

まとめ 背の高い薄肉プレートガーダーの曲げパネルの強度に対するウェブの初期タワミ、ウェブの細長比、フランジの形状、水平補剛材の有無、ハイブリッド性質の影響を実験的に研究したものである。

1. 曲げ試験の概要

(1) 試験桁 全長6.30 m, 支桌間距離6.0 m, ウェブ厚4.5 mmの大形試験桁はFig.1に示す如く中央部の試験パネル, 支桌と載荷点間の支持パネル, 載荷点と試験パネル間の側方パネルから成立つ。試験桁はウェブ細長比によって3グループに分類され (Table 1.), B-3, B-6桁は細長比が凡そ200のもので, 圧縮フランジ断面形状は夫々T形, Y形であり, 且つウェブ高の $\frac{1}{5}$ に水平補剛材を有する。

Table 1. Dimensions of Test Girders

	Flange		Angle	Longi. Stiff.	t	b	s = b/t	w = w/b	$\rho = \frac{A_w}{A_f}$	c/d	c_s/d_s
	Comp.	Tens.									
B-1	200x13	200x13	—	—	0.450	1125	250	0.75	1.95	7.69	—
B-2	200x13	200x13	—	—	0.459	1349	294	0.75	2.38	7.69	—
B-3	200x13	200x13	—	65x5	0.422	901	191	0.75	1.56	7.69	12
B-4	200x13	200x13	—	65x5	0.456	1126	247	0.75	1.95	7.69	13
B-5	200x13	200x13	—	70x5	0.458	1351	295	0.75	2.38	7.69	14
B-6	200x13	200x13	50x50x6	60x5	0.465	932	194	0.75	1.56	6.00	12
B-7	200x13	200x13	50x50x6	65x5	0.451	1123	249	0.75	1.98	6.00	12
B-8	200x13	200x13	50x50x6	70x5	0.458	1351	295	0.75	2.41	6.00	14

B-1, B-4, B-7桁は細長

比が凡そ

250のも

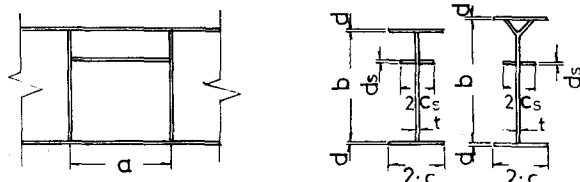
で, 圧縮フ

ランジ形状

は前者が

T形, 後者

がY形であ



Unit: (mm)

り, 又B-4, B-7桁では水平補剛材が設けられてゐる。B-2, B-5, B-8桁は細長比が凡そ300のもので, 圧縮フランジ形状と水平補剛材の有無は, 細長比250の場合と同じく対応する。フランジ寸法は塑性局部座屈を生じないように定められ, 水平補剛材剛度は最小剛度の4~5倍とし, 圧縮フランジと垂直補剛材, 水平補剛材と垂直補剛材は溶接によって連結し, 又桁製作時の溶接によるウェブ初期タワミの大きなもの (ウェブ厚以上のもの) に対してはB-3, B-6桁を除きフランジ, 水平・垂直補剛材の溶接面所と線状加熱を行ひすみ取り加工を行つてある。鋼材としてはフランジ・プレート・アングルに耐候性SM58, ウェブには耐候性SM50, 補剛材にSS41を用ひ, 引張試験の結果, フランジプレート材の降伏点は板厚13mm, 10mmに対して夫々5220 kg/cm^2 , 5150 kg/cm^2 , フランジアングル材の降伏点は5265 kg/cm^2 , ウェブ材の降伏点は5080 kg/cm^2 である。

(2) 試験装置と測定 試験桁はFig.1のように配置し, 載荷フレームに単純支持の支桌をとり, 両支桌から2mの位置に200トン載荷用ジャッキにより下方から載荷し, 載荷点間に純曲げを与えようとし, 荷重の照査には200トンロードセルを用いてある。桁の横倒れ防止の爲には, 上下フランジに各70mmのパイプをとりつけ, パイプの他端は横倒れ防止用のトラスに連結し, 連結点はピン構

造としてフランジの垂直回転変位を妨げないようにしてある。ウェブの初期タワミ及び試験中の横タワミ測定には両載荷点の補剛材間に50x50mmの角形鋼管を2本水平方向に固定し(Fig.2), えてレベルとしてダイヤル・ゲージをとりつけたアングルを移動し, マグネットスタンドで固定し, B-1,3,4,6桁では7行5列, B-2,5,8桁では8行5列の点で測定を行った。フランジ, ウェブ, 水平・垂直補剛材のひずみ測定には電気抵抗線歪計を用い, 桁のタワミ, フランジの回転と水平変位の測定にはダイヤル・ゲージを用いた。

2. 試験の結果と考察

(1) 桁の挙動 著者が前に行った, 同じ鋼材からなるプレート・ガーダーの崩壊に比較して, 本実験のハイブリット性質をもつ試験桁では, 結局荷重近くなると桁の崩壊変形が急激に進行するものとが分る。このことは荷重の増加につれて最初ウェブの上縁が降伏するが, 圧縮フランジは弾性範囲にあって枠組としての作用を果たしている。ついでフランジが降伏しはじめると, フランジによって拘束されたウェブの塑性域のひずみが急に流れはじめると, フランジに用いたSM58の延性の小

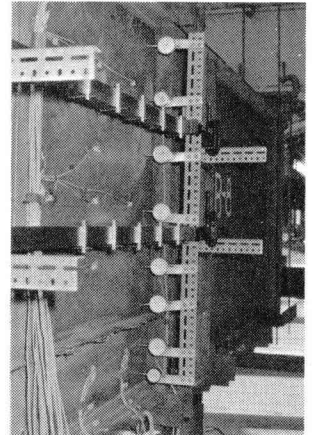


Fig. 2.

Table 2. Summary of Test Results

Test Beam	Failure Moment Mex (t-m)	Mode of Comp. Flange Failure
B-1	175	Torsional Buckling of Comp. Flange
B-2	210	Vertical Buckling at 92.5 cm from Loading Point
B-3	175	Torsional Buckling at 50 cm from Loading Point
B-4	210	Lateral Buckling and Local Buckling at 125 cm from Loading Point
B-5	265	Lateral Torsional Buckling and Local Buckling at 85 cm from Loading Point
B-6	185	Lateral Buckling and Local Buckling at 84 cm from Loading Point
B-7	230	Lateral Buckling and Local Buckling at 91 cm from Loading Point
B-8	280	Lateral Buckling and Local Buckling at 82 cm from Loading Point

さいということの原因であると考えられる。

(2) 桁の崩壊様式と強度 崩壊荷重はウェブの弾性座屈荷重(P_{er}), 圧縮フランジ降伏荷重(P_{fy}), 全断面塑性崩壊荷重(P_p)と比較すると, 全て P_{er} よりほかに大きく, 又B-1桁を除いて P_{fy} よりも大であり, B-3,7桁では P_p よりも大きいという結果を得た。ウェブの変形によってウェブが負担できなくなった応力が圧縮フランジへ再配分されることから, プレート・ガーダーの崩壊は圧縮フランジの崩壊によって支配されること, 又実用的にはフランジ降伏をもって耐荷力と考えること等が分る。次に圧縮フランジの崩壊様式と崩壊モーメントを示すとTable 2. の如くである。フランジの垂直座屈を生ずるウェブ細長比の限界をBucklerの式で計算(残留応力は0.35 σ_y と仮定)した結果, 又Topracの式による垂直座屈応力の計算値を水平座屈, ねじれ座屈応力値と比較しても, 垂直座屈は生じないことが理論的に判断できるが, B-2桁では圧縮フランジ断面降伏の後に垂直座屈が生じている。この理由はB-2桁が水平補剛材を有しない為で, ウェブの横タワミの増加が大きくウェブの垂直方向の剛度が減少した為と思う。水平座屈を生じたB-4,5,6,7,8桁の実験値は σ_y/σ_y で表したCooperの式の計算値とよく一致している。ねじれ座屈を生じたB-1, B-3桁の実験値はHaaijerとThürlimannの式の計算値とよく説明している。圧縮フランジの形状が座屈に及ぼす影響については, 圧縮フランジ面積は全桁すべて260cm²であるが, 形状をT形からY形にすることにより, 垂直座屈抵抗は約15倍,

ねじれ抵抗は約4倍増加するが、水平方向の剛度は0.86倍に減少する。事実、Y形フランジのB-6, 7, 8桁は水平座屈によって崩壊している。又Y形フランジの桁はT形のそれと比べ崩壊荷重が大きく現れている。

(3) 圧縮フランジのひずみ分布 フランジの応力分布は終局荷重の40~60%迄は一樣であるが、その後は全般的に水平方向の曲げをうける様になくなる。Fig.3はフランジ全断面が降伏してから崩壊したB-3桁と、えん対比されるB-6桁の圧縮フランジのひずみ分布を示したものである。

(4) 断面の曲げひずみ分布 水平補剛材のない桁では圧縮側ウェブのタワミが載荷の初期から増大し、従って圧縮フランジに応力の再配分が行われ、中立軸は引張側に大きく移動する。水平補剛材を設けた桁では圧縮側ウェブのタワミが拘束されて、細長比200のB-3, B-6桁では応力の再配分は殆どみられず、終局荷重でも全断面が有効に働き、中立軸の引張側への移動を極めて小さい。しかし細長比250, 300の桁では圧縮側ウェブパネルのタワミが局部的に増大しウェブの圧縮応力負担能力の減少の爲に、圧縮フランジと水平補剛材に応力が再配分されることが分る。Fig.4はその一例である。

(5) ウェブの横タワミ 初期タワミの最大値は細長比200, 250の桁で0.3~0.7t, 300の桁で1.3t(B-2桁)~1.6t(B-8桁)であったが強度の大きな減少はなかった。載荷によるタワミは水平補剛材のない桁では、荷重が増加するにつれて圧縮側のタワミが急激に増大して、終局荷重近くで3~4tに達している。水平補剛材のある桁では、タワミの増加率は小さく、終局荷重付近で急に増加する。その最大値は細長比200で0.5~1t, 250, 300で1~2t程度である。タワミの形状は初期タワミの増大した形であるが、水平補剛材のない桁では2重曲率になっていく初期タワミが最終的には単一

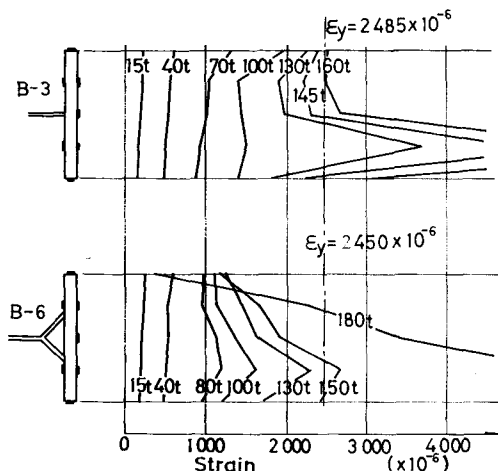
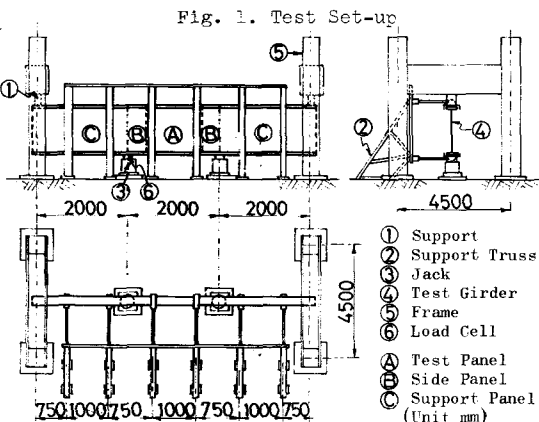


Fig. 3. Strain Distribution on Compression Flange

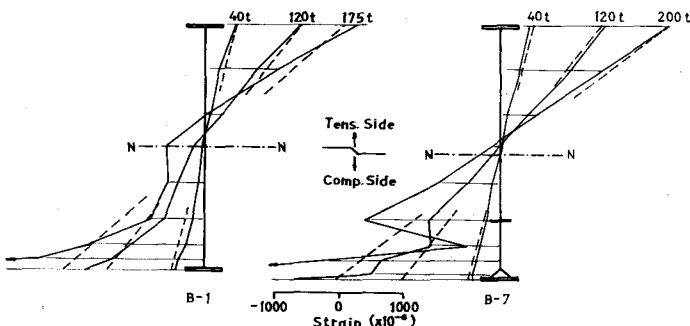


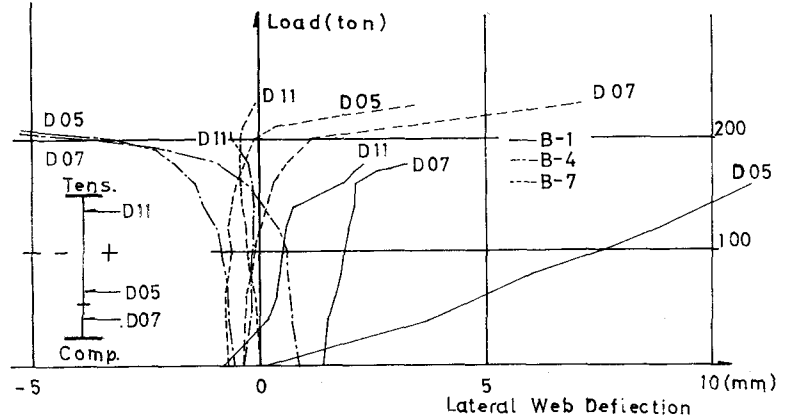
Fig. 4. Bending Strain Distribution

の曲率に移行してゐる。Fig. 5 は代表的な一例を示してゐる。

(6) 補剛材のひずみ

著者が前に発表した大形プレートガ－ダーの実験では、水平と垂直補剛材の縁をさしてゐた爲に、水平補剛材がウエブのタワミにつれて回転し、補剛材自身にはひずみの増加が殆ど認められなかった。しかし本実験では両補剛の密接連結の爲に水平補剛材はサブパネルの枠組として働き、荷重と共に圧縮ひずみが増加し、終局荷重付近で材料の降伏ひずみをこえており、スラランジと類似のモードで屈屈してゐる。垂直補剛材のひずみは荷重と共に僅かしか増加せず、各桁とも最終で 500×10^{-6} 程度である。

Fig. 5. Web Lateral deflection.



(7) ウエブの有効高 ウエブは初期タワミの爲に荷重の増加と共に非線型分布を生じる。水平補剛材のない桁に対して終局荷重におけるウエブの有効高は Basler は 30% を与えてゐるが、今回の実験では B-1 桁で 60%, B-2 桁で 47% を得た。水平補剛材のある場合、B-3, B-6 桁では全高が有効であるが、細長比の増すにつれて有効高が減少し、水平補剛材近傍のウエブが有効に働き、圧縮フランジに近いサブパネルに大きな欠損部を生ずる。ウエブの有効高を b_e で表わすウエブのひずみ分布の計算に B-1, 2 桁: $b_e/b = -0.00282 \cdot \frac{b}{t} + 0.704$, B-4, 5 桁: $b_e/b = -0.00110 \cdot \frac{b}{t} + 0.532$, B-7, 8 桁: $b_e/b = -0.000764 \cdot \frac{b}{t} + 0.472$ を求めることができた。

(8) 終局強度 桁の崩壊荷重は圧縮フランジの座屈モードに関係するパラメーター、即ちフランジ固定点間距離と弱軸周りの回転半径の比、パネル寸法比、フランジの細長比、ウエブと圧縮フランジの面積比、ウエブの細長比、水平補剛材の有無等によって支配される。今終局モーメントの実験値を圧縮フランジ降伏モーメントで除したものを、ウエブ細長比によって表わしたものが Fig. 6 である。

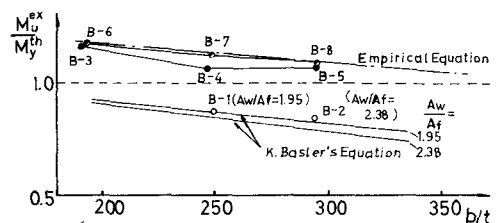


Fig. 6. Ultimate Moment and Slenderness Ratio of Web

が Fig. 6 である。水平補剛材を配置することにより、無いものに比して細長比 250 で 1.2 倍、300 で 1.3 倍程度増加してゐること、水平補剛材のない場合の Basler 提案の式 $\phi_u = \phi_y [1 - 0.0005 \frac{A_w}{A_f} (\beta - \beta_0)]$, $\beta_0 = 5.7 \sqrt{E/\sigma_y}$ を適用すると、本試験桁の如くハイブリッド桁に於ける良好な一致をみる事が分かる。又水平補剛材を有する桁の終局モーメントはフランジ降伏モーメントの理論値より大きく、更にフランジ形状の Y 形の桁は T 形のものより大きい値を示してゐる。上限値を与えてゐる B-6, 7, 8 桁の実験値は $M_u^ex / M_y^th = -0.000796 \cdot \frac{b}{t} + 1.322$ という実験式で表わすことができた。

あとがき 本研究は文部省科学研究補助金によって行なわれたものである。