

水平補剛材を有するハイブリッドプレートガーダーの曲げ耐力

○大阪大学工学部 前田 幸雄

大阪大学大学院 川井 豊

1. まえがき 最近我国でも美観上、道路交通上さらには維持補修の有利さから比較的大径層の橋梁に対してもプレートガーダーが用いられることが多くなってきて、しかし、経間の増大と共に使用鋼重は著しく増大するため他の橋梁形式と同様死荷重の軽減は大きな問題である。そこで考えられるのが高張力鋼の有効な使用であるが、従来からの均質桁に高張力鋼のみを単独に用いるのは、座屈により支配される部分や最終状態においても余り応力を受けることのない部分に関しては、高張力鋼の利点を十分に使い尽すことが出来ず効果が薄い。さらには、高張力鋼の均質桁では、強度は期待出来ても剛性が小さくなり挠みの面からも好ましくない。その為、軽量で効率の良いプレートガーダーとして研究されてきたのが、断面各部の機能に応じた材質の鋼材を混成したハイブリッドガーダー(混成桁)^{1)~5)}である。本研究は、背の高いハイブリッドガーダーの曲げ性状、曲げ耐力を大型試験を用いて、実験的に研究したものである。

2. 実験 2-1. 実験目的 本実験の目的は、アメリカにおけるハイブリッド梁の設計案³⁾で除外されている非合成上下非対称断面で、かつ水平補剛材を有する背の高いハイブリッドガーダーの曲げ性状及びその耐力を調べることにある。具体的には、(1)上下非対称完全ハイブリッドガーダーの静的載荷時の曲げ性状 (2)腹板細長比の変化が最終耐力に及ぼす影響 (3)腹板アスペクト比の変化が最終耐力に及ぼす影響 (4)水平補剛材の効果 (5)上下非対称断面としたときの圧縮引張面フランジの釣り合い断面積比⁶⁾を主として調べる。

2-2. 実験桁 全長6.3^m(4体)、5.8^m(3体)、3.3^m(1体)計8体の実験桁は表-1に示す様な諸元をもつテストパネル、支点と載荷点とテストパネル間の側方パネルから成立つ。実験桁は大別して、アスペクト比 α が0.5のAL桁と1.0のBL桁の2種類あり、おのれの腹板細長比 β を150~300迄おきに変化させてある。

圧縮フランジ寸法は、歪硬化域に達する迄塑性局部座屈を生じない様定められ水平補剛材は最小剛比の40~65倍後⁷⁾の β とし、垂直補剛材と圧縮フランジ、垂直補剛材と水平補剛材を溶接により連結している。使用鋼材は、圧縮フランジSM58、腹板SS41、引張フランジHT80、補剛材SM50で引張試験の結果天々の降伏点はSM58: $\sigma_{yfc}=53.6 \text{ kg/mm}^2$, SS41: $\sigma_{yw}=30.1 \text{ kg/mm}^2$, HT80: $\sigma_{yfc}=84.3$

GIRDER	COMP. FLG. (2bxt _{fc})	TENS. FLG. (2bxt _{ft})	WEB (hxt _w)	$\beta = \frac{h}{t_w}$	$\alpha = \frac{a}{h}$	$\frac{b}{t_{fc}}$	$\frac{A_w}{A_{fc}}$	γ/γ^*
AL-1	200x12.9	200x8.0	675x4.8	141	0.50	7.75	1.26	4.0
AL-2	"	"	900x4.8	188	"	"	1.67	4.5
AL-3	"	"	1125x4.8	234	"	"	2.09	5.2
AL-4	"	"	1350x4.8	281	"	"	2.51	5.9
BL-1	"	"	675x4.8	141	1.00	"	1.26	5.3
BL-2	"	"	900x4.8	188	"	"	1.67	5.7
BL-3	"	"	1125x4.8	234	"	"	2.09	6.1
BL-4	"	"	1350x4.8	281	"	"	2.51	6.5

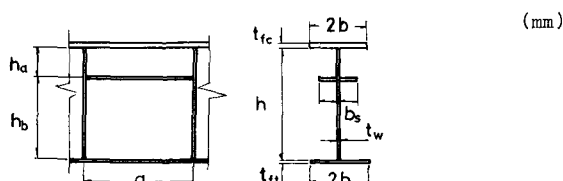


表-1. テストパネル諸元.

$\frac{kg}{mm^2}$, $SM50: \sigma_y = 36.8 \frac{kg}{mm^2}$ を得た。桁製作時の腹板の最大初期撓み量は、Standard Specifications for Welded Highway and Railway Bridges (A.W.S. New York, 1963)によりパネル高さの $\frac{1}{50}$ 以内とし、これ以上の初期撓みを有した桁(BL桁)については、パネルの端角線上に線状加熱を行ない歪取り加工を施した。最終的な最大初期撓み量は表-2に示す通りであった。

2-3. 実験装置及び実験方法 実験装置の概略を図-1に示す。載荷方法は、200トン・センターホールジャッキ2基で下方より載荷し、載荷点間のテストパネルと側方パネルに純曲げを与えた。但し、AL-4桁のみは1:1.5の比例載荷して曲げ剪断の組合せテストとした。荷重は、200トンロードセルを桁とジャッキ間に挿入し検定した。桁の横断形は、テストフロアに取付けた6基のトラスより $\phi 90^{mm}$ のパイプを両端ピンとして、桁の上下方向の変位及びフランジの回転を拘束しない様桁の圧縮フランジに6個(BL桁)又は4個(AL桁)引張フランジに2個取付け防止した。測定は、腹板の横撓みを図-2に示す如き、アングリに取付けられたダイヤルゲージを横方向へ移動して行ない、歪は電気抵抗歪計で、又桁の鉛直撓みをダイヤルゲージで測定した。

3. 実験結果と考察

3-1. 桁の挙動 全桁とも腹板降伏荷重迄は、撓み歪みの測定値は良好な荷重との線形関係を示した。腹板降伏後は、荷重と測定諸量の線形関係は失なったが無制限に流れることはなく、充分な耐力を示し腹板の降伏は桁の破壊には何ら直接的影響を及ぼさなことが判る。又、その後、アスペクト比の小さなAL桁を除き腹板圧縮側サブパネルの横撓みが急増し座屈したが、これも桁の破壊には直接影響することとはなく、全桁とも圧縮引張両フランジが降伏した後、降伏歪をはるかに越え、

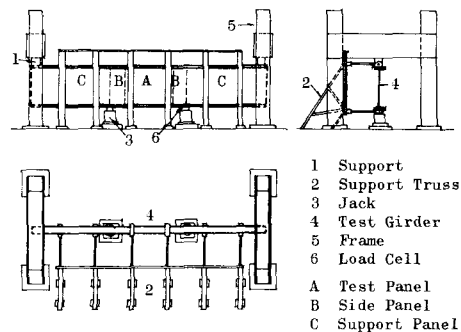


図-1. 実験装置概略

β	150		200		250		300	
α	0.5	1.0	0.5	1.0	0.5	1.0	0.5	1.0
GIRDER	AL-1	BL-1	AL-2	BL-2	AL-3	BL-3	AL-4	BL-4
δ_1	0.57	0.55	0.89	1.73	2.03	4.27	2.53	5.17
δ_1/tw	0.12	0.11	0.19	0.36	0.42	0.89	0.53	1.08
h_b/δ_1	1189	982	1011	416	554	211	533	209

δ_1 : パネル最大初期撓み量 (mm)

表-2. 腹板初期撓み.

その曲げ剛性はほとんど無視される程度になって後、圧縮フランジが局部塑性座屈を起こし最終荷重に到達した。最終荷重は、腹板降伏荷重の約3倍、腹板座屈荷重の12~15倍であった。

3-2. 断面の歪分布 図-3は腹板の横撓みによる二次的な曲げ歪の影響を除いた断面の歪分布を示したものである。腹板の降伏迄は断面の曲げ歪分布は初等梁理論で示される分布形状と一致するが腹板の一部で降伏を開始するとその分布は乱れを示し、各試験体さらには桁軸方向にも異なった分布となる。この分布の乱れは、腹板の降伏が断面の非対称の爲に先行する引張側に著しく、同一の試験体でもテストパネル中央よりも垂直補剛材近辺の溶接線の交差する近辺に著しく、溶接残留応力の影響を大きく考えられる。しかし、フランジ母組は高張力鋼を使用しているために、末段弾性域にあって、腹板歪が無制限に塑性流れを起こすのが抑えられているのが判る。腹板圧縮側では、

腹板細長比 $\beta=300$ の AL-4, BL-4 以外はサブパネルに於て完全に降伏歪を越えた後、腹板座屈による歪の反転が見られたが応力の欠損部になるには致っていない。AL-4, BL-4 では腹板がまだ弾性域にあるうちにこの現象を生じ、圧縮側サブパネルで応力の欠損部を生じている。腹板端部の降伏、又はサブパネルの座屈と同時に、フランジでは、歪の増分が徐々に増加し、応力の再分配が行われている。

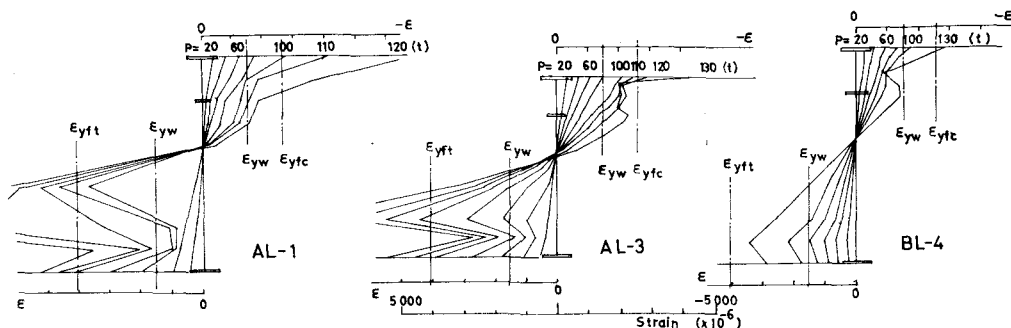


図-3. 曲げ歪分布

3-3. 腹板横撓み 図-4はテストパネル中央の腹板撓み形を示している。荷重の増加に伴ない、曲率の数は、そのまゝもしくは増加し、引張側腹板の横撓みは減少、圧縮側で増加する傾向が認められた。しかし、その形状は必ずしも初期撓みの増大形とはなっていない。これら腹板の横撓みの増加は、⁵⁾Toprac 等の水平補剛材のないハイブリッドガーダーの実験結果より横撓みの増加率は小さく、補剛材によってよく拘束されるのが観察された。

3-4. 圧縮フランジの歪分布 図-5に水平座屈を生じた桁の代表例と、水平座屈を生じなかった AL-1 の圧縮フランジの歪分布を示す。水平座屈強度は断面形状の他水平方向支持長(座屈長)により定まるため水平方向のブレースを設ければ向上し得る。本実験桁の場合 AL 桁で支持間隔 50 cm, BL 桁で 75 cm と支持長が比較的短い為、全桁とも非弾性座屈の領域の細長比である。その結果水座屈を生じた桁でも、歪が弾性域に達した後生じており、しかも徐々に進行しているのが判る。

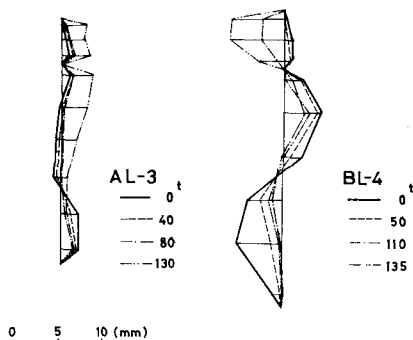


図-4. 腹板横撓み.

3-5. フランジ断面積比 圧縮引張両フランジに、その機能に応じた材料を使用するためには、適当な断面積の比が必要である。即ち、圧縮フランジが降伏、又は座屈する荷重で引張フランジが降伏する様な断面積比を選ぶのが適当であろう。この考えに基づき、平面保形の仮定と応力の釣り合いより、上下フランジの断面積比 $\hat{\alpha} (=A_{ft}/A_{tc})$ を求めると次式を得る。

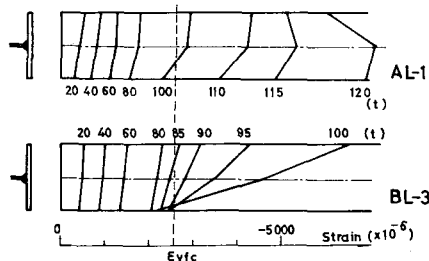


図-5. 圧縮フランジ歪分布.

$$\hat{\alpha} = \frac{\sigma_{yw}}{\sigma_{yt}} \left(\frac{\sigma_{yt}}{\sigma_{yw}} - \frac{A_w}{A_t} \frac{\sigma_{yt} - \sigma_{yt}}{\sigma_{yt} + \sigma_{yt}} \right) \quad \text{----- (1)}$$

ここに、 A_t, A_t, A_w は夫々圧縮引張フランジ及び腹板の断面積を、 σ_{yt}, σ_{yw} は引張フランジ、腹板の降伏応力を、 σ_{yt} は圧縮フランジの降伏応力、 σ_t は座屈応力を表す。実験桁は、(1)式に基づき決定されており、歪の測定値から上下フランジの歪が夫々の降伏歪に達する荷重をみると、ほぼ同じ荷重で降伏している。この結果、腹板の降伏後の歪分布の歪れを考えずに、平面保持の仮定より導いた(1)式を用いて断面積比を定めてよいと思われる。

3-6. 水平補剛板の効果 腹板細長比の大きなプレートガーダーの腹板の補剛には原則的には次の2つの方法が考えられる。即ち、(1)補剛板に相当大きな曲げ剛性(最小剛度以上)をもたせ、その区画の座屈応力度を高める方法。(2)補剛板に最小剛度以下の弱い曲げ剛性のものを用いるが、全体として腹板の座屈応力度を高める方法、である。今回の実験桁の場合は(1)の方法をとっているが、その上に、腹板の座屈後の強度(後座屈強度)の向上に対する効果を期待している。図-3の断面の歪分布を見れば、腹板座屈後、水平補剛板が圧縮フランジと共に枠組としての働きをはたしているのが判る。但し、AL桁の一部は、テストパネル内の水平補剛板を側方パネル迄延長せず、曲げパネル全長にわたって連続していないので、アンカーの不足から軸力の伝達が不完全となり枠組効果が小さくなった。これらの結果、次の条件を満足する水平補剛板は、後座屈強度の向上に効果があり、最終曲げ耐力をあげるのに役立つ。即ち (1) 最小剛比の数倍(Massonnet⁷⁾によれば7倍以上、今回の実験桁の場合4~6.5倍で既にある程度の効果が見られる)の剛度をもち、(2)水平補剛板両端のアンカーを完全に行なう。(3)水平補剛板と垂直補剛板、垂直補剛板と圧縮フランジの交点を密着で連結し枠組の一部とする。

3-7. 破壊形式 桁の破壊形式、破壊位置、終局モーメント M_u を表-3に示す。桁の破壊形式で注目すべきことは、垂直座屈が腹板細長比の小さな桁においても生じていることである。既存の実験結果によれば、水平補剛板のないもので“腹板細長比 $\beta=388$ 以上(Basler)⁸⁾、水平補剛板を有するもので $\beta=407$ 以上(Cooper)⁹⁾で均質桁の場合垂直座屈を生じている。しかるに、腹板とフランジの降伏応力の差を大きく混成した本実験桁では β が150の桁で、既にねじりを伴う垂直座屈を生じ破壊している。このことは、1964年 U.S. Steel Corp. Applied Res. Lab. の実験(フランジ ASTM-A514, 腹板 ASTM-A212)で $\beta=200$ 以上で垂直座屈を生じた例と類似しており、ハイブリッドガーダーの垂直座屈を生ずる β の限界値は均質桁よりもかなり低いものと考えられる。ねじれ座屈に関しては、本実験桁の場合、圧縮フランジの巾厚比 b/t_f を7.75と歪硬化域迄局部ねじれ座屈を生じない巾厚比制限⁶⁾の計算値13.7の約1/2におさえられているため、圧縮フランジの歪が非常に大きくなって破壊した、

	P_u	M_u (tm)	MODE	Location of Failure
AL1	130	130	V. B. T. B.	
AL2	85	170	V. B. L. B.	
AL3	132	232	V. B. L. B.	
AL4	127	274 243	V. B. L. B.	
BL1	62.5	12.5	T. B. V. B. L. B.	
BL2	85	170	V. B. L. B.	
BL3	110	220	V. B. L. B.	
BL4	147	257	V. B. L. B.	

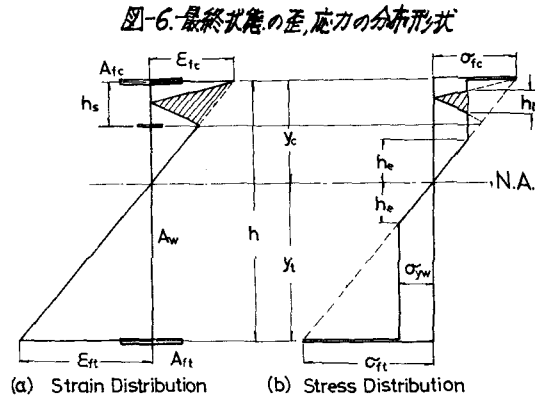
V.B. : Vertical Buckling
T.B. : Torsional Buckling
L.B. : Lateral Buckling

表-3 桁の破壊状況

$\beta=150$ のやや stocky な AL-1, BL-1 にのみ、ねじり座屈の傾向が見られたと思われる。図-6 に BL-4 桁の破壊状況を示す。

3.8. 最終耐力 プレートガーダーの曲げ耐力の算定式には、水平補剛材の無いものについては、Basler⁸⁾ の式、水平補剛材を有するものについては Ostapenko^{(10), (11)} の式があり、特に Ostapenko の算定式は、均等桁、ハイブリッド桁の両方に適用が可能であるとされている。しかし、上下非対称ハイブリッド桁の場合には、断面の降伏域の広がり程度により中立軸の位置が異なる上に、腹板降伏域では断面が降伏応力以上には抵抗出来ないことから、Ostapenko の算定式の基本となっている応力分布とは若干異なった応力分布形を考えねばならぬ。そこで、終局状態に於ける応力分布を図-6 の如く仮定し、最終耐力の算定を行なった。但し、充分に剛な水平補剛材を有する場合、今回の実験結果より応力分布に関して次の事がいえる。即ち、

(1) 最終耐力付近においては、水平補剛材位置の腹板は降伏している。(2) 腹板座屈による応力の欠損部は圧縮フランジと水平補剛材によって囲まれたパネルのみに生じ、水平補剛材のないものより欠損部は相当小さい。(3) 腹板応力の欠損部は腹板細長比と共に増大する。これらを考慮して断面の抵抗モーメントより、



最終耐力の算定を行なう。記号は図-6 で示されるものを用いて、応力欠損部巾を h_e とし中立軸の位置は、

$$A_{fc}(E \cdot \epsilon_{fc}) + t_w \cdot (y_c - h_e) \sigma_{yw} - t_w \cdot \frac{h}{2} \cdot \sigma_{yw} + A_s \sigma_{yw} = A_{ft}(E \cdot \epsilon_{ft}) + t_w \cdot (y_t - h_e) \sigma_{yw} \quad \dots (2)$$

上式中、 $\epsilon_{fc} \geq \epsilon_{yf}$ のときは、 ϵ_{yf} を $\epsilon_{ft} \geq \epsilon_{yt}$ のときは ϵ_{yt} を用いる。又、平面保持の仮定を用いると

$$\epsilon_{ft} = \frac{h - y_c}{y_c} \epsilon_{fc} \quad , \quad h_e = \frac{\sigma_{yw}}{\epsilon_{fc}} \cdot y_c \quad \dots (3)$$

$\alpha = A_{fw}/A_{fc} > \hat{\alpha}$ のときは、圧縮フランジの降伏が先行するため中立軸は (2), (3) 式より、

$$\xi = \frac{y_c}{h} = \frac{1}{4} \left(\eta + \sqrt{\eta^2 + \frac{8\alpha'}{s \cdot f_w}} \right) \quad \text{但し} \quad \eta = 1 - \frac{s \cdot l}{2} \frac{1 + \alpha}{s \cdot f_w} - \frac{a_s}{s} \quad \dots (4)$$

$$\alpha = A_{fw}/A_{fc} \quad , \quad f_w = \sigma_{yw}/\sigma_{fc} \quad , \quad s = h_s/h \quad , \quad l = h_l/h_s = \frac{h_l}{s \cdot h} \quad , \quad a_s = A_s/A_{fc}$$

断面の抵抗モーメント: M_u^* は

$$M_u^* = A_{fc} \cdot h \cdot \sigma_{fc} \left[\frac{\xi^2 + \alpha(1 - \xi)^2}{\xi} + s \cdot f_w \left\{ \frac{1}{2}(1 - 2\xi + 2\xi^2) - \frac{2}{3}(f_w \cdot \xi) - \frac{1}{2}s \cdot l \left(\xi - \frac{s}{2} \right) \right\} + a_s f_w (\xi - s) \right] \quad \dots (5)$$

上式で σ_{fc} は圧縮フランジ柱の座屈応力度又は降伏応力度である。次に $\alpha \leq \hat{\alpha}$ のときは、引張フランジの降伏が先行するため、(2) 式で $\epsilon_{ft} = \epsilon_{yt}$ 即ち $E \cdot \epsilon_{ft} = \sigma_{yf}$ 、 $E \cdot \epsilon_{fc} = \sigma_{fc}$ とおいて、

$$\xi = \frac{1}{2} \frac{\alpha \cdot f_s + s \cdot f_w + \frac{1}{2} s \cdot f_w \cdot l \cdot s - (1 + a_s \cdot f_w)}{s \cdot f_w} \quad \dots (6)$$

$$M_u^* = A_f \cdot \sigma_{fc} \cdot h \left[\xi + a \cdot f_t \cdot (1 - \xi) + s \cdot f_w \left\{ \frac{1}{2}(1 - 2\xi + 2\xi^2) - \frac{2}{3}(f_w \xi)^2 - \frac{1}{2} \cdot s \cdot l \left(\xi - \frac{s}{2} \right) \right\} + a_s \cdot f_s \cdot (\xi - s) \right] \quad (9)$$

但し、 $f_t = \sigma_{ft} / \sigma_{fc}$

次に応力変換率は次の如く考える。即ち、 $\beta \leq \beta_0$ (β_0 はサブパネルの腹板座屈応力が σ_{yw} となる機な腹板細長比) のとき $l=0$ (欠損部は生じない)。 $\beta > \beta_0$ の範囲では、 l は β と共に徐々に増加するが簡単のため、 $\beta > \beta_0$ では $l=1.0$ とおく。

$$\beta \geq \beta_0 \text{ で } l=0, \quad \beta < \beta_0 \text{ で } l=1.0 \quad (8)$$

$$\text{但し} \quad \beta_0 = 1378 \sqrt{\frac{1294}{\sigma_{yw}}} \quad (9)$$

表4は最終耐力 M_u (実験値) と全塑性モーメント M_p^{th} 及び(7)式による最終耐力モーメント M_u^* を示したものである。但し、全塑性モーメント M_p^{th} は(10)式で求められる。

$$M_p^{th} = A_f \cdot \sigma_{fc} \cdot h \left\{ s \cdot f_w \cdot \xi_p^2 + (1 - a \cdot f_t - s \cdot f_w + a_s \cdot f_s) \xi_p + (a \cdot f_t + \frac{1}{2} s \cdot f_w - a_s \cdot f_s \cdot s) \right\} \quad (10)$$

$$\Rightarrow \xi_p = \frac{1}{2} \cdot \frac{a \cdot f_t + s \cdot f_w - (1 + a_s \cdot f_s)}{s \cdot f_w}, \quad a_s = A_s / A_f, \quad f_s = \sigma_{fs} / \sigma_{fc}$$

M_u^* の計算においては、(9)式による β_0 の値が290になることから、AL-4, BL-4で $l=1.0$ 、その他は $l=0$ として計算したものであり、いずれも安全側のよい算定値を与えているのが判る。

GIRDER	α	β	M_u	M_u^*	M_u / M_u^*	M_u^{th} / M_u^*	M_u / M_u^{th}	M_p^{th} / M_u^*	M_u / M_p^{th}
AL-1	0.5	141	130	110	1.18	110	1.18	112	1.16
AL-2	0.5	188	170	154	1.10	154	1.10	158	1.08
AL-3	0.5	234	232	202	1.15	202	1.15	207	1.12
AL-4	0.5	231	252	245	1.05	255	1.01	231	0.96
BL-1	1.0	141	125	111	1.23	111	1.23	113	1.11
BL-2	1.0	188	170	156	1.09	156	1.09	160	1.06
BL-3	1.0	234	220	205	1.07	205	1.07	210	1.05
BL-4	1.0	281	257	247	1.04	259	0.99	265	0.97

(t.m)

表4 最終耐力の算定

ここで M_p^{th} とは、応力の欠損部を考慮しない場合のフランジ降伏モーメントであり AL-4, BL-4 以外は、この値が算定値となり、AL-4, BL-4 桁で欠損部を考慮すれば約5%の耐力力の減少となり安全側の値を得る。(6)式、(7)式では、アスペクト比の影響を考慮してはなないが、表4より実験式として α 各に β と M_u / M_p^{th} との関係を直線関係として求めると、

$$\alpha = 0.5 \text{ に対して } M_u / M_p^{th} = -0.001001\beta + 1.323 \quad (11)$$

$$\alpha = 1.0 \text{ に対して } M_u / M_p^{th} = -0.000900\beta + 1.260 \quad (12)$$

となり、フランジ降伏モーメントが保証される腹板細長比が $\alpha=0.5$ に対して323、 $\alpha=1.0$ に対して289を得ることから、アスペクト比を小さくすることによっても曲げ耐力力の向上を期待出来る。但し、この場合、パラメータ $s = A_w / A_f$ の影響は無視している。又、今回の実験桁では、 $\beta \approx 300$ の桁を除いて、フランジ降伏モーメントよりも全塑性モーメントを越えており、腹板歪が歪硬化域に達しているものと思われるが、実用的には、フランジ降伏モーメントで上限をおさえ(例、(7)式で算定した最終耐力力を用いるのが安全側)である。

3-9. ハイブリッド桁の曲げ耐力特性 プレートガーダーの曲げ強度の最終目標は全塑性モーメントへの到達である。プレートガーダーの破壊がフランジの座屈又は降伏により支配される以上、腹板細長比を大きくすれば均質桁においては、腹板が弾性域にあるにもかかわらず桁の耐力を失うことが多い。しかし、ハイブリッドガーダーでは、桁が破壊するときには、ほとんど全断面が降伏していることになり(図3参照)、断面の部材の強度を最大限利用しているのが判る。即ち、ハイブリッド桁の場合、均質桁に比較して、フランジ降伏モーメントは全塑性モーメントに近づき、より効率のよいプレートガーダーといえる。表-5は、水平補剛桁を有するハイブリッドガーダーの耐力特性を調べる為終局モーメントと腹板降伏モーメント、腹板座屈モーメント及びフランジ降伏モーメントとの比を示したものである。この表から判る様に、ハイブリッドガーダーでは、フランジ降伏モーメントが最も破壊に対する規準として明確であり、フランジの降伏に対して安全率をとってハイブリッドガーダーの設計を行なう合理性を示している。アメリカのハイブリッド桁の設計指針³⁾も、このフランジ降伏に対して安全率をとる方法をとっており最も妥当な方法と考えられる。

GIRDER	AL-1	AL-2	AL-3	AL-4	BL-1	BL-2	BL-3	BL-4
M_{yw}	38	55	74	95	38	55	74	95
$M_{crb}^{(*)}$	115	130	158	210	110	130	180	175
M_u	130	170	232	258	125	170	220	257
M_u/M_{yw}	3.42	3.09	3.14	2.72	3.29	3.09	2.97	2.70
M_u/M_{crb}	1.13	1.31	1.26	1.33	1.14	1.31	1.22	1.47
M_u/M_{yf}	1.18	1.10	1.15	1.01	1.23	1.09	1.07	0.99

表-6 実験桁の曲げ耐力特性

(*) 腹板横撓みの実験値
からの推定座屈モーメント (t-m)

M_{yw} : 腹板降伏モーメント (t-m)

M_{crb} : 推定座屈モーメント (t-m)

M_u : 終局モーメント (t-m)

4. あとがき 今回の実験では、充分剛な水平補剛桁を有する上下非対称ハイブリッドプレートガーダーの曲げ耐力を静的な荷重に限って研究を行なったが、ハイブリッドガーダーでは、均質桁よりも接合部に対する考慮が必要と考えられる。又、今回の実験桁よりも、さらに腹板細長比の大きな桁では一本の補剛桁では(図7)式の基本となっている応力分布が得られなくなりことを考え得る。この為今後、さらに細長比の大きな桁についての研究が必要であると共に残留応力の問題を重要であり、今後の課題である。耐力強度については、現在大型試験桁による実験を計画中であり、次の機会に報告したいと考えている。



図2 腹板横撓み実験状況

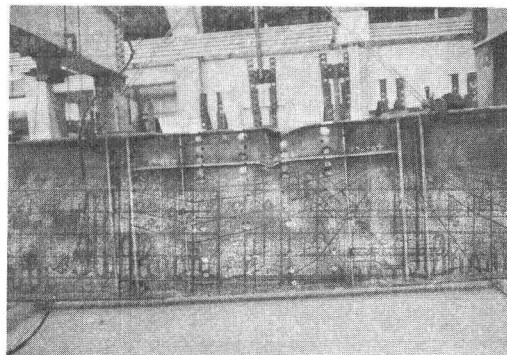


図-6. BL-4 ($\alpha=1.0, \beta=300$) 破壊状況.

参考文献及び引用文献

1. G. Haaijer "Economy of High Strength Steel Structural Members" ASCE Proc. Vol. 87 No. ST8 December, 1961
2. R.W. Frost and C.G. Schilling "Behavior of Hybrid Beams subjected to Static Loads" ASCE Proc. Vol. 90 No. ST3, June 1964
3. Report of the Subcommittee 1 on Hybrid Beams and Girders Joint ASCE-AASHTO Committee on Flexural Members "Design of Hybrid Steel Beams" ASCE Proc. Vol. No. ST6, June 1968
4. "Homogeneous and Hybrid Girder Design in the 1969 AISI Specification" Engineering Journal, January, 1970, Vol. 7 No. 1
5. H.S. Lew and A.A. Toprac "The Static Strength of Hybrid Plate Girders" S.F.R.L. Tech. Rpt. p. 550-11, January, 1968
6. G. Haaijer "Plate Buckling in the Strain-Hardening Range" ASCE Proc. Paper 1212, EM2, 1957
7. Ch. Massonnet "Stability Consideration in the Design of Steel Plate Girders" ASCE Proc. Vol. 80 No. ST1, January, 1960
8. K. Basler and B. Thürliman "Strength of Plate Girder in Bending" ASCE Proc. ST6 August, 1967
9. P.B. Cooper "Strength of Longitudinally Stiffened Plate Girders" ASCE Proc. Vol. 93 No. ST2, April, 1967
10. A. Ostapenko and C. Chern "Bending Strength of Unsymmetrical Plate Girders" Fritz. Eng. Lab. Rpt. No. 328.8, September, 1970
11. A. Ostapenko and C. Chern "Strength of Longitudinally Stiffened Plate Girders under Combined Loads" Fritz Eng. Lab. Rpt. No. 328.10, December, 1970