

モーメント勾配による溶接 I 形桁の横ねじれ座屈実験

LATERAL-TORSIONAL BUCKLING TESTS OF WELDED
I-GIRDERS UNDER MOMENT GRADIENT

福本 昉士*・前川 幸次**・伊藤 義人***・浅里 芳行****

By Yuhshi FUKUMOTO, Kouji MAEGAWA, Yoshito ITOH and Yoshiyuki ASARI

This paper presents the experimental researches on the lateral-torsional buckling behavior of welded steel girders. The test program was designed to clarify the effect of moment gradient in the inelastic range. Test results, including material properties, residual stress distributions and initial lack of straightness of compressive flange and web panels, are presented. The experimental ultimate load-carrying capacity of girders is compared with the analytical predictions by the finite displacement theory. The lateral-torsional strengths of welded girders under moment gradient are then proposed by a simple formula.

1. 緒 言

横ねじれ座屈現象は、曲げを受ける I 形断面部材の耐荷力を決める重要な要素である。すなわち、構造設計における圧縮フランジの許容曲げ応力度¹⁾は、横ねじれ座屈に関する多くの実験的および理論的研究^{2), 3), 6)}により提案された基準強度式をもとに決められている。通常、桁の座屈強度は桁両端において断面の両主軸まわりの曲げおよびねじれに対して単純支持された桁に、強軸まわりに一様曲げが作用するときを基準とし、モーメント勾配があるときは修正係数により補正する方式がとられている。この修正係数は主として弾性座屈解をもとに求められており、これを弾塑性座屈にも適用している。なお、弾塑性域での修正係数に関しては、文献 1), 17) がある。これらの基礎となった実験の多くは一様曲げの状態で行われており、しかも過去の横ねじれ座屈実験をまとめた報告 8), 10) は、2 点荷重曲げによるスパン中央部の拘

束点間（一様曲げの桁区間）に注目し、弾性解による有効座屈長を用いて、単純支持された桁としての評価を行っている。

一方、ECCS（ヨーロッパ鋼構造連合）⁵⁾の基準強度式では、荷重形式（載荷高、荷重の種類およびモーメント勾配）および境界条件を考慮した弾性座屈強度をベースとした修正細長比 $\bar{\lambda}$ を用いることで、これらの条件の違いの影響を考慮することなく単一の曲線による強度の評価が行われるものとし、圧延ばりあるいは溶接ばりによって異なる初期不整の違いの影響はシステム係数 n により評価できるものとしている⁸⁾。

しかしながら、これらの評価方法は載荷状態によって異なる桁の降伏域の広がりの影響を考慮できない。そこで、基準強度式にこれの影響を積極的に取り入れる提案がそれぞれ文献 14) および文献 20) にみられる。また、Dux ら⁴⁾はモーメント勾配を考慮した実験を行い、Nethercot ら¹⁰⁾の提案した multiple curves の妥当性を検討している。しかし、これらは圧延ばりを対象としたものであり、溶接桁についての検討はほとんどないのが現状である。

特にプレートガーダーの横ねじれ座屈を対象とした実験としては、文献 6), 7), 9) および 16) 等があり、そのうち Nethercot ら¹⁰⁾は実橋の 1/3 スケールで不等フラ

* 正会員 工博 名古屋大学教授 工学部土木工学科
(〒464 名古屋市千種区不老町)

** 正会員 工修 石川工業高等専門学校講師 土木工学科
(〒929-03 石川県津幡町北中条)

*** 正会員 工博 名古屋大学助手 工学部土木工学科
(〒464 名古屋市千種区不老町)

**** 正会員 工修 名古屋大学大学院 (現・松尾橋梁(株))
(〒276 千葉県八千代市大和田新田 686-3)

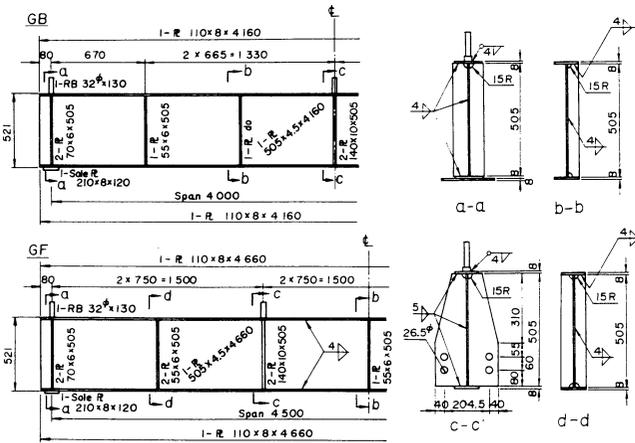


Fig. 1 Details of Test Girders (GB and GF)

ンジの桁にモーメント勾配のある荷重を行っているが、初期不整による影響に主眼が置かれている。

そこで本研究は、垂直補剛材をもつ溶接桁（垂直補剛材をもつ桁という意味ではプレートガーダーといえるが、後述の断面寸法比は溶接桁とプレートガーダーの中間に位置すること¹⁰⁾、ならびに本研究は桁の横ねじれ座屈に着目することから、以後溶接 I 形桁とよぶことにする）の横ねじれ耐力に及ぼすモーメント勾配の影響を実験的に検討するため、i) 片曲げ、および ii) 一樣曲げの二通りのモーメント勾配を考え、それぞれ支点と荷重点の横変形を拘束した i) スパン中央 1 点荷重桁 4 体、および ii) 対称 2 点荷重桁 4 体によって実施した。試験桁は実橋の約 1/3 スケールの溶接 I 形桁であり実橋に準じた方法で製作した。なお、用いた供試体の断面寸法は、桁の横ねじれ強度に注目するため、圧縮フランジの局部座屈、および腹板の曲げ座屈が早期に発生しないように選んだ。

このようにして得られた実験値により、横ねじれ耐力の基準強度式にモーメント勾配による非弾性域の広がりを取り入れる合理性を示す。また、非弾性有限変位解析結果および実験値から、中間横拘束された桁の横ねじれ耐力の評価の問題点について示すと同時に、モーメント勾配を考慮した溶接桁の横ねじれ強度式を提案する。

2. 実験概要

(1) 試験桁

本研究の主目的であるモーメント勾配による横ねじれ耐力への影響を検討するために、Table 1 に示すような 2 種類の荷重状態を考え、試験桁 GA~GD ではスパン中央で、また、試験桁 GE~GH ではスパンの 3 等分点で等しい集中荷重を作用させ、支点および荷重点で

Table 1 Test Program.

Test Girders	Segment Length L (mm)	Panel		Loading and Boundary Conditions
		Length a (mm)	Aspect Ratio a/h	
6 A	1 500	750	1.49	
6 B	2 000	667	1.32	
6 C	3 000	750	1.49	
6 D	3 500	700	1.39	
6 E	1 000	500	0.99	
6 F	1 500	750	1.49	
6 G	2 000	667	1.32	
6 H	2 500	625	1.24	

は面外変形（水平変位およびねじり）を拘束した。したがって 1 点荷重の場合は左右 2 つの拘束点間要素（以後、segment という）が横ねじれ座屈に対して critical な segment となり、横ねじれ座屈に対して両端単純支持され片曲げを受ける桁に対応する。また、2 点荷重の場合は中央の segment が critical な segment となり、一樣曲げを受ける桁に対応する。ただし、2 点荷重では外側の segment（拘束 segment）による面外変形に対する拘束の影響を受けることになる。試験桁は SS 41 鋼板を溶接組立てした 8 体の溶接 I 形桁であり、そのうち、試験桁 GB および GF の詳細を Fig. 1 に示す。他の桁についてはスパン長およびパネル長が異なるだけである（Table 1 参照）。本研究の目的から、非弾性域での横ねじれ座屈実験を行うために、修正細長比 ($\lambda = \sqrt{M_P/M_E}$ 、ここに M_P =全塑性モーメント、 M_E =弾性座屈モーメント) を 0.5~1.1 と変化させる必要性があったこと、また、試験機の能力によって形状が制限されたことから溶接 I 形桁としては実橋の 1/3 程度のスケールとした。そのため二軸対称 I 形断面のフランジ厚および腹板厚はそれぞれ 8 mm および 4.5 mm 厚の鋼板を用いた。また、上下フランジ幅 b 、フランジ厚 t 、腹板高 h 、腹板厚 t_w 、および垂直補剛材間隔 a として表わされるフランジの突出幅厚比 $b/2t=6.9$ 、腹板の幅厚比 $h/t_w=112$ およびパネルの縦横比 $a/h=0.99\sim 1.49$ を用いた。中間垂直補剛材は等間隔で片側配置することを原則とし、2 点荷重の拘束 segment についてはせん断座屈に備えて、斜張力場を確保するため両側配置とした。また、荷重点には板厚 10 mm の垂直補剛材を両側に溶接し、これを鉛直下方へ引張ることで荷重した (Fig. 1 断面 C-C 参照)。製作過程で生ずる桁の曲がりおよび腹板のたわみ

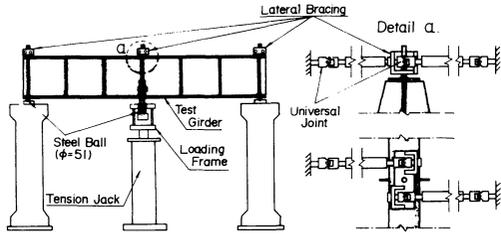


Fig. 2 Test Set-up.

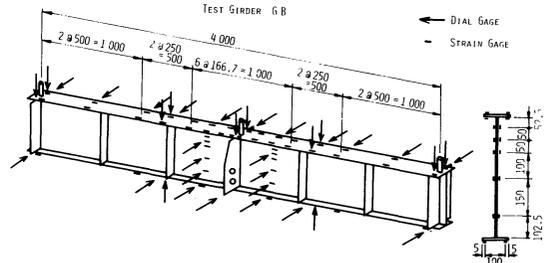


Fig. 3 Points of Strain and Deflection Measurements.

に対してはそれぞれプレス矯正および点加熱 (Spot Heating) 矯正を施した。

(2) 断面寸法測定, 素材試験, 残留応力測定, 初期たわみ測定

試験桁の断面寸法は桁長方向に 5 か所についてそれぞれ Table 2 に示す寸法を測定した。なお、腹板厚は、桁端部でのみ測定した。

試験桁は 3 枚の原板より溶断・製作されたので、それぞれの原板から 3 本ずつ JIS 1 号試験片を切り出し引張試験を行った。残留応力の測定は試験桁 GA と同一寸法の桁 GR を製作し、3 断面について切断法により行った。初期たわみとしては、圧縮フランジの水平たわみと腹板パネルの面外たわみを測定した。前者は水糸とノギスを用いてフランジと腹板の接合線の水平たわみを測定し、後者は感度 1/100 mm の変位計を用いて 1 パネル当たり 35 か所で測定した。

(3) 静的曲げ試験

前述のように、曲げ試験は 1 点载荷および 2 点载荷による二通りに分けられ、Fig. 2 には 1 点载荷の方法を示す。試験桁の両端および载荷点では横ねじれ変形を防止するために、上フランジ上に溶接した鋼棒 (32 φ) に 4 個のユニバーサルジョイントを有するブレーシング装置⁹⁾を取り付け、これを試験桁両側のフレームに固定した。また、下フランジ側ではシュー、ソールプレートおよび载荷枠に V 溝および円錐孔を掘り、鋼球をはめ込んだ。これにより桁両端では面内変形および面外変形に対して単純支持を満足し、载荷点では鉛直変位は自由に、

水平変位およびねじりだけを拘束することになる。荷重は MTS 製 350 kN 油圧ジャッキ 1 基 (1 点载荷) あるいは 2 基 (2 点载荷) により载荷枠を介して垂直補剛材を引張ることにより作用させ、予想最高荷重の約 25 % まで予備载荷を行い、ブレーシング装置、载荷枠および試験桁の正常な働きを確認した後、本载荷を行った。荷重ステップは 4.9 kN を原則とし、圧縮フランジの水平変位の増分が大きくなった後は変位制御を行った。各荷重段階での変位 (約 40 点) およびひずみ (約 100 点) は多点デジタルひずみ計およびパーソナルコンピュータを用いて瞬時に測定した。なお、変位は精度 1/100 mm のしゅう動形変位計を、試験桁に取り付けたアルミ製アングルに接触させて測定し、ひずみはゲージ長 10 mm の単軸抵抗線ゲージにより測定した。GB 桁の測定点の位置を Fig. 3 に示す。

3. 実験結果および考察

(1) 断面諸量および素材試験

各試験桁の断面寸法および断面諸定数を Table 2 に示す。各断面寸法は、5 つの断面での測定値を平均したものである。桁高の左右の値は $d_n < d_s$ なる傾向を示した。これは溶接によりフランジの直角度が保たれていないことおよびフランジが変形していることを表わしている。なお、桁高としては両者の平均値によって代表させた。

素材試験の結果を Table 3 に示す。横ねじれ座屈実験の耐荷力値の整理には、フランジの降伏点応力 $\sigma_{YF} = 271 \text{ N/mm}^2$ 、腹板の降伏点応力 $\sigma_{YW} = 318 \text{ N/mm}^2$ 、弾性

Table 2 Dimensions of Test Girders.

Test Girders	d_n (mm)	d_s (mm)	b_u (mm)	b_l (mm)	t_w (mm)	t_u (mm)	t_l (mm)	I_x (cm ⁴)	I_y (cm ⁴)	K_T (cm ⁴)	I_w (cm ⁴)
GA	517.8	520.8	110.9	111.3	4.27	8.11	8.19	16290	185.5	5.25	120900
GB	518.3	520.7	110.6	110.5	4.28	8.09	8.11	16260	182.7	5.25	119300
GC	519.1	520.9	110.4	110.0	4.27	8.06	8.04	16120	179.0	5.10	117100
GD	518.6	520.1	109.8	110.6	4.25	8.10	8.11	16180	181.1	5.22	118100
GE	519.8	520.6	110.6	110.4	4.28	8.11	8.12	16320	182.8	5.28	119600
GF	517.7	520.6	110.4	110.4	4.26	8.02	8.08	16130	180.9	5.16	117900
GG	517.8	521.4	110.0	110.3	4.27	8.08	8.08	16190	180.3	5.20	117700
GH	517.8	521.6	110.1	110.6	4.25	8.09	8.11	16210	181.5	5.22	118500
Ave.	519.6	520.6	110.4	110.4	4.27	8.09	8.09	16210	181.7	5.21	118600

note: I_x Moment Inertia about Major Axis, I_y Moment Inertia about Minor Axis
 K_T Torsion Constant, I_w Warping Moment Inertia

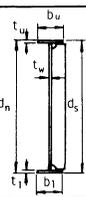


Table 3 Tensile Coupon Test Results.

Coupon Mark	Test Girders	Coupon Thickness (mm)	σ_Y (N/mm ²)	σ_U (N/mm ²)	ν (mm/mm)	E (N/mm ²)	G (N/mm ²)
T A 1	Flange	8.05	269	446	0.273	210	82.5
T A 2		8.06	270	449	0.284	212	82.6
T A 3		8.10	275	451	0.287	211	82.9
Ave.			271	449			
T B 1	Web (GC, GF, GD)	4.28	321	458	0.280	215	84.0
T B 2		4.23	314	453	0.284	214	83.3
T B 3		4.29	307	443	0.281	213	83.1
T C 1	Web (GA, GB, GH)	4.26	321	457	0.284	219	85.3
T C 2		4.25	319	460	0.292	219	84.8
T C 3		4.26	324	460	0.282	218	85.7
Ave.			318	455			
Ave.					0.282	215	83.6

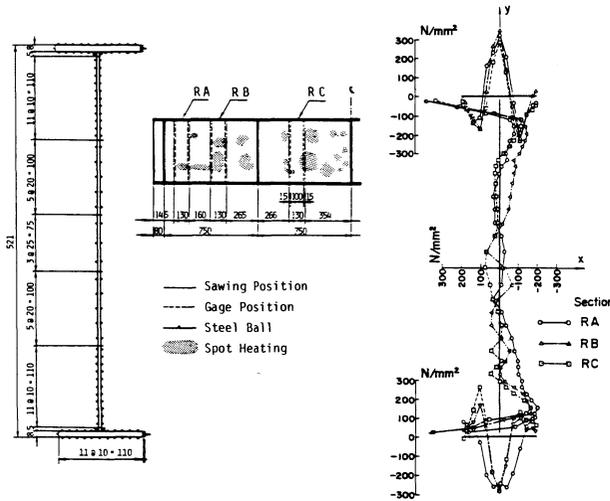


Fig. 4 Residual Stress Measurements and Measured Patterns.

係数 $E = 215 \text{ kN/mm}^2$ およびせん断弾性係数 $G = 83.6 \text{ kN/mm}^2$ を用いた。

(2) 残留応力

残留応力は試験桁 GA と同一寸法で製作された桁 GR を用い、Fig. 4 に示す3つの断面 (RA, RB および RC) で測定した。ゲージ長 100 mm で打ち込んだ直径 1/16 インチの鋼球を標点とし、切断前後の標点間長をコンタクトゲージにより計測した。板面表裏について実施し、表裏の平均値から求めたひずみ量に弾性係数 E をかけた値が Fig. 4 の残留応力分布である。腹板では点加熱の影響で乱れているが、3断面とも腹板中央部の残留応力の値は小さい。またフランジでは、フランジ縁端の溶断と腹板結合部の溶接の両方の影響を受けた残留応力分布となっている。なお、数値解析を行うために測定値をもとに自己つり合いを満足させた残留応力分布を Fig. 12 (a) のように仮定する。

(3) 初期たわみ

本試験桁の初期たわみとして、圧縮フランジと腹板の接合線の水平たわみを測定した。測定は、試験桁を荷重装置にセットする前に行ったものである。Table 4 には最大初期たわみ量 δ_{max} を圧縮部材の製作許容値 $l_0/1000$ で無次元化して示す。ここに、 l_0 は試験桁の支間長である。許容値を越えるものは桁 GA のみであり、最大初期たわみの平均値は $l_0/2000$ である。

一方、各腹板パネルについて、上下フランジと腹板との接合線を基準にしたときの最大初期たわみ量 δ_w 、垂直補剛材で囲まれた板パネルの四隅を基準にしたときの最大初期たわみ量 W_p を求め、各腹板パネルから求まるそれらの値の最大値および平均値をそれぞれ δ_{wmax} 、 W_{pmax} および δ_{wmean} 、 W_{pmean} で表わす。これらを製作

Table 4 Initial Maximum Deflections of Compressive Flange (lateral direction) and Web Panel (out-of-plane).

Test Girders	Upper Flange		Web Panel		
	δ_{max} $l_0/1000$	δ_w max $h/250$	δ_w mean $h/250$	W_p max $h/250$	W_p mean $h/250$
G A	1.48	0.99	0.73	1.69	1.02
G B	0.28	2.00	1.26	2.23	1.47
G C	0.88	2.77	1.52	2.85	1.77
G D	0.24	2.48	2.00	3.09	2.14
G E	0.58	1.93	0.81	2.31	1.02
G F	0.17	3.26	1.23	3.44	1.48
G G	0.24	2.30	1.10	2.76	1.41
G H	0.20	2.42	1.29	2.73	1.42
Ave.	0.50	2.27	1.24	2.64	1.47

l_0 = Length of Test Girder, h = Height of Web

許容値 $h/250$ で無次元化して Table 4 に示す。ここに、 h は腹板高である。点加熱により矯正を施したにもかかわらず、逆に加熱により局部的に変形している箇所もあり、許容値を越えているパネルは約半数を占めた。

(4) 荷重-変形挙動

Fig. 5 および Fig. 6 はそれぞれ桁 GC および桁 GF の荷重-変形関係を示している。それぞれ圧縮フランジの水平変位およびスパン中央の鉛直たわみの実測値である。なお、荷重段階は図中に示すものより多いが省略してある。一点鎖線はせん断力を考慮したスパン中央の鉛直たわみの理論値を表わしており、図中に示した桁の弾性限界荷重 P_y の 60% 程度までは理論値と実験値はよく一致している。また、図の圧縮フランジの水平変位から、ほぼ分岐形変曲変形が認められ、中間横拘束点での十分な拘束効果が確保できていることがわかる。他の試験桁についても同様な荷重-変形挙動が得られた。

Fig. 7 は各試験桁の圧縮フランジの初期横たわみおよび

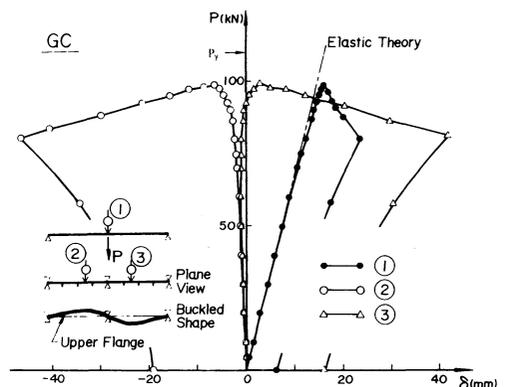


Fig. 5 Load-Deflection Curves (GC).

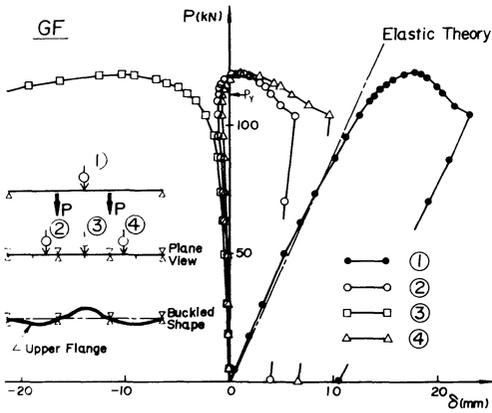


Fig. 6 Load-Deflection Curves (GF).

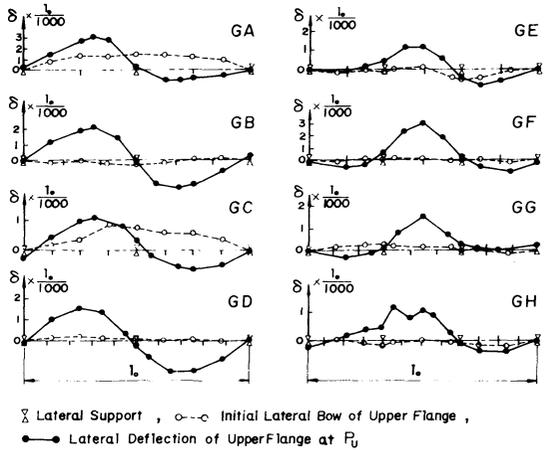


Fig. 7 Initial Lateral Bow and Net Deflections.

び最高荷重に対する付加水平変位を示している。それぞれ製作許容値 $h_0/1000$ で無次元化されており、負のたわみは中間垂直補剛材が取り付けられている側へのたわみを表わす。ここに、初期たわみは試験装置にセットして整置する前のテストベッド上での測定値であり、必ずしも整置時の初期たわみであるという保証はない。しかしながら、桁 GA, GC および GE の付加変位は初期たわみによる影響が明瞭である。また、critical segment のフランジの付加水平変位は、1 点载荷では初期変形および垂直補剛材の片側配置の影響により、必ずしも 2 半波形の逆対称モードにはなっていない。2 点载荷では critical segment においてすべて正のたわみになっている。この原因としては、初期たわみの影響、3.(1) で述べたフランジと腹板の直角度の影響、および垂直補剛材の片側配置の影響が考えられる。中間垂直補剛材は片側配置であり、引張りフランジとはメタルタッチである。したがって、横ねじれに伴う圧縮フランジの垂直補剛材側（負側）への付加変位は、メタルタッチ部をさらに密着させる方向に働き、垂直補剛材によって抵抗される。一方、正の側への付加変位はメタルタッチ部が開く方向となり横ねじれに対する垂直補剛材の抵抗は、負の場合より小さいと考えられる。

(5) 崩壊形式

Fig. 8 は腹板の初期たわみおよび初期たわみを考慮した付加変形状況を示している。破線は腹板とフランジの接合線を基準にした初期たわみを表わし、実線は各荷重段階でのフランジの横ねじれ変形を含んだ断面の変形状況である。腹板の面外変位は、腹板とフランジの接合線上に固定した測定枠に取り付けた変位計による読みであり、接合線の変位はフランジの水平変位で表わされるものとしている。なお、変形は腹板の製作許容値 $h/250$ で無次元化し、横軸は縦軸（桁高）に対して 25 倍に拡

大されている。図中には、パネル名（たとえば記号 AP 2 の A は桁 GA のパネルであることを表わし、P 2 は片側垂直補剛材の取付面に向かって左から 2 番目のパネルであることを表わす）と測定断面も示し、また、表には荷重段階 P を最高荷重 P_u に対する比で表わし、() 内には測定断面における曲げモーメント M を実測降伏点応力から求めた降伏モーメント M_Y の比で表わした。図から引張りフランジの水平変位は圧縮フランジのそれに比べてきわめて小さいことがわかる。また、腹板と上下フランジの接合点を結んだ一点鎖線を基準とした変形形状（純面外変形）から腹板の面外変形がわかる。最高荷重レベルの低い桁 GC, GD, GG および GH では腹板の面外変形はほとんど生じず、桁としての横ねじれ変形が卓越している。一方、最高荷重レベルの高い桁 GA, GB, GE および GF では腹板の純面外変位が初期たわみと同一方向に進展する傾向があり、横ねじれ変形ほかに断面変形 (distortion) が顕著である。

Fig. 9 は荷重レベルの高い桁 GA, GB, GE および GF の代表的パネルについて、Fig. 8 と同じ測定位置の腹板の桁長方向のひずみ分布を示している。実線は表側（中間補剛材側）を意味し、破線は裏側を、また一点鎖線はそれらの平均値を表わす。荷重段階は、荷重 P および測定位置の曲げモーメント M をそれぞれ最高荷重 P_u および降伏モーメント M_Y で無次元化して表わし、ひずみは腹板の降伏ひずみ ϵ_{Yw} で無次元化してある。最高荷重におけるひずみ分布は極端に乱れており、これは腹板に面外変形が生じていることを意味する。表裏のひずみの乱れは、Fig. 8 に示した腹板の面外たわみにより説明できる。すなわち、腹板は Fig. 8 のようにパネル長方向にも半波のたわみが卓越するものとすれば、それによるパネル長方向のひずみの圧縮側 (Fig. 8 のたわみ形の凹側) は AP 2 および FP 3 では表側となり BP 4 お

および EP 3 では裏側となる。これは Fig. 9 の実線（表側）と破線（裏側）の大小関係を表わしている。他のパネルについても表裏のひずみ分布と変形状には同様な対応が認められた。Fig. 8 および Fig. 9 における測定断面はパネルの中央であり、腹板の曲げ座屈現象について考察することはできないが（試験桁のパネルのアスペクト比は 1.0~1.5 であり、測定位置は曲げを受ける四辺単純支持板の座屈変形の節になり得る）、実験中の目視では明瞭な 2 半波の変形は確認できなかった。Table 5 には、各試験桁の最高荷重に対応する最大曲げモーメント M_U および腹板の弾性座屈に対応する桁の最大曲げモーメント M_w を示した。ここに M_w は、2 点載荷桁については腹板を一樣曲げが作用する四辺単純支持板と考えたときの弾性座屈モーメントに等しく、1 点載荷桁については同様にして得られる弾性座屈モーメントがスパン中央に最も近いパネルの中央断面の曲げモーメントであるとし、これをスパン中央断面の曲げモーメントに換算して表わした。表から、どの試験桁も $M_w > M_U$ であり、この結果からも腹板の曲げ座屈は起こっていないと考えられる。

Fig. 10 は、Fig. 9 と同じパネルについて、圧縮フランジの左右端における表裏のひずみと荷重の関係を示している。

縦軸は荷重 P の最高荷重 P_U に対する比を表わし、横軸は図中に示すようなひずみの比を表わす。なお、記号 ϵ_{i+j} は測定点 i および j のひずみの和を表わす。一点鎖線は圧縮フランジの水平変位に伴う曲率中心側（圧縮側）のフランジ端の平均ひずみレベルを表わし、ひず

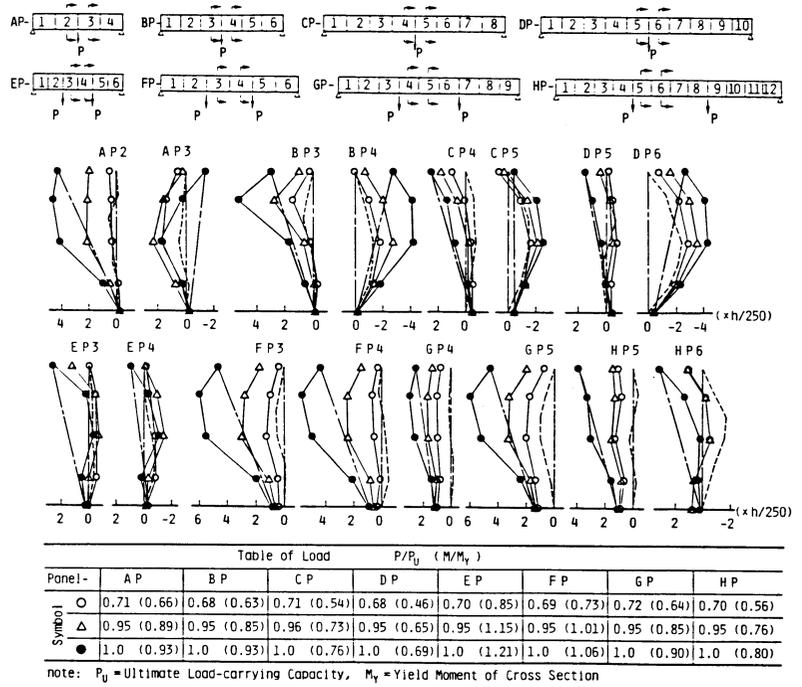


Fig. 8 Initial and Additional Web Deflections.

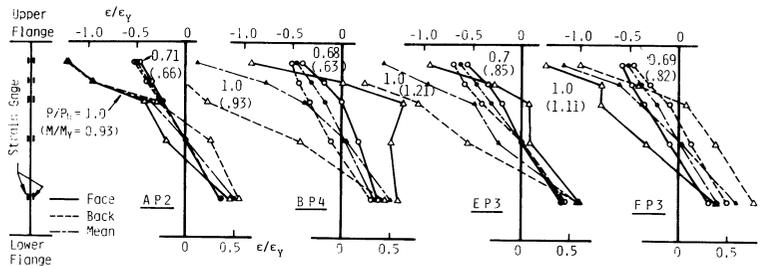


Fig. 9 Distributions of Normal Strain of Web Panels.

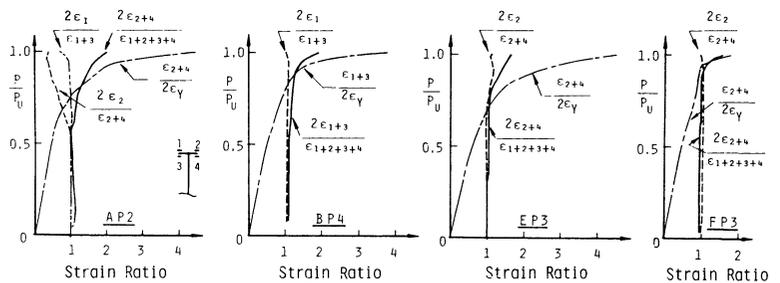


Fig. 10 Nondimensionalized Load-Reference Strain of Compressive Flange.

みレベルが非常に大きくならない限り、破線および実線はそれぞれ圧縮フランジの曲率中心側のねじれ座屈現象および圧縮フランジの水平座屈現象を表わすと考えてよい。パネル BP 4, EP 3 および FP 3 では、破線はひずみ比がほぼ 1.0 上にあるのに比べて、実線はある荷重レ

ベル以上ではひずみ比が 1.0 から分岐する傾向が強い。これは、圧縮フランジの水平座屈（桁の横ねじれ座屈）現象が卓越していることを意味している。また、高い荷重レベルでの破線の乱れは、水平座屈に伴うフランジのねじれ変形、突出板としての局部座屈あるいは腹板の面外変形に伴うフランジの連続条件から生じるねじれ変形を意味する。

一方、パネル AP 2 では、破線および実線が $P/P_U=0.55$ でほぼ同時にひずみ比が 1.0 から分岐し、圧縮フランジの水平変形およびねじれ変形が顕著である。また、パネル AP 2 には圧縮フランジの水平変形に伴う引張側のひずみを二点鎖線で示したが、これより、引張側でのねじれ変形は生じていないことがわかる。 $P/P_U=0.55$ での圧縮フランジ端の平均ひずみ（一点鎖線）はフランジのねじれ座屈変形が進展するレベルでないが、特に桁 GA では測定断面よりもひずみレベルが高くなるスパン中央寄りの断面でねじれ変形を生じ、この変形の連続性として図のような分岐が現われたものと考えられる。文献 11) では圧縮板の最高荷重における板端部のひずみレベル (ϵ_U/ϵ_Y) について検討されており、本試験桁の圧縮フランジの等価幅厚比 $b/t\sqrt{(\sigma_Y/E)\cdot 12(1-\nu^2)/\pi^2 k}$ $=0.41$ に対しては、 $\epsilon_U/\epsilon_Y>3.0\sim 4.0$ が報告されている。すなわち、 $\epsilon_U/\epsilon_Y=3.0\sim 4.0$ になってはじめて圧縮フランジが突出板としての強度の低減が始まるのであり、図から、早期にねじれ変形は起こっているが強度としては余裕があることがわかる。Photo 1 に崩壊した試験桁の変形状況を示し、Photo 2 にガス切断した実験後の主要パネルの断面形状を示す。圧縮フランジのねじれを伴う水平座屈、および腹板の変形を確認することができる。

(6) 横ねじれ耐荷力

(5) で述べたように崩壊形式としては圧縮フランジの水平座屈が卓越していた。Table 5 には本実験の最高荷重すなわち横ねじれ耐荷力および各種参考荷重の計算値を示す。弾性座屈モーメント M_E は中間横方向拘束を考慮し、伝達マトリックス法により求めた数値解²¹⁾であり、試験桁 GA~GD についてはモーメント勾配の影響が含まれ、試験桁 GE~GH については拘束 segment の影響が含まれている。通常、モーメント勾配の影響は次式のような近似式によっても評価されている¹³⁾。

$$m = 1.75 - 1.05\rho + 0.3\rho^2 \quad -1.0 \leq \rho \leq 1.0 \dots\dots (1)$$

ここに、 m =モーメント修正係数および ρ =モーメント勾配であり、 ρ =両端モーメント比、 $\rho = M_1/M_2$ ($|M_2| \geq |M_1|$) である。

Fig. 11 は実験値および数値解析結果を示しており、縦軸には実験値の最大曲げモーメント M_U を全塑性モーメント M_P で無次元化したものを、横軸には次式で表わされる修正細長比を用いている。

$$\bar{\lambda} = \sqrt{M_P/M_E} \dots\dots\dots (2)$$

ここに、 M_E は荷重状態および境界条件を考慮した弾性座屈モーメントであり、弾性座屈曲線はこれらの条件の違いにかかわらず図中の一点鎖線、 $M_U/M_P = 1/\bar{\lambda}^2$ で表わされる。しかし、非弾性域では、初期不整（残留応力および初期たわみ）のみならずモーメント勾配の違いによる降伏域の広がりの違いにより横ねじれ耐荷力に差が生じ、 $M_U/M_P-\bar{\lambda}$ 軸上での実験点にばらつきが生ずる。今回の実験値を表わす記号 Δ および \circ はそれぞれ片曲げを受ける桁（1点載荷）および一様曲げを受ける桁（2点載荷）の耐荷力に対応し、それらは非弾性域 ($\bar{\lambda} < 1.2$) で明確な差を生じている。また、本実験と同様な載荷状態で行われた圧延ばりの実験値⁴⁾（記号 \blacktriangle および \bullet ）か

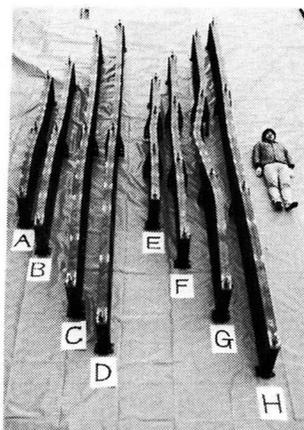


Photo 1 Lateral-Torsional Buckling Modes (GA-GH).

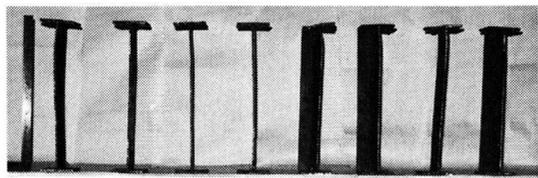


Photo 2 Typical Cross-Sections after Collapse.

Table 5 Summary of Experimental Results and Reference Moments.

Test Girders	P_U (kN)	M_U (kN-m)	M_P (kN-m)	M_Y (kN-m)	M_E (kN-m)	M_W (kN-m)	note:
G A	278.0	208.5	210.2	169.9	825.6	279.0	P_U = Experimental Maximum Load
G B	187.7	187.7	209.9	169.5	464.4	250.0	M_U = Experimental Maximum Bending Moment
G C	97.0	145.4	208.9	168.0	210.2	239.0	M_P = Full Plastic Moment
G D	72.9	127.5	208.9	168.8	159.9	231.0	M_Y = Yield Moment
G E	202.6	202.6	210.5	170.0	1357.0	220.0	M_E = Elastic Lateral-Torsional Buckling Moment
G F	118.3	177.5	208.4	168.3	600.2	209.0	
G G	75.1	150.3	209.0	168.7	340.5	208.0	
G H	53.3	133.3	209.1	169.0	222.3	208.0	M_W = Elastic Web Buckling Moment

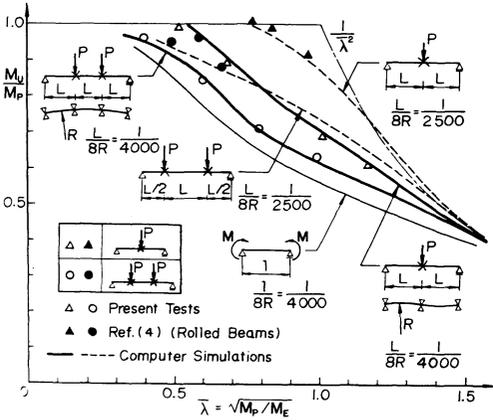


Fig. 11 Experimental and Analytical Results.

らも同様な結果が得られている。 $M_u/M_p-\bar{\lambda}$ 軸上でのこのようなモーメント勾配の違いによる耐力曲線の差を表わす設計式は、圧延ばりを対象として文献 14) に提案されている。 Fig. 11 に示した実線および破線は、非弾性有限変位解析による横ねじれ耐力曲線を表わしている。解析手法の定式化は文献 18) を参考にして非弾性解析へ拡張したものであり¹²⁾、その特徴は i) 初期たわみを円弧で表わす、ii) 断面変形は起こらないものとする、iii) 非弾性の影響は剛性の低下で考慮する、および iv) 荷重-変形曲線から求められる最高荷重を横ねじれ耐力力とする、などである。図中の桁の初期たわみを表わすパラメーター $L/8R$ はアーチのライズ比に相当するもので、本実験値における圧縮フランジの初期たわみおよび圧延ばりの実験値におけるせん断中心の初期たわみをよく表わす値として $L/8R=1/4000$ および $L/8R=1/2500$ を用いて数値解析を行った。ただし、このような初期たわみは数値解析上の外乱を与えるため

であり、修正細長比によっても異なるが、 $L/8R=1/2500$ 以下の初期たわみであれば、同一載荷状態での耐力力は数% 上下する程度である²⁰⁾。なお、1点載荷の場合の初期たわみは図中のように仮定し、残留応力分布は実測値をもとに、自己つり合いを満足するように決定されたものを用いた (Fig. 12)。解析法は断面変形を生じないはりタイプの横ねじれ挙動をシミュレートするものであるが、解析値は圧延ばりの実験値⁴⁾のみならず本実験値ともきわめてよく一致している。したがって、本試験桁のように横ねじれ座屈が支配的である桁では腹板の変形および圧縮フランジのねじれ変形は耐力力にほとんど影響を与えないものと考えられる。なお、試験桁 GA, GE 等では圧縮フランジのねじれ変形が比較的顕著であったが、3. (5) で述べたように本試験桁では圧縮フランジ先端のひずみレベル ϵ_u/ϵ_y が 3.0~4.0 以上になるまで突出板としての強度が保たれることから、ねじれ座屈は考慮していないが、降伏の影響を剛性の低下として考慮している本解析値は実験値とよく一致したものと考えられる。本実験桁のように腹板およびフランジの幅厚比を小さくして各板要素の局部座屈を防止するような断面構成をもつ溶接 I 形桁では、断面変形を考慮しない数値解析による横ねじれ耐力力の推定が可能である。一方、腹板およびフランジの幅厚比が大きく、各要素が早期に局部座屈を起こすような場合は、それらと圧縮フランジの水平座屈との非弾性域での相互作用についての検討が必要であろう。

(7) 溶接 I 形桁の横ねじれ強度式の提案

Fig. 11 においては、弾性座屈荷重を用い、2点載荷桁の critical segment を一様曲げが作用する桁として評価した。このような手法は、これまで実験値を一般化する方法として用いられている。ところが、荷重の増加に伴う critical segment の降伏領域の進展に応じて拘束

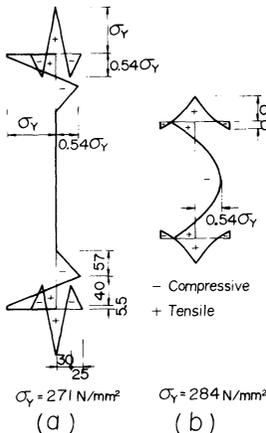


Fig. 12 Idealized Residual Stress Distributions.

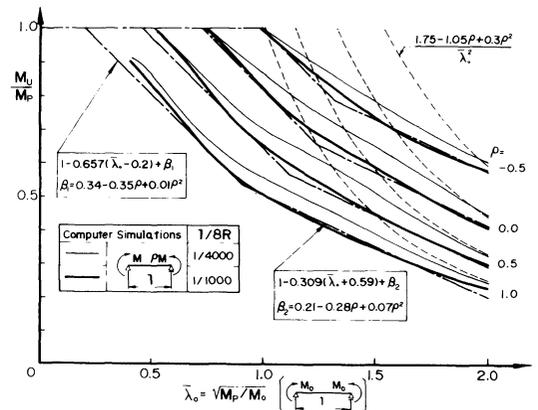


Fig. 13 Design Formula for Welded Girders under Unequal End Moments.

segment による拘束効果に変化し、実際の有効座屈長は弾性座屈解析による値 l より小さくなる。Fig. 11 には、両端に等モーメントが作用する弾性有効座屈長 l をもつ桁の耐荷力解析結果を実線（細線）で示した。解析には本試験桁の断面諸量を用い、初期たわみを $L/8R = 1/4000$ に仮定した。記号○で示した 2 点載荷桁の本実験値はこの解析結果よりも 6~12% 高くなっている。この差は隣接 segment による横ねじれ耐荷力に対する拘束効果が弾性域におけるよりも耐荷力近傍で大きくなり、その結果が強度を高めていると予測できる。次に、実験値および数値解析結果を踏まえて、不等曲げが作用する両端単純支持桁の横ねじれ強度式を次のように提案する。

Fig. 13 は、両端に不等モーメント荷重が作用する桁の横ねじれ耐荷力の解析結果（実線）、その近似曲線（一点鎖線）および式（1）のモーメント修正係数 m を用いた弾性座屈曲線（破線）を示している。縦軸および横軸はそれぞれ M_u/M_p および $\bar{\lambda}_0$ を用いている。ここに、 $\bar{\lambda}_0 = \sqrt{M_p/M_0}$ および M_0 = 両端に等モーメントが作用する桁の横ねじれ座屈モーメントであり、Fig. 11 と異なり $\bar{\lambda}_0$ にはモーメント勾配の影響（モーメント修正係数）は含まれていない。解析においては本実験で得られた材料定数および断面寸法を用い、初期横たわみは平均値 $L/8R = 1/4000$ （細線）および製作許容値 $L/8R = 1/1000$ （太線）を仮定した。また、図にはモーメント勾配を表わす ρ として 1.0, 0.5, 0.0 および -0.5 の 4 通りを示した。一点鎖線で示した近似曲線は等モーメント荷重の場合に対する基準強度式をモーメント勾配に応じて縦軸に平行移動するものであり、次式のように提案する。

$$M_u/M_p = 1 - 0.657(\bar{\lambda}_0 - 0.20) + \beta_1 \quad \bar{\lambda}_0 \leq \bar{\lambda}_{0s} \dots\dots (3-a)$$

$$M_u/M_p = 1 - 0.309(\bar{\lambda}_0 + 0.59) + \beta_2 \quad \bar{\lambda}_0 > \bar{\lambda}_{0s} \dots\dots (3-b)$$

ここに、 β_1 および β_2 はモーメント勾配による修正項であり、

$$\beta_1 = 0.34 - 0.35\rho + 0.01\rho^2 \dots\dots (4-a)$$

$$\beta_2 = 0.21 - 0.28\rho + 0.07\rho^2 \dots\dots (4-b)$$

となる。また、 $\bar{\lambda}_{0s}$ は式 (3.a) と式 (3.b) の交点における細長比であり、次式で表わされる。

$$\bar{\lambda}_{0s} = 1.276 - 0.201\rho - 0.172\rho^2 \dots\dots (5)$$

上式 (3-a) および (3-b) のうち大きい方が横ねじれ強度を与えるものとする。これらの式は製作許容値 $L/1000$ なる初期横たわみに対する耐荷力曲線を近似したものであり、下限値を表わすと考えてよい。なお、近似曲線と弾性座屈曲線の接続は考えず、その適用範囲を、 $0 < \bar{\lambda}_0 \leq 2.0, M_u/M_p \leq 1.0 \dots\dots (6)$

とする。実用上の桁では $\bar{\lambda}_0 < 1.5$ 程度であり、式 (6) の適用範囲に含まれる。

4. 結 言

本研究においては溶接 I 形断面桁の横ねじれ耐荷力に及ぼす強軸まわりのモーメント勾配の影響を検討するために、実橋の 1/3 程度の垂直補剛材をもつ溶接 I 形桁を製作し、載荷点の横変位を拘束した 1 点載荷（片曲げを受ける桁を想定）および 2 点載荷（一樣曲げを受ける桁を想定）による曲げ耐荷力実験を行った。圧縮フランジのねじれ座屈および腹板の曲げ座屈については道路橋示方書の基準強度式を用いて、フランジが降伏するまでそれらが発生せず、桁の横ねじれ座屈（圧縮フランジの水平座屈）が先行するように部材寸法を決定した。その結果、次のような結論が得られた。

(1) 支点および載荷点に用いた横変位拘束治具は簡単でしかも十分な精度を有する。

(2) 桁の崩壊形式はすべて横ねじれ座屈（圧縮フランジの水平座屈）が主であったが、崩壊における応力レベルが高くなる桁の圧縮フランジ、あるいは圧縮フランジの水平座屈による曲率中心側のフランジにおいてはねじれ変形が確認できた。しかし、このようなねじれ変形が発生した後も耐力を保つことがわかった。

(3) 腹板の純面外たわみは初期たわみの形状に影響される。

(4) 圧縮フランジの水平座屈変形の方向は圧縮フランジの初期横たわみ、フランジと腹板の直角度および片側中間垂直補剛材によって影響される。なお、本実験の範囲では、桁の横ねじれ耐荷力に対する中間垂直補剛材の剛度、間隔の効果について明らかにすることはできなかった。

(5) はり理論に基づく非弾性有限変位解析により得られた横ねじれ耐荷力は本実験値ならびに圧延ばりの実験¹⁾ときわめてよく一致し、解析法の妥当性も確認できた。

(6) 弾性横ねじれ座屈強度を用いた無次元化座標 ($M_u/M_p \sim \bar{\lambda} = \sqrt{M_p/M_E}$) 上での耐荷力曲線は非弾性域でモーメント勾配によって明確な差を生じている。したがって、基準強度曲線をモーメント勾配別に multiple curves で表わすことが合理的であり、式 (3) および式 (4) を提案した。

(7) 本実験の 2 点載荷桁のように、中間拘束された桁の実験値を両端にモーメント荷重が作用する桁の耐荷力として一般化する場合、非弾性域での拘束効果の変化を考慮する必要がある。

謝 辞：本実験の計画および遂行にあたり有益なご助言を頂いた名古屋大学の宇佐美勉助教授および愛知工業大学の青木徹彦助教授に深く感謝し、実験にご協力

願った小島清嗣君（現・名古屋大学大学院）に謝意を表す。また、数値解析プログラムの開発にあたってご援助頂いた金沢大学の吉田 博教授に深く感謝致します。なお、供試体の製作では瀧上工業株式会社にお世話になった。ここに、感謝致します。

参 考 文 献

- 1) 青島泰之：圧延 H 型鋼ばりの横倒れ座屈公式，土木学会論文報告集，第 267 号，pp.1~8，1977 年 11 月。
- 2) Basler, K., Yen, B. T., Mueller, J. A. and Thürlimann, B. : Web Buckling Test on Welded Plate Girders, Welding Research Bulletin Series, No. 64, September, pp.1~63, 1960.
- 3) Basler, K. and Thürlimann, B. : Strength of Plate Girder in Bending, Trans. ASCE, Vol.128, pp.653~682, 1963.
- 4) Dux, P. F. and Kitipornchai, S. : Inelastic Beam Buckling Experiments, Research Report No. CE 24, Department of Civil Engineering, University of Queensland, pp.1~36, May, 1981.
- 5) ECCS : Manual of the Stability of Steel Structures, 2nd Intentional Colloquium on Stability, Introductory Report, 1976
- 6) 福本昉士・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，No. 189, pp.39~51, 1971 年 5 月。
- 7) Fukumoto, Y. : Lateral Collapse of Plate Girders in Bending, Proceeding of Design of Plate and Box Girders for Ultimate Strength, IABSE, London, pp.28~38, 1971.
- 8) Fukumoto, Y. and Kubo, M. : An Experimental Review of Lateral Buckling of Beams and Girders, International Colloquium on Stability of Steel Structures under Static and Dynamic Loads, ASCE, pp.541~562, 1977.
- 9) Fukumoto, Y. and Kubo, M. : Ultimate Bending Strength of Plate Girders with Longitudinal Stiffeners Failed by Lateral Instability, Der Stahlbau, pp.365~371, 12/1977.
- 10) 福本昉士・伊藤義人：座屈実験データベースによる鋼ばりの横ねじれ基準強度に関する実証的研究，土木学会論文報告集，第 341 号，pp.137~146, 1984 年 1 月。
- 11) Fukumoto, Y. and Itoh, Y. : Basic Compressive Strength of Steel Plates from Test Data, Proc. of JSCE, No. 344, pp.129~139, April, 1984.
- 12) 前川幸次・吉田 博・本田伸弘：曲率の影響を考慮した薄肉曲線桁の有限変位解析，土木学会中部支部研究発表会講演概要集，pp.44~45, 1984 年 3 月。
- 13) Nethercot, D. A. and Trahair, N. S. : Lateral Buckling Approximations for Elastic Beams, The Structural Engineer, Vol.54, No.6, pp.197~204, June, 1976.
- 14) Nethercot, D. A. and Trahair, N. S. : Inelastic Lateral Buckling of Determinate Beams, ASCE, Vol.102, No. ST4, pp.701~717, April, 1976.
- 15) 日本道路協会：道路橋示方書／同解説，1980 年 2 月。
- 16) ÓhEachteirn, P. and Nethercot, D. A. : Lateral Torsional Buckling Tests on Reduced Scale Welded Steel Bridge Girders, Report No. BE/22/2/065/3, University of Sheffield, September, 1982.
- 17) Usami, T. : Inelastic Lateral Buckling Strength of Monosymmetric I-Girders, Research Bulletin of the Faculty of Engineering, Gifu University, No. 23, pp.81~94, March, 1973.
- 18) 渡辺 昇・稼農知徳・薄木征三：薄肉曲線桁の変位場に基づく有限ねじれ変形解析，土木学会論文報告集，第 317 号，pp.31~45, 1982 年 1 月。
- 19) Yarimci, E., Yura, J. A. and Lu, L. W. : Techniques for Testing Structures Permitted to Sway, Experimental Mechanics, pp.321~331, August, 1967.
- 20) Yoshida, H. and Maegawa, K. : Lateral Instability of I-Beams with Imperfections, ASCE, Journal of Structural Engineering, Vol.110, No.8, pp.1875~1892, August, 1984.
- 21) 小堀為雄・吉田 博：鋼構造設計理論第 9 章，森北出版，1977 年。

(1985.5.24・受付)