

初期不整を有するプレートガーダーの座屈および耐力に関する研究

(株) 神戸製鋼所 森脇 良一

〇藤野 真之

1. まえがき

プレートガーダーは従来のリベット、ボルト接合にかわって、最近ではほとんど溶接集成されるようになった。しかしこのようにして組立てられたプレートガーダーには、ガス切断、溶接さらにはひずみ取り処理などの過程における熱影響によって、プレートガーダーのフランジやウェブには、残留応力や初期変形などのいわゆる初期不整が、不可避的なものとして発生する。そこで、この初期不整がプレートガーダーの座屈性状や崩壊性状に、どのように影響するかという問題を解明することは、とりもなおさず設計の信頼性を高めしかも適正化に結びつくといってもなんら過言ではない。いっぽう、これまでこの問題に関しては、理論的アプローチとして、初期変形を有する平板の座屈や終局強度についての解析例は相当数¹⁾みられるものの、残留応力と初期変形の両者を同時に有する場合の解析に至っては、最近になって1, 2の試みが見受けられるにすぎない。また、残留応力を有するプレートガーダーの耐力については、解析モデルによるもの³⁾もみられるものの、残留応力と初期変形を同時に有する場合の解析ということになると、その例をまったくみないようである。いっぽう、実験的なアプローチとして、初期不整の一要因である残留応力を有するプレートガーダーの座屈強度についての研究はかなり多数⁴⁾なされているが、残留応力と初期変形の両者と座屈あるいは崩壊強度との因果関係についての研究ということになると、これまたいまだその例をまったくみないようである。

そこで本研究では、初期不整としての残留応力および初期変形(本研究ではウェブプレートのやせ馬変形をさす)が、プレートガーダーの座屈強度および崩壊強度といったどのような関係にあるのかを、実大試験体によって実験的に明確化し、これらの影響を十分盛り込んだ座屈および崩壊強度を実用的な実験式にとりまとめ、さらにこれと現行の設計基準とを比較して、プレートガーダーの設計の適正化に対する一指針を与えんとするものである。なお、プレートガーダーへの外力としては、純曲げモーメント、せん断力およびこれらの組合せ力の3種類について検討した。

2. 実験系列

表1 実験系列

実験は表1に示す系列で行なった。ウェブパネルの形状は、 $d_w/t_w=130\sim300$ の範囲で4種類、 $\alpha=5/8\sim3$ の範囲で4種類とした。実験項目は、残留応力実験(R)、せん断実験(S)、純曲げ実験(B)、およびせん断と曲げの組合せ実験(C；以下これを組合せ実験と称する)の4種類とした。これらのうち純曲げ実験では、断面形式を種々変えることによりフランジ剛度の崩壊強度への影響、さらに組合せ実験では、スパンを種々変えることにより、せん断力とモーメント比の

製作条件 実験		130				170		200	300
α	d_w/t_w	X1	X2	Y1	Y2	Y1	Y2	Y1	Y1
5/8	C			G, E					
	R	G	Ao, E	Ao, A G, E, B				E	
	B	Ao, G	Ao, E	Ao, E G, H	Ao, E G	G	G	E, H	E
	S	Ao, G	E, G	Ao, E G, B					
	C			Ao, E G					
2	R			E					
	B			E, H					
	S			E					
	C			E					
3	C			E					

座底および崩壊強度への影響が検討できるように実験計画をたてた。製作条件は X_1 , X_2 , Y_1 および Y_2 の4種類とし、 Y_1 を標準条件とした。 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($\delta_{\max}$)を $t_w/3$ 以内に矯正する一般の製作方法に従うものであり、 Y_2 は Y_1 と同じ製作方法であるが、 $\delta_{\max}$ が故意に t_w 程度生ずるようにしたものである。 X_1 は本溶接後、スポットヒーティングを施さずに $\delta_{\max}$ が $t_w/3$ に収まるように、拘束治具を適宜用いて製作したものであり、 X_2 も X_1 と同様の製作方法であるが、 $\delta_{\max}$ が t_w 程度生ずるようにしたものである。断面形式 A_a は全断面が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。Eタイプはオ4図に示すように、応力焼鈍した溶接T形材($b_f \times h_o$ -SM41B)とやはり応力焼鈍したT形材($b_f \times h_o$ -SM58N)もウェブ板(SM41B)で突合せ溶接した異種混成桁である。Bタイプは上フランジと下フランジにSM58N、ウェブにSM41Bを配した一般的な異種混成桁である。Hタイプは全断面SM50Bによるものであるが、CUT-T材をウェブ板で突合せ溶接したものである。

3. 試験体

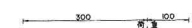
試験体の形状は、ウェブパネルに関してはオ1表の d_w/t_w 、および α に準じて変化させたが、 t_w も6mmに一定とした。試験体の長さについては、せん断試験体は4.5m、純曲げ試験体は6.5m~10.2m、組合せ試験体は2.25m~6.5mとし、残留応力試験体は2mとした。また、中間垂直補剛材の断面二次モーメントは、133 cm⁴のものを標準とし、44 cm⁴および11 cm⁴のものも数体製作した。また、荷重集中点の垂直補剛材は、荷重集中点に設置される横倒れ防止板のローラーとの接触を良好にするため、T形材を使用し、その断面積は道路橋示方書⁵⁾(以下道示と略称する)に従って決定した。

試験体の製作工程および方法は、一般の橋梁メーカーでのそれとはほぼ同様とした。すなわち、製作は板取り、逆ひずみ取り、I断面仮付け、本溶接、補剛材などの二次部材の溶接、ひずみ取りという手順、工程で行ない、各工程での製作方法および条件などはひずみ取りを除いてすべて道示に準じた。なお、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(お条)によって行なった。道示によれば、SM58Qなどの調質鋼の熱固加工は、焼戻し温度(本材料のそれは650℃)以上で施してはいけなと定められているが、本試験体のひずみ取りはこれより若干高めの700℃前後でスポットヒーティングをしいて施してみた。この処理によってもっとも影響を受けると思われるせん断崩壊強度について検討を加えてみた。つぎに、試験体の製作精度としては、ウェブの初期変形に関しては前述の $t_w/3$ と t_w の2種類を目標としたが、その他の桁高、フランジ幅、桁長、圧縮フランジの曲り、フランジの直角度などの製作精度は道示の許容値に合格するように最大の注意をはらって製作した。また、桁のゆじれ変形は道示には規定されていないが、載荷実験上きわめて良好な精度が要求されるので、この製作精度は長さ6mに対して2mm/桁高のゆじれ変形におさまるようにとくに配慮した。

使用材料の機械的性質は、熱処理を施さないものは同一チャージのJIS1号試験片で、また応力焼鈍およびスポットヒーティングなどの熱サイクルを与えたものは、それと同一チャージの材料に同一条件の熱サイクルを与えたJIS1号試験片によって求めた。

4. 實驗方法

載荷試験体の残留応力およびその分布を試験体にダメージを与えずに直接正確に求めることはできない。そこで、本研究では載荷試験体の残留応力を残留応力実験の結果から間接的に求めた。そしてこの残留応力と個々の試験体で直接測定した初期変形と各種座屈、崩壊強度の関係を検討するという方針に沿って各種の実験を実施した。したがって、すべての試験体の初期変形をそれぞれの実験に先立って測定した。なお、初期変形の測定は二軸方向に



移動可能な治具に変位計を取付けた装置によって行なった。

4.1. 殘留应力实验

残留応力はフランジに単軸、ウェブに二軸ストレインゲージを貼付し、貼付後2日経過してからドリル、手動切断機、帯鋸切断機を使用して機械的に4cm角の大きさに切断し、切断後24時間経過してからその解放みずみより求めた。

4.2 世人断実験

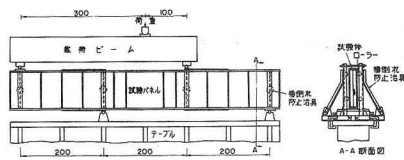
第1図にせん断実験の載荷方法を示す。実験は300トン構造物試験機において、図に示すような載荷ビームを介して試験パネルにせん断力を作用させて行なった。載荷は計算降伏せん断力の1/3程度まで、2, 3回の予備載荷を繰返し、試験体が安定した後本載荷を行なった。荷重段階は5トンを原則とし、試験体の所定の部所に貼付あるいは設置したストレーンゲージあるいは変位計により計測した。すなわち、フランジおよび垂直補剛材に単軸、ウェブに三軸ゲージを用い、変位計は50 mm ストローク、1/200 mm 精度の摺動型変位計を用いた。

4.3. 純曲げ"実験

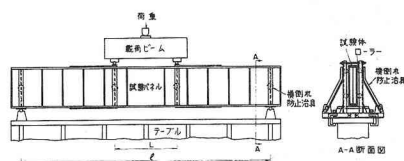
オ2図に純曲げ実験の載荷方法を示す。また、写真-1にその状況を示す。スパン(ℓ)が6m以下のものは300トン構造物試験機で、図に示すような載荷ビームを介して試験パネルに純曲げモーメントも作用させ、ℓ>6mのものは、200トンジャッキ2基を用いて、写真-1の要領で実験を行なった。載荷順序、荷重段階はせん断実験と同様とし、測定方法もウェブに単軸ゲージを貼付したほかはほとんど同じ方法で行なった。

4.4 組合せ実験

図 9 に組合せ実験の載荷方法を示す。この載荷順序, 荷重段階および判定方法は, 4.2 のせん断実験とほとんど同様の要領で行なった。なお, 実験データの解析にはせん断, 純



第1圖 せん断実験方法



为2図 純曲げ実験方法

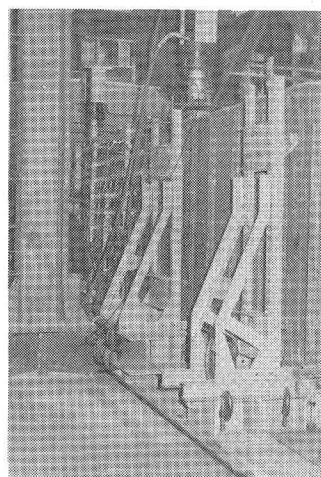
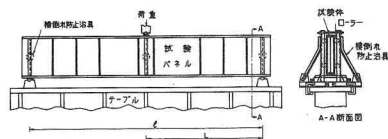
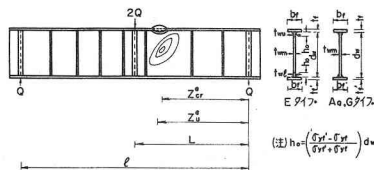


写真-1 純曲げ“実験状況”



第3圖 組合せ実験方法



第4図 組合せ試験体の形状

曲げおよびこれらの組合せ座屈荷重を $P-\delta^2$ 法、崩壊荷重を載荷実験時の最大荷重より求めた。よくに組合せ実験に属してはオ4図に示すように、ウェブの座屈モーメントアーム(ΣG_r)、崩壊モーメントアーム(ΣG)を実測し、それらとせん断力より座屈あるいは崩壊モーメントを求めた。また、純曲げ実験のモーメントアームはシャースパンとした。崩壊モードは圧縮フランジのひずみ分布および実験時の観察により決定した。

オ2表 試験パネルの初期変形とスポットヒーティング位置

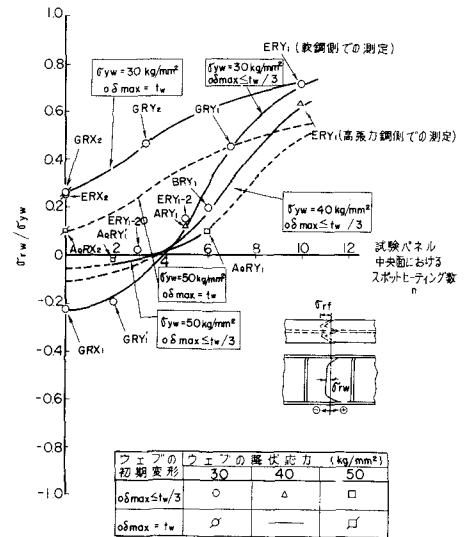
試験体記号	初期変形形(mm)	スポットヒーティング位置	試験体記号	初期変形形(mm)	スポットヒーティング位置	試験体記号	初期変形形(mm)	スポットヒーティング位置
ARY ₁			AoBX ₁			AoSX ₁		
AoRX ₂			AoBX ₂			AoSY ₁		
AoRY ₁			AoBY ₁			ESX ₂		
AoRY ₁			AoBY ₂			ESY ₁		
ERX ₂			EBX ₂			GSX ₁		
ERY ₁			EBY ₁			GSX ₂		
GRX ₁			EBY ₂			GSY ₁		
GRX ₂			GBX ₁			BSY ₁		
GRY ₁			GBX ₂					
GRY ₁			GBY ₁					
GRY ₂			GBY ₂					
BRY ₁								

オ5図 典型的な残留応力分布

5. 実験結果と考察

5.1. 初期不整

プレートガーダーの座屈あるいは崩壊性状に残留応力、初期変形などの初期不整が、どのように影響しあうのかを明らかにするために、主に残留応力試験体によって検討した。まず、残留応力の典型的な測定結果例をオ5図に示し、初期変形の結果およびスポットヒーティング位置の代表例をオ2表に示す。オ2表には残留応力試験体のみならず、載荷試験体の結果も併示した。つぎに、これらの結果より、できるだけ正確に載荷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条件、溶接順序、その方法、スポットヒーティングの順序、スポットヒーティング数(n)およびその温度あるいは初期変形量および使用材料など、きわめて多数の影響因子によって左右される。そこで試験体の製作にあたっては、溶接条件、順序およびその方法を残留応力試験体とまったく同一として製作し、さらに、スポットヒーティング順序も、パネル中央部から外側へ施すという原則のもとに行ない、その温度も700℃前後で一定としている。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)、使用材料および初期変形を残留応力パラメータとしてとりまとめることができるし、これから載荷試験体の初期不整量はかなり正確に推論しうる。このようにしてとりまとめた結果をオ6図およびオ7図



オ6図 ウェブの残留応力とスポットヒーティング数の関係

に示す。まず、 σ_6 図よりウェブパネル中央部の
 残留応力 ($\sigma_w = \sigma_{rw}/\delta_{yw}$) は、 $n=0$ では $\sigma_{\delta max}$ の小さい
 場合よりも大きい場合のほうが大きくなり、逆に
 n が非常に多くなると、 σ_w は $\sigma_{\delta max}$ の大小にかか
 らず一定値に収束するようである。つぎに、 σ_7 図よりフランジの最小残留応力 ($\sigma_f = \sigma_{rf}/\delta_{yf}$) は、
 σ_w とほぼ逆の傾向を示すことが認められる。以上の
 実験結果より、逐次法によって念のために実験

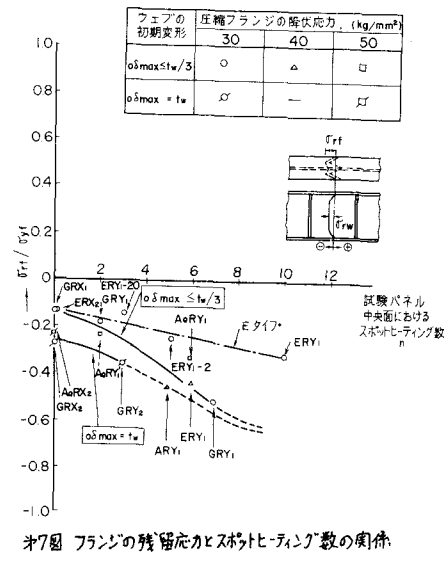
オ3表 残留応力実験式

対象位置	初期変形 $\sigma_{\delta max}$ (mm)	降伏応力 (kg/mm ²)	実験式
ウェブ中央部	$\leq t_w/3$	30	$\frac{\sigma_{rw}}{\delta_{yw}} = 2830 \times 10^{-6} n^2 (n^2 - 16.3n + 29.3) - 0.230$
		40	$\frac{\sigma_{rw}}{\delta_{yw}} = 958 \times 10^{-6} n^2 (n^2 - 6.06n + 3.71) - 0.110$
		50	$\frac{\sigma_{rw}}{\delta_{yw}} = 542 \times 10^{-6} n^2 (n^2 - 1.54n + 13.2) - 0.0500$
	$= t_w$	30	$\frac{\sigma_{rw}}{\delta_{yw}} = 542 \times 10^{-6} n^2 (n^2 - 19.2n + 18.1) + 0.270$
		40	$\frac{\sigma_{rw}}{\delta_{yw}} = 583 \times 10^{-6} n^2 (n^2 - 12.2n + 58.4) + 0.100$
		50	
フランジ端部 よりフランジ 幅の1/4	$\leq t_w/3$	30	
		40	$\frac{\sigma_{rf}}{\delta_{yf}} = 583 \times 10^{-6} n^2 (n^2 - 15.7n - 30.4) - 0.14$
		50	
	$= t_w$	30	
		40	$\frac{\sigma_{rf}}{\delta_{yf}} = 333 \times 10^{-6} n^2 (n^2 - 17.5n - 50.6) - 0.26$
		50	

オ4表 初期不平整

試験体記号	σ_{rw}/δ_{yw}	σ_{rf}/δ_{yf}	$\sigma_{\delta max}/t_w$	試験体記号	σ_{rw}/δ_{yw}	σ_{rf}/δ_{yf}	$\sigma_{\delta max}/t_w$
ARYi	0.12	-0.44	0.19	GBYi	0.20	-0.40	0.23
AeRYe	0.10	-0.22	0.82	GBYe	0.50	-0.55	0.81
ARYe	0.09	-0.34	0.25	EBYi-11	-0.20	-0.15	0.22
AeRYi	-0.03	-0.25	0.13	EBYi-2	0.18	-0.20	0.28
ERYe	0.24	-0.14	0.65	GBYi-17	-0.20	-0.15	0.24
ERYi	0.70	-0.30	0.31	GBYi-17	-0.10	-0.25	1.03
GRXi	-0.22	-0.15	0.09	EBYi-20-①	0.50	-0.25	0.66
GRXe	0.26	-0.27	0.78	EBYi-20-②	0.65	-0.30	0.74
GRYi	0.45	-0.52	0.16	EBYi-20-③	0.70	-0.35	0.25
GRYe	-0.20	-0.18	0.29	EBYi-20-④	0.70	-0.35	0.48
GRYi	0.47	-0.36	0.78	EBYi-30	0.70	-0.35	0.66
ERYi	0.20	-0.42	0.15	AeCYi-4-①	0.60	-0.65	0.36
ERYi-20	0.02	-0.14	0.33	AeCYi-4-②	0.30	-0.55	0.24
ERYi-2	0.15	-0.25	0.20	AeCYi-36	0.05	-0.45	0.33
AeSXe	-0.05	-0.20	0.36	AeCYi-28	0.35	-0.60	0.33
AeSYi	0.50	-0.60	0.33	ECYi-6-①	0.30	-0.25	0.33
ESXe	0.25	-0.25	0.00	ECYi-6-②	0.50	-0.30	0.16
ESYi	0.65	-0.33	0.22	ECYi-44-①	0.18	-0.20	0.32
ESXi-11	-0.22	-0.15	0.57	ECYi-44-②	0.18	-0.20	0.19
ESYi-2	0.30	-0.25	0.13	ECYi-4-①	0.60	-0.30	0.36
GSXi	-0.22	-0.15	0.15	ECYi-4-②	0.50	-0.25	0.33
GSXe	0.25	-0.25	0.60	ECYi-3	0.18	-0.20	0.33
GSYi	-0.10	-0.25	0.35	ECYi-28	-0.10	-0.18	0.24
BSYi	0.18	-0.50	0.15	ECYi-23-①	0.18	-0.20	0.12
AeBXi	-0.05	-0.15	0.47	ECYi-23-②	0.18	-0.20	0.11
AeBXe	0.10	-0.25	0.15	ECYi-23-③	0.30	-0.25	0.36
AeBYi	0.0	-0.40	0.16	GCYi-5	0.65	-0.60	0.20
EBXe	0.18	-0.37	0.90	GCYi-4	-0.22	-0.15	0.19
EBYi	0.25	-0.25	0.82	GCYi-4	0.25	-0.25	0.95
EBYi	0.30	-0.25	0.50	GCYi-4	0.30	-0.45	0.32
GBXi	-0.40	-0.28	0.82	GCYi-36	0.65	-0.60	0.43
GBXe	-0.22	-0.15	0.40	GCYi-23	0.20	-0.40	0.44
GBXe	0.25	-0.25	0.95				

式を求めるとオ3表の
 ように、 σ_{rw}/δ_{yw} および
 σ_{rf}/δ_{yf} は n の3次式で
 近似される。 σ_6 図か
 よびオ7図より載荷試
 験体の残留応力を同接
 的に求め、さうに個々
 の試験体から直接求め
 た初期変形をまよめ
 るとオ4表のようにな
 り、この表に示されて
 いる σ_{rw}/δ_{yw} 、 σ_{rf}/δ_{yf} およ
 び $\sigma_{\delta max}/t_w$ が、本研究



オ7図 フランジの残留応力とスポットヒートリング数の関係

の載荷試験体の初期不平整である。なお、同表に
 は念のために残留応力試験体の実測値も併示した。
 5.2. 載荷実験結果

載荷実験結果をまとめて示すと、せん断実験結
 果はオ5表、純曲げ実験結果はオ6表およびオ7
 表、組合せ実験結果はオ8表、オ9表およびオ10
 表のようになる。表中、座屈荷重はP-S²法によ
 って求め、崩壊荷重は載荷実験時の最大荷重より求
 めた。座屈強度を実験的に求める方法は、せん断
 実験を例にあげると、オ8図に示すように、座屈
 後荷重と面外変形(δ)の二乗の関係が線形になる
 性質を利用したP-S²法、荷重と δ の関係が急激に
 変化する点を座屈とするP-S法、垂直補剛材が垂
 直応力を急激に負担し始める点を座屈荷重とする
 方法、あるいは、フランジの橋長方向のひずみが急激に

オ5表 せん断実験結果

試験体記号	AeSYi	AeSYe	ESXe	ESYi	ESXi-11	ESTY-2	GSXi	GSXe	GSYi	BSYi
試 験 体	dw (mm)	7890	7880	7888	7860	7885	7900	7890	7900	7900
	t _w (mm)	—	6.1	6.1	6.1	6.4	—	—	—	—
	t _w (mm)	70	6.1	6.2	6.7	6.1	6.4	6.8	6.8	6.8
	t _w (mm)	—	6.1	6.5	6.1	6.5	—	—	—	—
試験体	d _w / t _w	113	129	127	118	130	119	113	116	117
	(γ _{max} /mm ²)	—	—	36.3	31.6	36.3	31.6	—	—	—
	(γ _{max} /mm ²)	592	50.1	30.7	30.6	36.3	37.6	33.2	32.6	30.6
	(γ _{max} /mm ²)	—	—	53.1	47.9	53.1	47.9	—	—	—
試験体	bt (mm)	1955	1964	1836	1833	1830	1835	1795	1792	1796
	tf (mm)	140	14.1	28.1	28.0	28.4	28.3	25.3	24.9	25.3
	(γ _f /mm ²)	575	593	28.3	28.3	24.9	26.7	29.3	28.8	29.3
	(γ _f /mm ²)	—	—	—	—	—	—	—	—	—
試験体	bt (mm)	1955	1961	1760	1757	1790	1755	1796	1813	1790
	tf (mm)	140	14.1	120	120	90	120	25.3	25.0	25.3
	(γ _f /mm ²)	575	593	44.2	42.7	58.0	47.7	29.3	28.8	29.3
	(γ _f /mm ²)	—	—	—	—	—	—	—	—	—
試験体	I _x (cm ⁴)	133	133	133	133	11	133	133	133	133
	I _y (cm ⁴)	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	M _y (ton-m)	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	Q _y (ton)	1888	1378	966	93.4	1010	1130	969	1010	940
試験体	δ (mm)	60	60	60	60	60	60	60	60	60
	δ (mm)	20	20	20	20	20	20	20	20	20
	φ (mm)	598	629	486	451	542	502	490	457	445
	φ (mm)	—	—	—	—	—	—	—	—	—
試験体	M ₂ (ton-m)	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	Q ₂ (ton)	800	665	745	860	765	585	670	915	890
	δ ₂ (mm)	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	M ₂ (ton-m)	—	—	—	—	—	—	—	—	—
試験体	M ₂ (ton-m)	1478	1234	865	898	890	775	875	940	950
	Q ₂ (ton)	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	δ ₂ (mm)	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	φ ₂ (mm)	—	—	—	—	—	—	—	—	—
試験体	M ₂ / M ₁	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	Q ₂ / Q ₁	0.428	0.483	0.880	0.921	0.750	0.514	0.691	0.906	0.938
	M ₂ / M ₁	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	Q ₂ / Q ₁	0.783	0.996	0.999	0.961	0.876	0.694	0.903	0.931	0.975

みの変化から座屈荷重も決定すると、フランジが降伏を始める170トンと見誤まるおそれがある。また、曲げ座屈強度の決定は、垂直補剛材のひずみから求めることは不可能であり、さらにP- δ 法によると、初期変形の大きい場合には、客観的に判定することが主わめてむづかしい。これらの点から、P- δ^2 法が種々の外力に対して共通して活用しうる安定した推定法と考えられる。したがって、本実験の座屈荷重はすべてP- δ^2 法により決定した。

才6表 純曲げ実験結果(1)

試 験 件 記 号		AeBX ₁	AeBX ₂	AeBY ₁	AeBY ₂	EBX ₂	EY ₁	EBY ₂	GBX ₁	GBX ₂	GBY ₁	GBY ₂
諸 元 素	断面面积 S _x (cm ²)	118	118	114	115	132	135	134	175	175	178	175
	断面積率 λ (%)	33	33	33	33	33	33	33	33	33	33	33
	M _y (ton-m)	692	698	669	617	1171	1192	1174	244	243	251	189
	Q _p (ton)	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	δ (mm)	60	60	60	60	60	60	60	60	60	60	60
	L (m)	0.79	0.79	0.79	0.79	0.79	0.79	0.79	0.79	0.79	0.79	0.79
無次元量	φ	690	676	632	671	486	456	456	461	482	494	478
	λ	—	0.740	0.741	0.730	0.546	0.548	0.548	0.582	0.567	0.563	0.559
	λ/τ	0.747	0.592	0.597	0.580	0.197	0.196	0.196	0.219	0.217	0.218	0.217
	λ/τ	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	λ/τ	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	λ/τ	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
実 測 値	座標点 Z _{er} (mm)	013	1190	24.0	429	35.0	082	294	97.2	104.1	123.0	104.6
	Z _{er} (mm)	2.25	2.25	2.25	2.25	2.25	2.25	2.25	2.25	2.25	2.25	2.25
	M _y (ton-m)	473	488	474	558	156.9	153.6	168.3	36.1	44.7	46.0	160.9
	Z _z (mm)	2.25	2.25	2.25	2.25	2.25	2.25	2.25	2.25	2.25	2.25	2.25
	T	T	T	T	T	T	T	T	T	T	T	T
	比定座標点 M _y /Q _p	0.599	0.701	0.743	0.884	1.153	0.906	1.102	0.781	0.835	0.983	0.880
終 座 標 点	M _y /Q _p	0.874	0.876	0.983	0.964	1.340	1.289	1.417	1.094	1.166	1.124	1.353

表7 純曲の實驗結果(2)

[illegible]

表9 組合世実驗結果 (E 917°)

試 験 序 号	試 験 記 号	ECY-6-D	ECY-6-E	ECY-44-E	ECY-44-E	ECY-44-D	ECY-4-E	ECY-3	ECY-2B	ECY-23-C	ECY-23-E	ECY-3-E
諸 君 の 方 を 迎 え ま す	新 規 入 学 者 の 数 (人)	133	133	134	36	32	135	132	132	132	132	132
	新 規 入 学 者 の 数 (人)	35	33	11	33	44	33	33	11	44	33	33
	新 規 入 学 者 の 数 (人)	179	118	116.0	202.2	109.6	91.9	116.9	110.2	170	170	170
	新 規 入 学 者 の 数 (人)	98.6	104.8	107.0	104	107.4	94.6	91.1	89.4	90.9	89.2	90.8
元 来 入 学 生	元 来 入 学 生 の 数 (人)	600	600	4.41	4.41	400	400	300	2.83	2.25	2.25	2.25
	元 来 入 学 生 の 数 (人)	300	300	2.21	2.21	200	200	150	2.42	1.13	1.13	1.13
	元 来 入 学 生 の 数 (人)	4.75	5.42	5.32	5.03	5.31	4.45	4.82	4.94	4.98	4.93	4.98
	元 来 入 学 生 の 数 (人)	2080	2,080	1,540	3,530	3,350	3,380	4,040	3,963	3,776	3,776	3,776
実 績	入 学 生 の 数 (人)	0.196	0.194	0.196	0.194	0.195	0.196	0.196	0.195	0.197	0.197	0.197
	入 学 生 の 数 (人)	992	1,035	73.2	77.4	96.5	99.1	74.1	67.5	65.7	61.3	61.7
	入 学 生 の 数 (人)	400	45.0	60.5	64.0	66.5	66.5	68.0	78.5	90.0	84.0	94.5
	入 学 生 の 数 (人)	248	30	121	121	121	137	109	86.3	0.73	0.73	0.73
期 間 値	新 規 入 学 者 の 数 (人)	134	134	68.3	73.2	106	37.3	96.1	73.0	73.0	73.0	73.0
	新 規 入 学 者 の 数 (人)	504	51.8	65.5	69.7	76.3	78.0	79.0	85.0	96.8	100.5	100.0
	新 規 入 学 者 の 数 (人)	2.25	2.08	1.05	1.05	1.45	1.33	1.09	0.86	0.73	0.73	0.73
	新 規 入 学 者 の 数 (人)	L	L	S	S	S	S	S	S	S	S	S
比 較 値	入 学 生 の 数 (人)	0.841	0.876	0.631	0.644	0.880	0.765	0.634	0.562	0.524	0.524	0.527
	入 学 生 の 数 (人)	0.451	0.492	0.562	0.561	0.819	0.703	0.746	0.878	0.990	0.942	0.931
	入 学 生 の 数 (人)	0.962	0.912	0.589	0.609	1.009	0.871	0.373	0.663	0.604	0.627	0.624
	入 学 生 の 数 (人)	0.569	0.494	0.604	0.611	0.710	0.825	0.967	0.951	0.065	1.127	1.021

第8表 組合せ実験結果($A_0 917^\circ$)

試機件記号		ACY-4	ACY-4	ACY-36	ACY-36
諸	取込速度	1.14	1.13	1.16	
	圧縮率	133	133	133	133
	吸圧	165.3	153.7	159.7	160.1
	吸圧時間	58.4	52.3	56.2	78.2
光	θ (mm)	4.00	4.00	3.60	2.80
	L (mm)	2.00	2.00	1.80	1.40
	ϕ	6.41	6.42	6.38	6.25
	λ	1.880	1.841	1.672	1.200
光	$\lambda_{\text{平均}}$	0.987	0.984	0.980	0.950
	圧縮率	72.4	116.5	87.6	74.0
	ϕ (mm)	22.0	68.5	63.0	74.0
	Z (mm)	1.70	1.70	1.90	2.50
断	M (mm)	47.8	3.13	46.8	25.9
	Z (mm)	79.0	1.70	79.0	21.0
	Z (mm)	1.68	1.65	1.50	2.00
	モード	T	T	T	T
値	圧縮率	0.740	0.759	0.549	0.410
	M_0/M_1	0.520	0.450	0.379	0.410
	M_0/M_2	0.894	0.856	0.932	0.780
	M_0/M_3	0.636	0.591	0.592	0.670
比	圧縮率	0.740	0.759	0.549	0.410
	M_0/M_1	0.520	0.450	0.379	0.410
	M_0/M_2	0.894	0.856	0.932	0.780
	M_0/M_3	0.636	0.591	0.592	0.670

表10 組合せ実験結果(Gタイ7°)

試發行記號		GCY-5	GCX-4	GCX-4	GCY-4	GCY-3BGCY-23
元	距	距	距	距	距	距
	Is (cm)	133	133	133	133	133
	M _g (ton-m)	239	238	247	244	245
	Z _g (ton)	107.3	97	85.9	85.9	85.9
	P		5.00	4.00	4.00	3.60
	L (m)	250	2.00	2.00	2.00	1.80
	φ	5.36	4.90	4.73	4.44	4.72
	λ	1.765	1.439	1.414	1.435	1.725
	入	0.215	0.219	0.217	0.217	0.219
	度	度	度	度	度	度
數	M _g (ton-m)	96	81.9	96.2	89.8	89.8
	Z _g (ton)	440	55.0	65.0	71.0	70.0
	Z _g (ton)	97	148	148	125	128
	Z _g (ton)	109.4	93.8	97.3	96.9	89.4
	Z _g (ton)	62.5	75.0	70.0	76.5	74.5
	Z _g (ton)	1.75	1.25	1.39	1.25	1.20
	S		S	S	S	S
	度	度	度	度	度	度
	M _g (ton-m)	0.700	0.656	0.771	0.701	0.720
	M _g (ton-m)	0.740	0.668	0.759	0.751	0.783
比	M _g (ton-m)	0.883	0.759	0.780	0.767	0.718
	M _g (ton-m)	0.582	0.72	0.818	0.802	0.718
	M _g (ton-m)	0.700	0.656	0.771	0.701	0.720

ブの表裏面のひずみの差は、P-δ法によって求めた座屈荷重(126トン)前後でウェブ中央部より大きくなっており、198トンになると圧縮フランジのゆがれ座屈によって崩壊していることがわかる。また、本実験でのウェブの座屈モード、桁の崩壊モードは、このようなひずみ分布と、載荷実験時の観察から決定した。

5.3. 実験式のもとのめり

以上の実験結果から、初期不整を考慮した各種座屈および崩壊強度の実験式はすべて選定法によって求めた。すなわち、オ5表に示すせん断実験結果のうち、 $\alpha=1$ のものについて実験式を求め、つづいてオ6表およびオ7表の純曲げ実験結果から、同様にして実験式を導き、さらにオ8表～オ10表の組合せ実験結果より、 $\alpha=1$ の場合の実験式を求めた。つぎに、せん断実験結果および組合せ実験結果から、 α キ1のものでせん断崩壊したものを選出し、それ

らから α の影響を考慮した実験式を導いた。なお、実験結果表のうち、Eタイプの δ_{fy} および δ_{fy}' が規定の降伏点以下となっているが、これは溶接T形材を応力焼鈍したためである。

5.4. せん断座屈強度および崩壊強度($\alpha=1$ の場合)

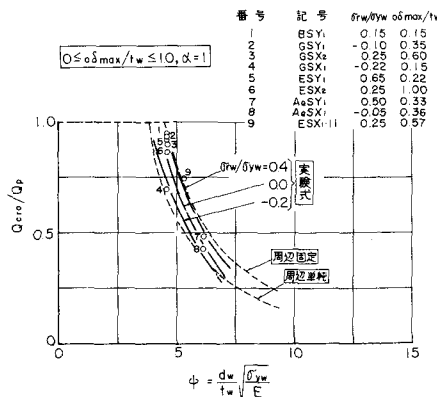
せん断座屈および崩壊強度とウェブの残留応力($\delta_w = \delta_{rw}/\delta_{yw}$)の関係をも、 $\phi = (\delta_w/t_w) \sqrt{\delta_{yw}/E}$ をパラメータとして図示すると、オ10図のようになる。この図より、せん断座屈および崩壊強度は、ウェブの初期変形(ϕ)の影響をほとんど受けていないとみなせる。そこで、選定法によって座屈および崩壊に対する実験式を求めると、それぞれ、 $4.3 \leq \phi \leq 6.3$, $0.27(\text{ton}\cdot\text{m}) \leq M_{pf} \leq 0.8(\text{ton}\cdot\text{m})$, $0 \leq \phi_{\max}/t_w \leq 1.0$ の範囲で、(1)式および(2)式のように与えられる。

$$Q_{cro}/Q_p = (0.14\phi - 1.04)\delta_w^2 + (3.0/\phi - 0.27)\delta_w + (6.9/\phi - 0.67) \quad \text{--- (1)}$$

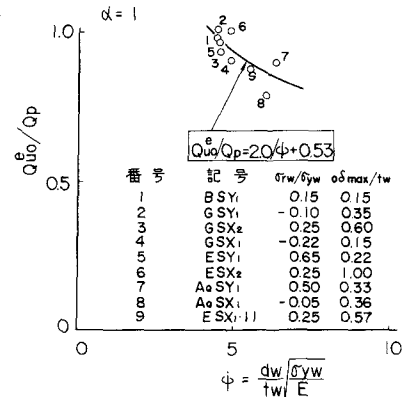
$$Q_{uo}/Q_p = 2.0/\phi + 0.53 \quad \text{--- (2)}$$

これらの実験式を座屈あるいは崩壊強度と座屈パラメータの関係で図示しなおすと、座屈に対し

てはオ11図、崩壊に対してはオ12図のようになる。オ11図から、 $\alpha=1$ の場合に限れば、せん断座屈実験式は、周辺単純支持での線形座屈理論式と周辺固定支持の χ 水の中間程度となっていることがめ



オ11図 せん断座屈強度と ϕ の関係



オ12図 せん断崩壊強度と ϕ の関係

かる。また、表5に示すAaSX₁とAaSY₁の崩壊強度の比較をしてみると、調質鋼への焼入れ温度より若干高めの700℃前後でスポットヒートテイングを施した影響の一端がうかがわれる。すなわち、AaSX₁の σ_w は59.2 kg/mm²で、そのせん断崩壊応力(τ_{u0})は26.8 kg/mm²であるのに対し、AaSY₁(スポットヒートテイング材)の σ_w は50.1 kg/mm²、 τ_{u0} は25.6 kg/mm²となり、スポットヒートテイングを施すことによって、 σ_w は約20%も低下するのに対して、 τ_{u0} は5%しか低下しないことがわかる。いっぽう、垂直補剛材については、これが小さなもの($I_s=11\text{ cm}^4$ および 44 cm^4)でも、ウェブのせん断座屈はもうらん、崩壊時まで十分耐えるという結果が本研究では得られた。しかし、本研究に供した試験体が、試験パネルに隣接して荷重集中点用の支わめて剛な補剛材を設けたためにこのような結果になったと思われる。垂直補剛材の座屈、崩壊強度への影響を厳密に議論するには、多くの試験パネルを持つ試験体による検討が必要であると考えられる。

5.5. 純曲げ座屈強度および崩壊強度

純曲げ座屈モーメントと残留応力および初期変形の関係から、5.4のせん断座屈強度の実験式を求めたと同様の方法で純曲げ座屈実験式を求めると、

(i) $C=\sigma_t/\sigma_c=-1.0$ の場合、

$4.7 < \psi \leq \psi_0$ (非弾性域) のとき、

$$M_{cro}/M_y = 1.12 \{ (-0.12\psi + 1.46)(\delta_w - 1)\delta_w^2 + (0.060\delta_w + 0.51)\delta_w + (-0.54\delta_w + 1.08 - 0.019\psi) \} \quad (3)$$

$\psi_0 < \psi$ (弾性域) のとき、

$$M_{cro}/M_y = 39.5 \cdot \frac{\pi^2}{12(1-\nu^2)} \cdot \frac{1}{\psi^2} \cdot (1 - 0.03\delta_w) \quad (4)$$

となる。

(ii) $C=-1.7$ の場合、

$4.7 < \psi \leq 1.26\psi_0$ (非弾性域) のとき、

$$M_{cro}/M_y = 1.12 \{ (-0.095\psi + 1.46)(\delta_w - 1)\delta_w^2 + (0.060\delta_w + 0.51)\delta_w + (-0.54\delta_w + 1.08 - 0.015\psi) \} \quad (5)$$

$1.26\psi_0 < \psi$ (弾性域) のとき、

$$M_{cro}/M_y = 39.5 \cdot \frac{\pi^2}{12(1-\nu^2)} \cdot \frac{1}{(\psi/1.26)^2} \cdot (1 - 0.03\delta_w) \quad (6)$$

で与えられる。

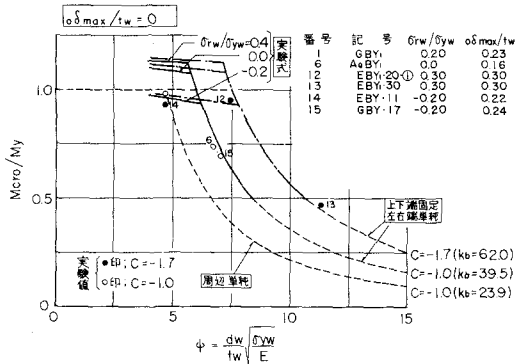
さらに、(3)式と(4)式を等しくおくことによって ψ_0 は(7)式のように求まる。

$$\psi_0 = 2\sqrt{p} \cos\left[\frac{3}{4}\pi + \{\cos^{-1}(q/p\sqrt{p})\}/3\right] - a/3 \quad (7)$$

ただし、 $p = -(a/3)^2$ 、 $q = a^3/27 + g/2$

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

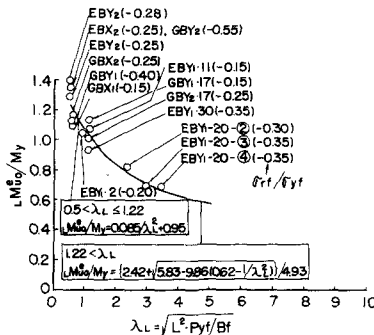
$$g = \{-31.8(1 - 0.03\delta_w)\} / \{-0.12(\delta_w - 1)\delta_w^2 - 0.019\}$$



オ13図 曲げ座屈強度と中の関係 ($\sigma\delta_{max}/t_w=0$)

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ーの関係で図示するとオ13図、オ14図およびオ15図のようになる。これらの図より、非弾性域では、 $\delta_w(\sigma_w/\sigma_y)$ が大きくなればなるほど、また $\delta_w(\sigma\delta_{max}/2t_w)$ が小さくなればなるほど、 M_{uo}/M_y は大きくなることかわかる。いっぽう、弾性域では、上下端固定左右端単純支持条件の線形座屈理論値にはほぼ等しく、 δ_w の影響をほとんど受けないことかわかる。

つぎに、純曲げ崩壊モーメントについて述べる。本実験での純曲げ崩壊モードは、圧縮フランジの横座屈（水平座屈）とねじれ座屈の2種類であった。そこで崩壊モーメントとフランジ剛度 (λ_L 、および λ_T) の関係を図示



オ16図 横座屈強度と λ_L の関係

すると、横座屈に対してはオ16図、ねじれ座屈に対してはオ17図のようになる。これらの図から、それぞれの実験式を求めると以下のようになる。

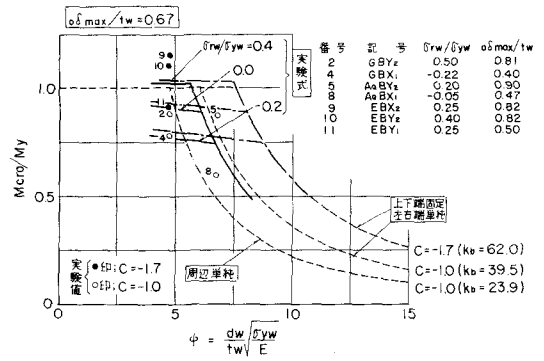
(iii) 横座屈に関して;

$0.50 < \lambda_L \leq 1.22$ の場合,

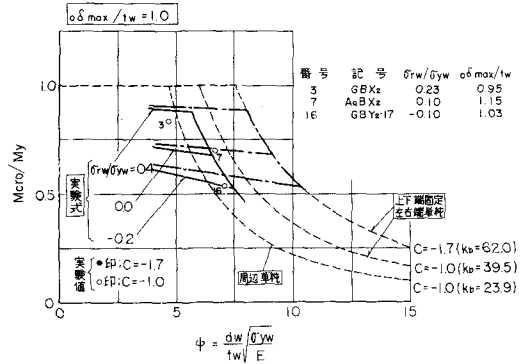
$$M_{uo}/M_y = 0.085/\lambda_L^2 + 0.95 \quad \text{--- (8)}$$

$1.22 < \lambda_L$ の場合,

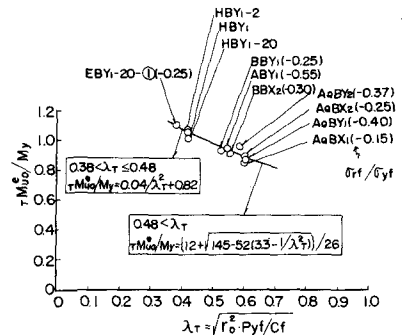
$$M_{uo}/M_y = [2.42 + \{5.85 - 9.86(-0.62 - 1/\lambda_L^2)\}^{1/2}] / 4.93 \quad \text{--- (9)}$$



オ14図 曲げ座屈強度と中の関係 ($\sigma\delta_{max}/t_w=0.67$)



オ15図 曲げ座屈強度と中の関係 ($\sigma\delta_{max}/t_w=1.0$)



オ17図 ねじれ座屈強度と λ_T の関係

(iv) ねじれ座屈に関して；

$0.35 < \lambda_T \leq 0.48$ の場合，

$$\tau M_{uo}/M_y = 0.040/\lambda_T^2 + 0.82 \text{ --- (10)}$$

$0.48 < \lambda_T$ の場合，

$$\tau M_{uo}/M_y = [12 + \{145 - 52(3.3 - 1/\lambda_T^2)\}^{1/2}]/26 \text{ --- (11)}$$

以上のように純曲げ崩壊モーメントは，圧縮フランジの剛度によって顕著に影響を受けることが明らかとなったが，その崩壊モードも圧縮

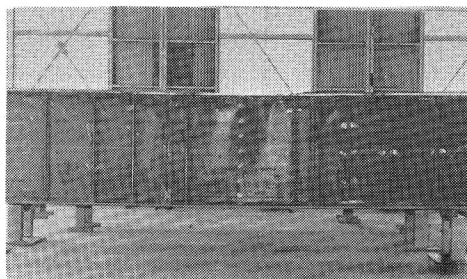


写真-2 純曲げ崩壊状況

フランジ剛度によって当然左右される。すなわち， M_{uo}/M_y と $\tau M_{uo}/M_y$ を等しいとあければ，横座屈とねじれ座屈の分岐条件式は，

$M_{uo}/M_y > 1.0$ の場合，

$$\lambda_T = \{0.47 \lambda_L^2 / (1 + 1.53 \lambda_L^2)\}^{1/2} \text{ --- (12)}$$

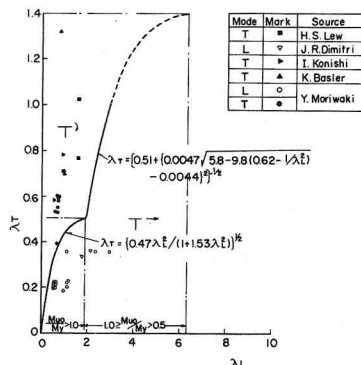
$1.0 \geq M_{uo}/M_y > 0.5$ の場合，

$$\lambda_T = [0.51 + \{0.0047 \sqrt{58 - 9.8(0.62 - 1/\lambda_L^2)} - 0.0044\}^2]^{-1/2} \text{ --- (13)}$$

と与えられる。この崩壊モードの分岐条件式と本実験値および既報の実験値とを比較してみるとオ18図のようになり，この条件式はほぼ妥当なものであることがわかる。なお，現在までのデータ解析では曲げ崩壊モーメントと圧縮フランジの残留応力 ($\sigma_f = \sigma_{yf}/\sigma_{yf}$) の関係については，座屈強度とウェブの残留応力の関係のようにうまくとりまとめることができない。したがって，本報告の(8)式～(13)式は，あくまで $-0.6 \leq \sigma_f \leq -0.1$ の範囲の残留応力に対して与えられるものであることを付記しておく。なお，純曲げ崩壊状況の典型的なものを写真-2に示す。

5.6. 組合せ座屈強度および崩壊強度

組合せ外力(曲げモーメント+せん断力)を受けるプレートガーダーの座屈および崩壊のプロセスは，外力条件，ウェブの形状，その支持条件，フランジの形状およびこれらの材質，製作条件によって決定される。本実験の範囲内 ($4.3 \leq \alpha \leq 6.7$, $0.63 \leq \alpha \leq 2.0$, $0.50 \leq \lambda_L \leq 3.5$, $0.35 \leq \lambda_T \leq 0.60$) では，せん断応力が支配的であって，これがために崩壊するものは，ウェブのせん断座屈後斜張力場が形成され，その後せん断崩壊に至る通常の座屈，崩壊のプロセスをたどる。いっぽう，曲げ応力が支配的な場合には，フランジ剛度が小さいときにはウェブの座屈よりフランジの横座屈あるいは



オ18図 崩壊モードの分岐

はねじれ座屈が先行する。逆にフランジの剛度が大きい場合には、ウェブの座屈が弾性座屈の場合は勿論のこと、非弾性座屈の場合にもフランジの座屈よりウェブの座屈が先行する、いわゆる通常の曲げ座屈、崩壊プロセスをたどることが明らかとなった。なお、典型的な組合せ崩壊状況を写真-3に示す。つぎに、組合せ座屈強度および崩壊強度を相互作用線図によって考察してみる。

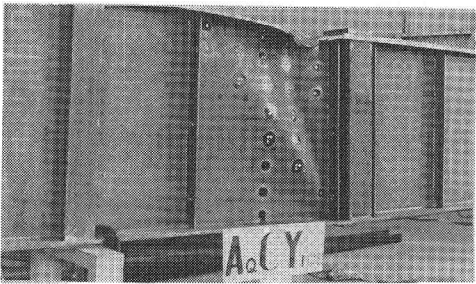


写真-3 組合せ崩壊状況

ウェブの組合せ座屈強度は、実験値のバラツキが大まいので、本報告では実験値より安全側でしかも実際に活用し易いように配慮した結果、楕円式を組合せ座屈式として用いることとした。いっぽう組合せ崩壊強度に関しては、せん断および純曲げ崩壊強度式を適切に組合せて実験式とした。なお、本実験の範囲では、ウェブの降伏長と圧縮フランジの降伏長がほぼ等しいので、ウェブの座屈モーメントと桁の崩壊モーメントを同一降伏モーメント（圧縮フランジが降伏するときのモーメント = M_y ）で無次元化して座屈強度と崩壊強度を比較してみた。すなわち、ウェブの組合せ座屈強度は(14)式および(16)式、桁の組合せ崩壊強度は(15)式のように与えられる。

$$\left(\frac{M_y}{M_{cr0}} \cdot \frac{M_{cr}}{M_y} \right)^2 + \left(\frac{Q_p}{Q_{cr0}} \cdot \frac{Q_{cr}}{Q_p} \right)^2 = 1 \quad \text{----- (14)}$$

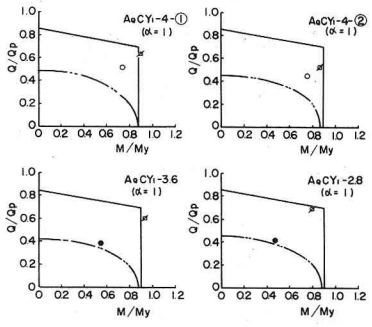
$$\left. \begin{aligned} & Q_u/Q_{u0} \leq 1 - 0.145 (M/M_y) / (Q/Q_p) \quad \text{のとき,} \\ & M_u/M_y = M_{u0}/M_y \\ & Q_u/Q_{u0} > 1 - 0.145 (M/M_y) / (Q/Q_p) \quad \text{のとき,} \\ & Q_u/Q_p = (Q_{u0}/Q_p) \{ 1 - 0.145 (M/M_y) / (Q/Q_p) \} \end{aligned} \right\} \text{----- (15)}$$

ただし、 $M_{cr}/M_y \geq M_u/M_y$, あるいは $Q_{cr}/Q_p \geq Q_u/Q_p$ のとき、

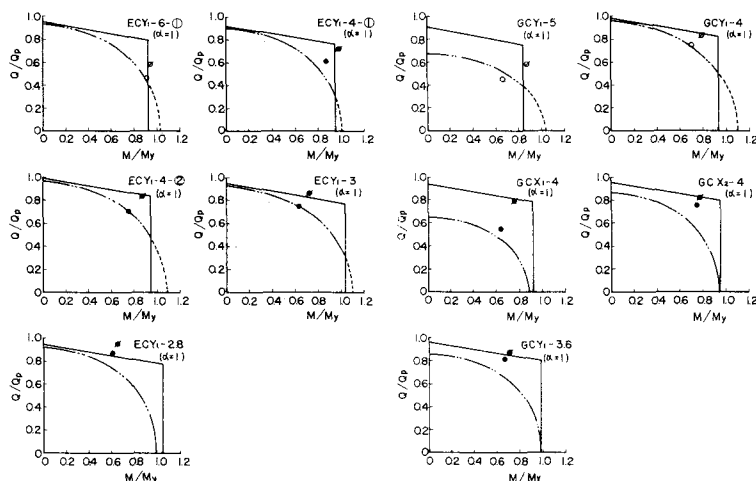
$$M_{cr}/M_y = M_u/M_y \text{ , あるいは } Q_{cr}/Q_p = Q_u/Q_p \quad \text{----- (16)}$$

以上の方法により、 $\alpha = 1$ の場合の各組合せ試験の相互作用線図と実験値とを比較すると、才19図、才20図および才21図のようになる。これらの図より、組合せ座屈に関しては、(14)式は実験値より相当安全側にあり、今後さらに検討を要すると思われるが、組合せ崩壊実験式は、実験値と最大10%の誤差でかなりよく合うことがわかる。

つぎに、 α キ1の組合せ試験体のうち、せん断崩壊したものから、 α の影響を調べてみると、せん断座屈強度に対しては才22図、せん断崩壊強度に対しては才23図のような結果になる。これらの図の Q_{cr1} および Q_{u1} は、 $\alpha = 1$ の場合の組合せ実験式

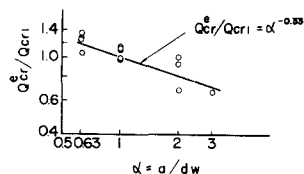


才19図 相互作用線図 (Aa 917, $\alpha=1$)

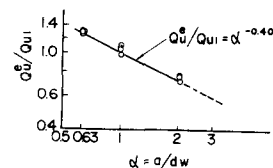


オ20図 相互作用線図 (E947°, $\alpha=1$)

オ21図 相互作用線図 (G947°, $\alpha=1$)



オ22図 セン断座屈強度と α の関係



オ23図 セン断崩壊強度と α の関係

(14式~(16式)より求めたせん断座屈およびせん断崩壊力であり、 Q_{cr}^e および Q_u^e は組合せ実験値である。これらの図より、 α の影響を考慮して、より拡張したせん断座屈および崩壊強度の実験式を求めると、 $0.63 \leq \alpha \leq 2$ の範囲で以下になる。

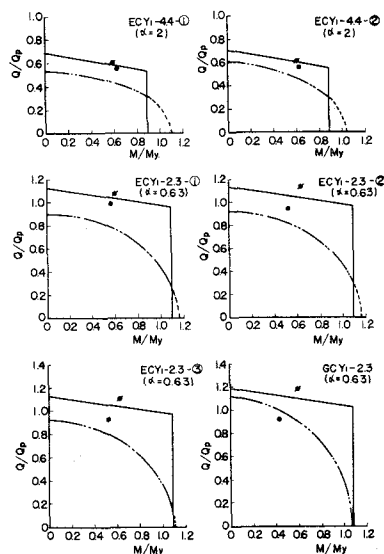
$$Q_{cro}/Q_p = \alpha^{-0.33} \{ (0.14\phi - 1.04)\delta_w^2 + (3.0/\phi - 0.27)\delta_w + (6.9/\phi - 0.67) \} \quad (17)$$

$$Q_{uo}/Q_p = \alpha^{-0.40} (2.0/\phi + 0.53) \quad (18)$$

ただし、(17式および(18式は、 $4.3 \leq \phi \leq 6.3$ ， $0.27(\text{ton}\cdot\text{m}) \leq M_{pf} \leq 0.81(\text{ton}\cdot\text{m})$ ， $0 \leq \delta_{max}/t_w \leq 1.0$ の範囲で成立つことは、 $\alpha=1$ の場合と同様である。これらの実験式を(14式~(16式)の組合せ実験式に適用し、 α キ1の試験体の組合せ相互作用線図と実験値を比較するとオ24図のようになる。同図より、 α キ1の場合も $\alpha=1$ の場合と同様、組合せ座屈に対しては、(14式は実験値よりかなり安全側にあるが、組合せ崩壊に対しては、実験式はきわめて精度のよいことがわかる。

5.7. 設計基準と実験式の比較

オ11図からせん断力を受ける $\alpha=1$ のプレートガーダーについて比較してみると、せん断座屈の実験式は、道示の設計基準式(周辺単純支持条件での線形座屈理論式)より全般的に高く、そのうちもっとも危険な $\delta_{rw}/\delta_{yw} = -0.2$ の場合でも



オ24図 相互作用線図 ($\alpha=1$)

、なお若干高い値となっている。したがって、現行設計基準式は、橋梁メーカーでの通常の製作方法、工程に従って製作されるプレートガーダーに対しては、せん断座屈に関しては十分安全であるといえよう。また、せん断崩壊強度は、現行設計基準式と実験式のパラメータが異なるので、表で

比較してみるとオ11表のようになり、現行設計基準式は妥当であると考えられる。

つぎに、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曲げ座屈実験式は、オ13図、オ14図およびオ15図からわかるように、弾性域では現行設計基準式（ $C = -1.0$ の周辺単純支持条件での線形座屈理論式）より相当高く、とくに $C = -1.7$ の場合には、現行設計基準式の2.5倍程度にもなりきわめて安全側にある。

いっぽう、非弾性域では、 $C = -1.0$ 、 $C = -1.7$ いずれの場合も、

$\delta_w = 0$ のときは問題ないが、 $\delta_w = \sigma \delta_{\max} / 2 t_w \geq 0.33$ 、 $\delta_w = \delta_{rw} / \delta_{yw} < 0$ の場合には基準値より下まわり、したがって、このような状態にならないような製作を行なうことが是非とも必要である。つぎに、曲げ崩壊の現行設計基準式と本実験式を比較してみる。この場合も、それぞれのパラメータが異なるので表でまとめてみるとオ12表のようになる。この表より、 $\lambda < 0.2$ の場合には実験値のほうが現行設計基準値より相当高く、また、 $0.2 \leq \lambda < \sqrt{2}$ でも、実験値のほうが基準値より若干高くなっている。したがって、曲げ崩壊強度に關しても、現行設計基準式で十分安全であると考えられる。

最後に、組合せ座屈および崩壊強度についての比較検討が、本研究の終局的課題であるが、現在とりまとめ中であるので、機会を新たにして報告する予定である。

6. むすび

プレートガーダーが溶接集成される場合には、ガス切断や溶接熱によって必然的に残留応力あるいは初期変形などの初期不整がプレートガーダーのフランジあるいはウェブプレートに生ずる。これらの初期不整は、初期変形も所定の基準値内に矯正するためのひずみ取り処理（本研究ではスポットヒーティング）条件によって変動する。本研究は、製作条件によって変動する初期不整としての残留応力および初期変形も実験式であらわし、さらに、これらの初期不整が座屈強度あるいは崩壊強度にどのような影響を与えるかを、せん断力、純曲げモーメント、およびこれらの組合せ外力を受ける場合について実験的に検討し、最終的に初期不整の影響も十分盛り込んだプレートガーダーの座屈および崩壊強度の実験式を導いた。また、実験式との比較によって、現行設計基準式の妥当性についても考察を加えてみた。

〔参考文献〕

- 1) たとえば、山本善之；“初期残みを有する柱と板の塑性変形を伴う座屈”，造船協会論文集，オ97号，昭和30年8月。
- 2) 大坪英臣；“平板の弾塑性大たわみ問題の一般法”，日本造船学会論文集，オ130号，昭和46年。

オ11表 設計基準と実験値の比較（せん断崩壊）

試験体記号	Q_5 (ton)	Q_5^* (ton)	Q_5 (ton)	Q_5^* (ton)
AsSX ₁	147.8	142.1	189.8	1040
AsSY ₁	123.4	102.0	137.8	1210
ESX ₁	86.5	76.7	96.6	1128
ESY ₁	89.8	90.3	93.4	0994
ESY ₁ -2	77.5	69.5	113.8	1115
GSX ₁	87.5	88.8	96.9	0985
GSX ₂	94.0	97.7	101.0	0862
GSY ₁	95.0	94.5	94.9	1005
BSY ₁	92.5	94.5	94.9	0975

オ12表 設計基準と実験値の比較（純曲げ崩壊）

試験体記号	λ	$M_{0.2}/M_y$	$M_{0.2}^*/M_y$	$M_{0.2}^*/M_{0.2}$
EBY ₁	0.189	1.289	1.000	1.289
EBX ₂	0.187	1.340	1.000	1.340
EBY ₂	0.188	1.417	1.000	1.417
GBX ₁	0.194	1.094	1.000	1.094
GBY ₁	0.195	1.124	1.000	1.124
GBX ₂	0.196	1.164	1.000	1.164
GBY ₂	0.194	1.353	1.000	1.353
EBY ₁ -20-①	0.232	1.090	0.787	1.104
EBY ₁ -30	0.400	0.914	0.918	0.996
GBY ₁ -17	0.407	1.120	0.915	1.224
GBY ₁ -17	0.408	1.000	0.914	1.094
EBY ₁ -20-②	0.816	0.810	0.747	1.084
EBY ₁ -20-③	1.019	0.681	0.663	1.027
EBY ₁ -20-④	1.212	0.695	0.583	1.192

$$\lambda = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{\Delta \sigma}{\Delta \sigma_c} \left(\frac{b}{t_w} \right)^2 \frac{G I}{E}}$$

$M_{0.2}^*$ = 精度座屈実験値
 $M_{0.2}$ = 現行設計基準値

- 2) たとえば, E. Watanabe ; "Postbuckling Analysis of Rectangular Panels with Flanges Behaving Elasto-Plasticity", 土木学会論文報告集, No. 220, 1973.
- 3) たとえば, K. Basler and B. Thürlimann ; "Strength of Plate Girders in Bending", Proc. of ASCE, St 6, 1961
- A. Ostapenko and C. Chern ; "Ultimate Strength of Plate Girders under Shear", Fritz Engineering Laboratory Report No. 328.7, Department of Civil Engineering, Lehigh University, Bethlehem, Pennsylvania, 1969.
- 4) たとえば, 福本晴士, 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, 189号, 1971.
- 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", JSSC, Vol. 6, No. 54, 1970.
- 5) 日本道路協会 ; "道路橋示方書・同解説", 昭和48年2月
- 6) A. Ostapenko and C. Chern ; "Bending Strength of Unsymmetrical Plate Girders", Fritz Engineering Laboratory Report No. 328.8, Department of Civil Engineering, Lehigh University, Bethlehem, Pennsylvania, 1970.
- 7) 長柱研究委員会 ; "弾性安定零覧", コロナ社, 昭和44年.

[記号説明]

α = パネル幅	δ_c = 圧縮縁応力	I_x = 桁のX軸まわりの断面二次モーメント
d_w = ウェブ高さ	δ_t = 引張縁応力	I_y = 垂直補剛材の断面二次モーメント
t_w = ウェブ厚	δ_{rw} = ウェブ中央部の残留応力	M_y = 降伏モーメント
t_{wu} = 上フランジ側のウェブ厚	δ_{rf} = フランジの最小残留応力	Q_p = 全塑性せん断力
t_{wm} = 中央ウェブ厚	δ_{max} = ウェブの最大初期変形	M_{cro} = 純曲げ座屈モーメント
t_{wl} = 下フランジ側のウェブ厚	$\delta_w = \delta_{rw} / \delta_{yf}$	M_{cr} = 曲げ座屈モーメント
b_f = 上フランジ幅	$\delta_w = \delta_{max} / 2 t_w$	M_{uo} = 純曲げ崩壊モーメント
t_f = 上フランジ厚	$\phi = (d_w / t_w) \cdot \sqrt{\delta_{yw} / E}$	M_u = 曲げ崩壊モーメント
b_f' = 下フランジ幅	$\alpha = a / d_w$	L_{Mu0} = 横座屈モーメント
t_f' = 下フランジ厚	$\lambda_L = \sqrt{I_y^2 \cdot P_{yf} / B_f}$	T_{Mu0} = ねじれ座屈モーメント
L = スパン	$\lambda_T = \sqrt{I_y^2 \cdot P_{yf} / C_f}$	M_{pf} = 小さい方のフランジの全塑性モーメント
L = 構構間隔	$\lambda = \frac{2}{\pi} \sqrt{1 + (A_w / 2 A_c)} (L / b_f) \sqrt{\delta_{yf} / E}$	Q_{cro} = 純せん断座屈力
δ_{yw} = ウェブ降伏応力	$P_{yf} = b_f \cdot t_f \cdot \delta_{yf} = A_c \cdot \delta_{yf}$	Q_{cr} = せん断座屈力
δ_{wu} = 上フランジ側のウェブ降伏応力	A_w = ウェブ断面積	Q_{uo} = 純せん断崩壊力
δ_{wm} = 中央ウェブ降伏応力	B_f = 圧縮フランジの水平曲げ剛性	Q_u = せん断崩壊力
δ_{wl} = 下フランジ側のウェブ降伏応力	C_f = 圧縮フランジのねじれ剛性	E = ヤング係数
δ_{yf} = 上フランジ降伏応力	$I_y^2 = I_{pc} / A_c$	ν = ポアソン比
δ_{yf}' = 下フランジ降伏応力	I_{pc} = 圧縮フランジの二次極モーメント	