、 $d_w/250$ は $t_w/2$ に相当)という基準は、せん断力が支配的に作用するパネルに対しては、かなり厳しすぎるということが明らかとなった。

6. あとがき

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は、残留応力や初期変形などの初期不整が必然的に生ずる。これらの初期不整は、最大初期変形量を所定の基準内に矯正するためのひずみ

取り処理（本研究ではウェブのやせ馬変形を矯正するためのスポット・ヒータリング）によってさらに変動する。本研究は、製作条件によって変動する残留応力と初期変形との関係を明らかにし、さらにこれらの初期不整と十分剛な鉛直補剛材を有する $\alpha=1$ のプレートガーダーのせん断座屈および崩壊強度の関係を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) ウェブの最大初期変形量が 0~6 mm (ウェブ厚に相当) の溶接プレートガーダーの桁軸方向の残留応力 (ウェブパネル中央部での残留応力 (σ_{rw}) およびフランジの最小残留応力 (σ_{rf})) は、使用材料 (降伏点)、ウェブの最大初期変形量 (δ_{max}) およびウェブに施したスポット・ヒータリング数 (n) の関数で与えられ、それらを実験式でとりまとめることができた。さらにこの結果より、通常の方法で溶接施工されるプレートガーダーの残留応力は、ウェブに関しては降伏点の $-0.2 \sim 0.7$ 倍、フランジに関しては降伏点の $-0.6 \sim -0.1$ 倍程度になることが明らかとなった。

(2) 十分剛な鉛直補剛材を有するプレートガーダーがおもにせん断力を受ける場合の座屈、崩壊過程は、本実験の範囲内では、ウェブの座屈後斜張力場が形成され、さらにせん断力の増加に伴って、鉛直補剛材部の引張り応力の作用するフランジが塑性変形を起こして崩壊する。

(3) $P-\delta^2$ 法によって推定したせん断座屈強度は、パネルの形状、使用材料 (降伏点) およびウェブの残留応力の関数で与えられ、ウェブの最大初期変形量 (δ_{max}) が、 $0 \leq \delta_{max}/t_w \leq 1$ の範囲であれば、 δ_{max} の影響をあまり受けない。また崩壊強度は、パネル形状および使用材料によって大きな影響を受け、ウェブの残留応力および初期変形のごとき初期不整の影響をほとんど受けないことが明らかとなり、これらを実験式にとりまとめた。

(4) 得られた実験式と道路橋示方書の基準式を比較すると、せん断座屈強度に関しては、 $\alpha=1$, $4.6 \leq \psi \leq 6.5$, さらに $0 \leq \delta_{max}/t_w \leq 1$ の範囲であれば、通常の方法で製作される限り、プレートガーダーに生ずるもともと危険側の残留応力 ($-0.2 \sigma_{yw}$) に対しても、現行基準式は安全側にある。一方せん断崩壊強度に関しても、現行基準式は $\alpha=1$, $4.6 \leq \psi \leq 6.5$, $0 \leq \delta_{max}/t_w \leq 1$ の範囲では十分安全であることが明らかとなった。

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田中悟朗君、森 修君および滝本哲四郎君の熱心な協力のあったことを記し、あわせて感謝の意を表す。

用 語

- a : 鉛直補剛材間隔
- b_f : 上フランジ幅
- $b_{f'}$: 下フランジ幅
- d_w : ウェブ高
- E : ヤング係数
- I_x : 桁の水平軸まわりの断面二次モーメント
- I_s : 鉛直補剛材の断面二次モーメント
- l : スパン
- L : 横倒れ防止間隔
- M_{pf} : 小さいほうのフランジの全塑性モーメント
- P : 荷重, $2Q$
- Q : せん断力
- Q_{cro} : ウェブの座屈せん断力
- Q_{uo} : 桁の崩壊せん断力
- Q_p : 全塑性せん断力
- t_f : 上フランジ厚
- $t_{f'}$: 下フランジ厚
- t_w : ウェブ厚
- t_{wu} : 上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} : 下フランジ側のウェブ厚 (Eタイプ)
- α : ウェブの縦横比
- β : ウェブの幅厚比
- γ : 鉛直補剛材剛比
- γ^* : F. Bleich の最小剛比
- δ : ウェブの面外付加変形量
- δ_{max} : ウェブの最大初期変形量
- δ_w : $\delta_{max}/2t_w$
- ϵ_f : フランジの桁長方向ひずみ
- ϵ_s : 鉛直補剛材の桁高方向ひずみ
- σ_{yf} : 上フランジ材の降伏点
- $\sigma_{yf'}$: 下フランジ材の降伏点
- σ_{yw} : ウェブ材の降伏点
- σ_{ywu} : 上フランジ側のウェブ材の降伏点 (Eタイプ)
- σ_{ywm} : 中央ウェブ材の降伏点 (Eタイプ)
- σ_{ywl} : 下フランジ側のウェブ材の降伏点 (Eタイプ)
- σ_{rw} : ウェブ中央部の残留応力
- σ_{rf} : フランジの最小残留応力
- σ_w : σ_{rw}/σ_{yw}
- σ_f : σ_{rf}/σ_{yf}
- τ_y : せん断降伏点, $\sigma_y/\sqrt{3}$
- τ_{uo} : 桁の崩壊せん断応力
- ψ : $(d_w/t_w) \cdot \sqrt{\sigma_{yw}/E}$

参 考 文 献

- 1) Basler, K. and B. Thürlimann: Strength of Plate

- Girders in Bending, Proc. of ASCE, ST 6, 1961.
- 2) Basler, K. : Strength of Plate Girders in Shear, Proc. of ASCE, ST 7, 1961.
 - 3) Basler, K. : Strength of Plate Girders under Combined Bending and Shear, Proc. of ASCE, ST 7, 1961.
 - 4) 藤井登喜男 : 座屈と塑性を考慮した最小重量設計, 第1報, 日本造船学会論文集, No. 119, 1967.
 - 5) Fujii, T. : Minimum Weight Design of Structures based on Buckling Strength and Plastic Collapse, 造船協会論文集, 第122号, 1967.
 - 6) 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.
 - 7) Ostapenko, A. and C. Chern : Ultimate Strength of Plate Girders under Shear, Fritz Eng. Laboratory Report No. 328. 7, Lehigh University, Aug., 1969.
 - 8) Ostapenko, A. and C. Chern : Unsymmetrical Plate Girders under Shear and Moment, Fritz Eng. Laboratory Report No. 328. 9, Lehigh University, Oct., 1970.
 - 9) 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ダーのせん断耐荷力, 土木学会論文報告集, 第235号, 1975年3月.
 - 10) 成岡昌夫・伊藤紘一・坂本孝共訳 : 鋼箱げた橋の設計基礎と架設方法に関する調査中間報告書, 道路, 1972年8月.
 - 11) 成岡昌夫ほか8名共訳 : 鋼箱げた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年7月~9月, 1973年11月~1974年5月.
 - 12) 日本道路協会 : 道路橋示方書・同解説, 丸善, 1973年2月.
 - 13) Bleich, F. : Buckling Strength of Metal Structures, McGRAW-HILL, 1952.
 - 14) 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.
 - 15) Vasarhelyi, D.D., J. C. Taylor, N.C. Vaseshth and C-Y. Yuau : Test of Reveted Plate Girder with a Thin Web, Proc. of ASCE, ST 10, 1960.
 - 16) 上田幸雄 : 残留応力を有するウェブのせん断座屈に関する実験, 日本鋼構造協会誌, JSSC, Vol. 6, No. 54, 1970.
 - 17) Okumura, T., F. Nishino and F. Sakai : Failure Tests on Plate Girders, Structural Eng. Laboratory Report, Department of Civil Eng., University of Tokyo, 1967.
 - 18) Basler, K., B.T. Yen, J.A. Mueller and B. Thürliemann : Web Buckling Tests on Welded Plate Girders, Bulletin No. 63, Welding Research Council, Sept., 1963.
 - 19) Dimitri, J.R. and A. Ostapenko : Pilot Tests on the Ultimate Static Strength of Unsymmetrical Plate Girders, Fritz Eng. Laboratory Report No. 328. 5, June, 1968.

(1975.8.6・受付)