

ハイブリッド合成げたの曲げ耐荷力に関する実験的研究

Bending Behaviors and Maximum Load-Carrying Capacity of Composite Hybrid Beams

前田 幸雄*

Yukio Maeda

梶川 靖治**

Yasuharu Kajikawa

石渡 正夫***

Masao Ishiwata

Synopsis:

In order to clarify the elasto-plastic bending behaviors and maximum load-carrying capacity of composite hybrid beams, static bending tests were conducted on eight specimens of which steel section is composed of various steel sets.

As the results of the tests, the difference in bending behaviors between composite homogeneous and hybrid beams is almost the same as that for steel beam alone. All of the test beams failed due to concrete crushing and the maximum load-carrying capacity of the beam can be more exactly predicted by assuming the maximum compressive strain in concrete.

1. まえがき

優れた力学的合理性を有する鋼・コンクリート合成げた橋に鋼材の最適使用を目的とするハイブリッド鋼げたを適用することは、その合理性および経済性をより一層高め得るものと期待できる。このことはすでに筆者らが行った研究^{1,2,3)}からも明らかであり、その成果を生かして二つのハイブリッド合成げた道路橋（新井橋(1974年)、曾呂橋(1976年)）が実際に架設されており、今後ますますこの種の橋梁の建設が多くなるものと予想される。

ところで、このハイブリッド合成げたの曲げ挙動に関しては、Schilling が理論的に下フランジ降伏荷重までの性状を明らかにし、AASHTO 道

路橋示方書⁴⁾ 規定の設計用低減係数 R の計算式を誘導しており⁵⁾、また、筆者らはほぼ全塑性状態に至るまでの曲げ性状を数値解析により追跡し、鋼種の組合せによる変化、 R の計算式の妥当性の検証などを行っている⁶⁾。これに対し、実験的な研究としては Toprac^{7,8)}、菊池ら⁹⁾ および国広ら¹⁰⁾ の研究がある。中でも Toprac の研究⁷⁾ は先駆的なもので、静的曲げ試験により、ハイブリッド鋼げたの合成構造への適用が可能であることを示し、その終局曲げ耐荷力が全塑性矩形応力分布の仮定により計算できることを示している。さらに、Toprac は逆 T 形ハイブリッド鋼げたをもつ合成げたの終局耐荷力をずれ止めのせん断強度との関連から実験的に調べている⁸⁾。菊池らおよび国広らの研究はともに厳密にはハイブリッド合成げたに関するものと言えないかもしれないが、菊池らは

* 大阪大学工学部土木工学科教授・工博
*** エンジニアリング事業部建設技術部建材・海洋技術室
主査(課長待遇)

** 大阪大学工学部土木工学科講師

(昭和52年7月7日原稿受付)

熱処理調質により H 形鋼の下フランジの強度を部分的に高めた鋼げたをもつ合成げた 1 体について、載荷試験を行い、部分調質の効果を確認している⁹⁾。さらに圃広らは、圧縮フランジの局部座屈および横倒れ座屈を防ぐためにスラブ止めを用いてコンクリート版を取り付けたハイブリッドげたについて曲げ試験を行い、その挙動が合成げたと非合成げたの中間的な性状を示し、コンクリート版が座屈防止に極めて有効であり、鋼げたが完全塑性曲げ耐力を発揮できることを明らかにしている¹⁰⁾。しかしながら、以上の実験的研究はいずれもハイブリッド合成げたの曲げ性状を十分明らかにしているとは言い難い。

そこで本研究では、模型げたを用いた静的載荷試験を行うことにより、ハイブリッド合成げたが曲げモーメントを受けた場合の終局耐力とそれに至るまでの荷重と変形との関係を明らかにするとともに、従来からのホモジニアス合成げたとの相違を把握し、また AASHTO 道路橋示方書規定の低減係数 R の妥当性などについて実験的に検討を加えることとした。

2. 実験の目的

本実験の主たる目的は、前述のようにハイブリッド合成げたの弾塑性曲げ性状と終局曲げ耐力について、

- (1) ホモジニアス合成げたとの比較
- (2) 鋼種の組合せによる変化状況

(3) 床版ハンチの有無による相違

(4) 溶接残留応力のウェブ早期降伏への影響などを調べ、設計用低減係数 R の妥当性を照査することなどである。

ただし、上記(4)に関する残留応力の測定についてはまだ試験を終了していないため、その試験結果および弾塑性曲げ性状に及ぼす影響の検討結果などは機会を改めて報告する。

3. 実験の概要

3.1 試験体の種類

試験体は鋼種の組合せ、床版ハンチの有無により **Table 1** のように区分でき、1 種類 1 体ずつ載荷試験用 8 体および溶接残留応力測定用 6 体からなる。

試験体の名称は、下フランジに用いる鋼材により HT 80 のとき H シリーズ、SM 58 のときは S シリーズとし、HT 80 で床版ハンチを有するとき HH シリーズとした。さらに鋼材の強度等級により 80kg/mm² 級鋼のときは 8、60kg/mm² 級鋼のときは 6、50kg/mm² 級鋼のときは 5、40kg/mm² 級鋼のときは 4 という各数字を用いて上フランジ、ウェブの材質の組合せを表すものとした。たとえば H54 とは下フランジに HT 80 を、上フランジに SM 50 を、ウェブに SS 41 を用いたことであり、H88 とは HT 80 のホモジニアスげたのことである。残留応力測定用試験体では第 1 番目に R の記号を加え、

Table 1 Structure materials of test specimens

Test series	Specimens		Types of steels			Concrete slab
	Loading test	Measurement of residual stress	Top flange	Web	Bottom flange	
H	H88	RH88	HT 80	HT 80	HT 80	Plain slab
	H55	RH55	SM 50	SM 50	HT 80	
	H54	RH54	SM 50	SS 41	HT 80	
HH	HH88		HT 80	HT 80	HT 80	Haunched slab
	HH54		SM 50	SS 41	HT 80	
S	S66	RS66	SM 58	SM 58	SM 58	Plain slab
	S55	RS55	SM 50	SM 50	SM 58	
	S54	RS54	SM 50	SS 41	SM 58	

たとえば RH88, RS55 などとする。

各実験シリーズの特徴は次のとおりである。

Hシリーズは、将来その使用頻度が増加すると考えられる高張力鋼の HT80 を下フランジに使用し、ハイブリッド性を強調したものである。HH シリーズは、これにさらに床版ハンチをつけ実際に架設される合成げたの断面形に近づけ、特に AASHTO 示方書規定の低減係数 R の妥当性を照査しようとするものである。また S シリーズは、現在最も一般的な高張力鋼である SM58 を下フランジに用い、床版コンクリート上縁応力度が $0.85\sigma_{ck}$ (σ_{ck} : 床版コンクリートの設計基準圧縮強度) に達する前に下フランジ下縁が降伏するという、実際のけたの応力状態にできるだけ近い条件のもとで実験しようとするものである。

3.2 試験体の形状・寸法

載荷用試験体はすべて支間 6m の単純支持げたで、その断面形状・寸法は Fig. 1 に示すとおりである。H および HH シリーズの鋼げた断面は上下対称であり、特に HH シリーズでは床版に 4cm のハンチがついている。S シリーズの鋼げた断面は上下非対称であるが、けた高は他のシリーズと

同じである。また、コンクリート床版の大きさは全試験体とも同一寸法である。

ずれ止めは頭付きスタッド (Fig. 1 参照) を用い、ホモジニアスげた (H88, HH88 および S66) では 10cm 等間隔、ハイブリッドげたでは 15cm 等間隔でいずれも 2 列配置とした。本実験では、けたの終局状態に至る曲げ性状を調べることに主眼をおいているため、終局モーメントにおいてもずれ止めのせん断破壊が生じないようにスタッド間隔を決定した。

またウェブのせん断座屈を防止するために、鋼げた両せん断スパン部には 35cm 間隔でウェブ両面に垂直スティフナーを取り付けた。

鋼げたのフランジとウェブのすみ肉溶接は、溶接材料を強度の低い鋼材にあわせるいわゆる軟質継手タイプとし、すべて手溶接した。溶接組立て後、溶接ひずみのため、けたに大きなねじれ変形が生じたが、その矯正はガスバーナー加熱法 (加熱温度 650°C 以下、空冷) によった。また支間中央部の曲げパネルのウェブには、溶接ひずみによる大きな面外変形 (いわゆるやせうま、その最大変形量はけたにより一定しないがほぼウェブ厚の 1~4 倍程度) を生じたが、溶接残留応力の分布が

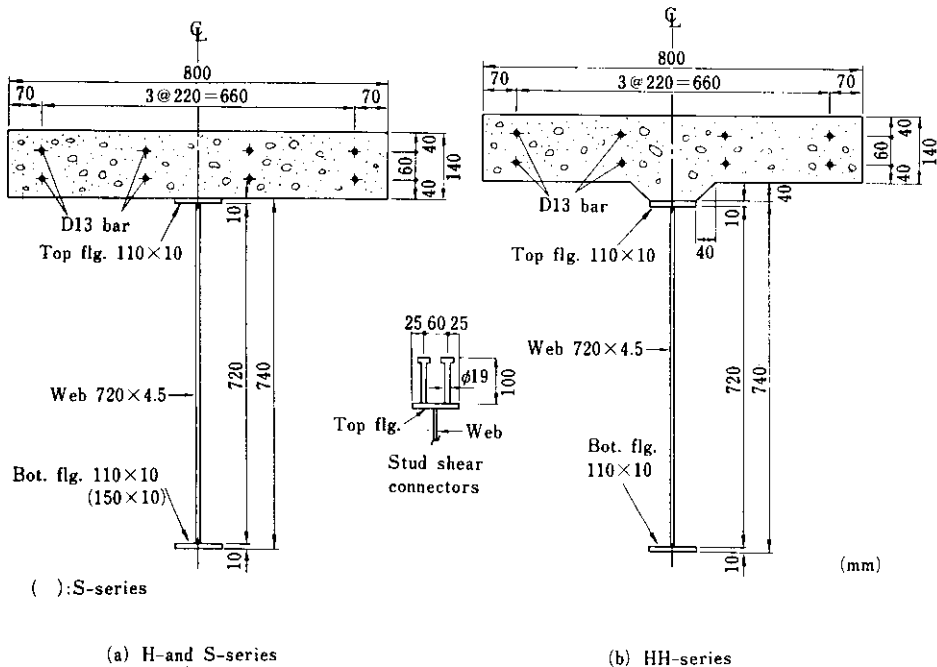


Fig. 1 Dimensions of cross-sections of beam specimens

乱されることを恐れて、点加熱などによる矯正は一切行わなかった。各鋼げたとも載荷用と残留応力測定用の試験体の溶接条件を同一のものとするため、一体（長さ約8m）として溶接したのち所定の寸法にガス切断した。

残留応力測定用試験体は全長2mで、その中央部に載荷用試験体の曲げパネルと同じ寸法の測定パネルを有している。

床版コンクリートはその設計基準圧縮強度 σ_{ck} を 350kg/cm^2 とし、HとHHシリーズを同時に、Sシリーズをその2週間後に打設した。使用コンクリートは普通ポルトランドセメント、碎石粗骨材を用いたレディミクストAEコンクリートとした。

3・3 載荷方法

載荷試験における荷重としては、各試験体とも

Fig. 2 (a)に示すように支間中央部1mの間隔をお

いて油圧ジャッキ(最大能力100t)2台により2点集中荷重を与えた。1点あたりの荷重の大きさ P (t) はジャッキと載荷板(幅10cm,長さ80cm)の間に挿入したロードセルにより制御した。

荷重は各試験体ともその終局耐荷力に到達するまで静的に、段階的 ($P=1\sim 4\text{t}$ きざみ) に増加させ、途中適時除荷を行い数回履歴させていわゆる静的繰返し載荷試験を行ったのち破壊に至らしめた。

試験体の両支点上のスティフナーを3角形状に広げることにより、けたの転倒に対する安定性を与え、さらに載荷時には載荷点下のスティフナー上部と反力支柱との間に角パイプを取り付け、けたの転倒を防止した。これらの状況を Photo. 1 に示す。

3・4 測定方法

各荷重段階ごとに下記の項目について測定した。

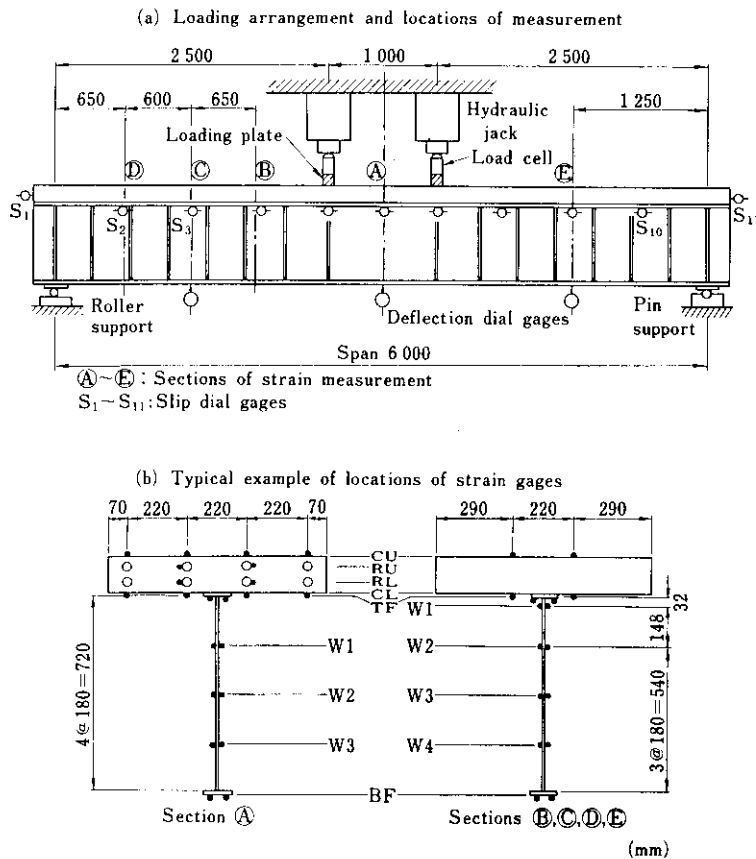


Fig. 2 Details of loading and measurement

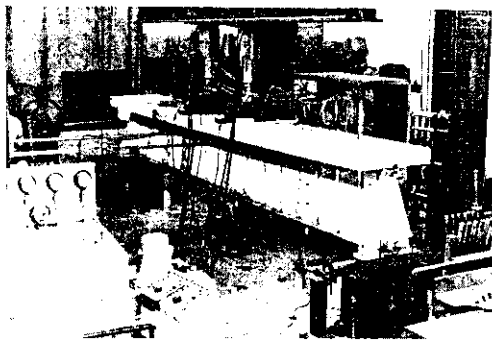


Photo. 1 Test set-up

(1) 鋼げた, 床版, 橋軸方向鉄筋の曲げひずみ

Fig. 2(a) に示す ①~⑤ の 5 断面においてストレインゲージによりひずみを測定した。Fig. 2(b) は断面内における代表的なゲージ位置を示す。

(2) たわみ

けたのたわみは Fig. 2(a) に示すように支間中央と両せん断スパンの中央部 (ほぼ支間の 1/5 の点)

の 3 箇所において、ダイヤルゲージ (精度 1/100 mm) により測定した。また支点沈下の影響を考慮するために支点部にもダイヤルゲージを取り付けた。

(3) 鋼げたと床版との間の相対ずれ量

ずれ測定用として、Fig. 2(a) に示す 11 箇所にダイヤルゲージ (精度 1/100mm) を取り付けた。

3・5 材料試験結果

使用鋼材の引張試験結果を Table 2 に示す。全鋼材の測定平均ヤング率は $2.1 \times 10^5 \text{kg/cm}^2$ であった。

床版コンクリートの標準試験体 ($\phi 10 \times 20 \text{cm}$) による測定値を Table 3 に示す。打設時期が寒冷期であったため目標強度 ($\sigma_{ck} = 350 \text{kg/cm}^2$) を若干下まわった。

Table 2 Mechanical properties of steels

Location	Grade	Steel	Yield point $\sigma_s (\text{kg/cm}^2)$	Tensile strength $\sigma_t (\text{kg/cm}^2)$	Elongation $\epsilon (\%)$	Young's modulus $E_s (\times 10^5 \text{kg/cm}^2)$	Test piece (JIS Z 2201)
Flange (10mm)	HT80	RIVER ACE K-0	7 800	8 320	25	2.09	No. 5
	SM58	JIS G 3106 SM58Q	6 090	6 740	32	2.09	
	SM50	JIS G 3106 SM50A	3 830	5 380	24	2.08	No. 1
Web (4.5mm)	HT80	HTP80E	8 340	8 790	17	2.18	No. 5
	SM58	HTP60	4 770	5 830	27	2.08	
	SM50	HTP50	4 430	5 330	33	2.09	
	SS41	SS41	3 080	4 480	26	2.10	
Longitudinal reinforcing bar (D13)	SD30	SD30	3 820	5 840	28	—	No. 2

Table 3 Test results of concrete cylinder

Test series	Average compressive strength $\sigma_c (\text{kg/cm}^2)$		Young's modulus $E_c (\times 10^5 \text{kg/cm}^2)$	Young's modulus ratio $n = E_s / E_c$
	After 28 days	At beam testing		
H	300	300 (53 days)	2.21	9.5
HH	300	315 (107 days)	2.33	9.0
S	310	335 (93 days)	2.44	8.6

3・6 計算値の算出方法⁶⁾

解析上の主な仮定は、①断面は平面保持される、②鋼・コンクリート接触面におけるずれは生じない、③鋼およびコンクリートはともに理想弾塑性体とする（ただしコンクリートの降伏応力度 σ_{yc} は $0.85\sigma_c$ (σ_c の値は Table 3 参照) とした)、④座屈などの不安定現象は生じず、せん断力あるいは軸力の影響は考慮に入れない、などである。

解析は電子計算機を用い、合成げたの一つの注目断面についてコンクリート上縁のひずみを段階的に増加させていき、各段階ごとに断面の力の釣合条件を満たすように数値積分を利用した収束計算によりひずみ分布と中立軸の位置を求め、このときの応力分布より抵抗モーメントを算定し、モーメント-曲率 ($M-\phi$) 関係を得るという手法によった。ただし、溶接残留応力の影響は考慮していない。

また単純ばりとしたときの荷重 P とたわみ δ の関係は、はりを長さ方向に適当に分割し、あらかじめ求めておいた各点の $M-\phi$ 関係から外力モーメントの分布に応じた曲率分布を求め、曲げモーメント面積定理を利用し、数値積分により任意点のたわみ δ を求めることとした。

4. 実験結果とその考察

以下に示す実験結果はそれぞれ次のように整理したものである。

- (1) 荷重 $P(t)$ は 1 点あたりの値であり、したがってモーメント $M(t \cdot m)$ は $2.5P$ である。
- (2) 曲率 ϕ および中立軸位置 y_v は、いずれも鋼げた上下フランジのひずみ測定値から算出した値である。
- (3) たわみ δ は支点沈下の影響を考慮した値である。
- (4) 計算値はいずれも実測データ（断面諸量、材料強度など）に基づき、3・6 に示す方法により求めたものである。

4・1 けたの破壊状況

いずれの試験体においてもほぼ一定の荷重段階 (H, HH シリーズでは $P \approx 30t$, S シリーズでは

$P \approx 24t$) で、曲げスパン内のコンクリート床版上面中央部、橋軸方向に 1～3 本のひびわれ（以下縦ひびわれと呼ぶ）が生じ、荷重の増加とともにひびわれ長が増し、最終的にはけたの中央部荷重点間を含む約 2m の長さにまで成長した。この縦ひびわれはポアソン比、載荷板あるいはけたの初期不整などの影響によるものと考えられるが、明確な原因は不明であり、またけたの終局耐力に及ぼす影響も明らかでない。

縦ひびわれと相前後して載荷点下の床版下面に橋軸直角方向にひびわれが生じ（以下横ひびわれと呼ぶ）、この横ひびわれは荷重の増加とともにしだいに本数を増し、最終的には 10～20cm 間隔で縦ひびわれの長さとはほぼ同じ範囲にわたり生じた。特に床版ハンチを設けた HH シリーズの 2 本のけたでは、縦ひびわれの発生と前後してせん断スパンのハンチ部にスタッド位置から内向き 45° 方向に向かうひびわれが多数生じたが、せん断破壊を生じるまでには至らなかった。

静的繰返し載荷試験の結果、いずれのけたも最終的には荷重点間の床版コンクリートが Photo. 2 に示すように圧潰することにより曲げ破壊を生じたが、コンクリートが圧潰するまでは上フランジの局部座屈、けたの横倒れ座屈あるいはせん断スパン内のウェブのせん断座屈などの不安定現象は全く見られなかった。コンクリートが圧潰するのとほぼ同時に圧潰部付近の上フランジの局部座屈、主として Photo. 3 に示すようなウェブ内へのめり込み現象が見られた。また、いずれのけたについてもずれの測定値から判断すれば、けたの最終状態においてもスタッドのせん断破壊は生じてい



Photo. 2 Typical failure mode of concrete slab

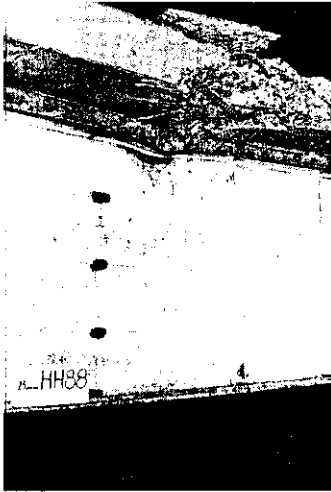


Photo. 3 Typical local buckling of flange after concrete crush

ないようであった。

4.2 けたの弾塑性曲げ性状の比較

全試験げたの支間中央(Fig. 2, ㉑断面)における $M-\phi$ 関係および $P-\delta$ 関係をそれぞれ Fig. 3 および Fig. 4 に示す。Fig. 4 の計算値は曲げたわみに加えて、垂直せん断力をウェブ断面のみで受

け持つと仮定して求めたせん断弾性たわみをも考慮した値である。Fig. 5 に残留たわみ δ_{res} の変化状況を示す。

4.2.1 鋼種の組合せによる相違

Fig. 3 において、ホモニアスげた(H88, HH88, S66)の処女曲率は低い荷重段階からその増加率が大きく、フランジ降伏荷重 P_{yf} に達するまでに非線形な $M-\phi$ 関係となっており、ハイブリッドげたも同様にウェブ降伏荷重 P_{yw} までにかかなり非線形な挙動を示すものが多い。また、いずれの処女曲線においても弾性から塑性への曲がり方が計算値に比べ非常にゆるやかである。これらの現象は鋼げた単体についての実験結果¹¹⁾でも指摘されているように、主としてフランジウェブすみ肉溶接部における溶接引張残留応力に起因するものと考えられるが、合けたの場合にはこのほかコンクリートの応力-ひずみ($\sigma-\epsilon$)曲線の非線形性もかなり影響しているものと思われる(計算ではコンクリートも完全弾塑性体としている)。

さらに、Fig. 3 の S55 と S54 の $M-\phi$ 曲線に注目すると、 $M=100(t \cdot m)$ の付近で曲率が急増し、他のけたのように滑らかな曲線となっていない。

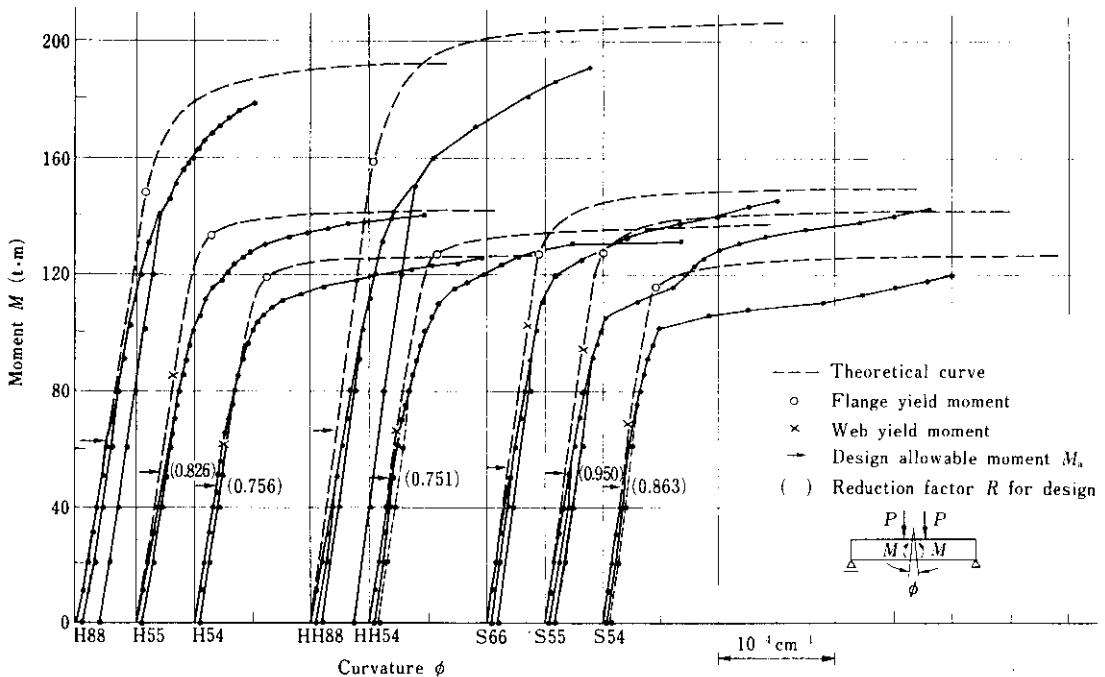


Fig. 3 Moment-curvature relation at ㉑ section of each beam

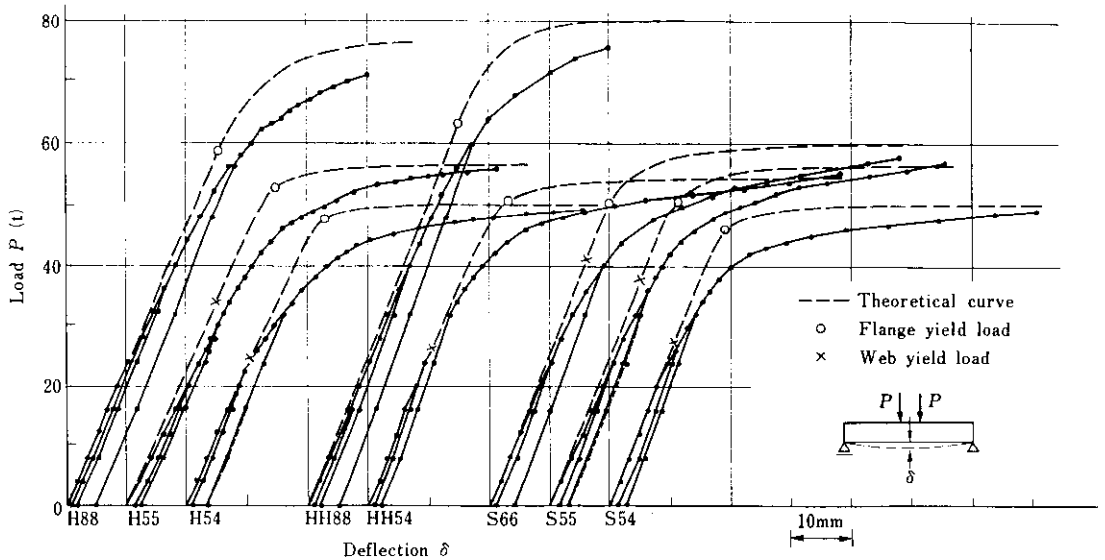


Fig. 4 Load-deflection relation at (A) section of each beam

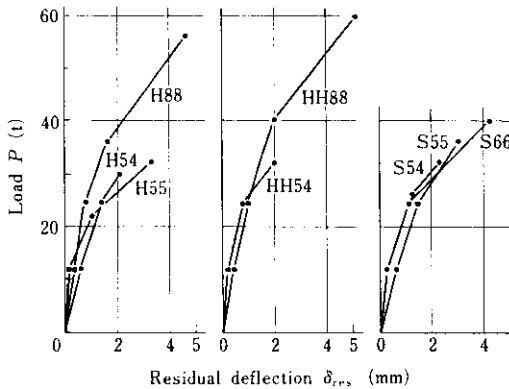


Fig. 5 Load vs. residual deflection relation for each beam

H54, HH54 あるいは S66 などにおいても多少このような傾向がみられる。この原因としては溶接残留応力のフランジ降伏に対する影響とウェブの初期不整（面外変形）の存在の二つが考えられる。すなわち、フランジの降伏に大きな影響をもつ残留応力は、けた全体としてみれば長さ方向にほぼ一様に分布すると考えられるが、局部的にはかなり変動があるはずであり、したがって曲げスパン内のフランジが同時に降伏するとは考えられず、荷重の増加とともに部分的な降伏領域が徐々に広がっていくものと考えられる。特に S シリーズの

けたにおいて、下フランジの 2 枚のストレインゲージによるひずみの値は、フランジが降伏したと推定される荷重まではよく一致しているが、その後は非常にアンバランスな値となり、終局荷重に近づくにつれて再び両者の値はかなり接近するようになったことから、一つの断面内においても部分的降伏現象が生じるものと推測される。また、今回の実験ではウェブの初期面外変形を測定していないが、試験準備段階における目視によっても明らかに S シリーズの 3 体の変形が特に著しかった（ウェブ厚の 2～4 倍程度）。フランジの弾性範囲内ではフランジが主として外力モーメントに抵抗し、ウェブは初期の抵抗モーメントにあまり寄与しない。したがって、ウェブに大きな面外変形が存在する場合、局部的にひずみの測定値が乱れることがあっても、けたの曲げ挙動にはあまり影響していないものと考えられる。しかし、フランジが降伏すると外力モーメントの増加分をウェブだけで負担しなければならなくなるため、フランジ降伏後ウェブの面外変形が引張応力を受けてある程度小さくなるまでの間はけたの変形が急激に進行する。さらに荷重が増大するとウェブが抵抗モーメントに寄与するようになり、その結果 $M-\phi$ 曲線が若干立ち上るような傾向を示すことが考えられる。いずれにしても、このような局部的な原因により

$M-\phi$ 曲線が乱されたものと考えられる。けた全体の挙動を表す Fig. 4 の $P-\delta$ 曲線にはこのような現象は見られない。

ホモニアス合成げたとハイブリッド合成げたの曲げ性状の相違は、Fig. 3 または Fig. 4 に見られるように、従来から報告されている鋼げた単体についての実験結果¹¹⁾とほとんど同じである。ただし、Sシリーズのホモニアスげたであるべき S66 においては、Table 2 に示したようにウェブ鋼材 (HTP60) の降伏点がフランジのそれに比べてかなり低かったために、ハイブリッドげたの挙動を示した。残留応力などの影響により一般に言われているような明瞭な傾向は見い出せないが、Fig. 4 の H および HH シリーズに注目すると、ホモニアスげたの $P-\delta$ 曲線がゆるやかに変化しているのに対し、ハイブリッドげたの曲線は計算上のウェブ降伏荷重を少し越えた位置でやや強く曲がっている。計算ではフランジ降伏まではほぼ線形性を保っているが、実験値では残留応力の影響により小さな荷重でも非線形性がみられ、ウェブ早期降伏発生点を明瞭に見出すことはできない。しかし、いずれのけたも P_{yw} あるいは P_{yf} よりはるか低い荷重から除荷した場合でもかなり大きな残留変形 (たわみ、曲率など) が生じ、支間中央の残留たわみは Fig. 5 に示したように多少ばらつきはあるが、ハイブリッドげたの方が若干大きい傾向を示しており、ウェブ早期降伏の影響が少し現れているようである。

ハイブリッドげたにおけるウェブ鋼材の違いによる曲げ性状の相違は、H55 と H54 あるいは S シリーズの 3 体の $P-\delta$ 曲線にみられるように、終局耐荷力の違いを除けばほとんど無いと考えても良い。

また、ハイブリッド合成げたにおいて特に問題となるのは、ウェブの一部が降伏したあとの挙動であるが、Fig. 3 あるいは Fig. 4 に示したように再載荷曲線あるいは除荷曲線 (図中の点線) の傾きは計算値とほぼ一致し、さらにかんがりの線形性を有していることから、ウェブに一部降伏域が存在してもほぼ弾性的な挙動を示すものと考えられることができる。二、三の試験体では除荷・再載荷曲線がごくわずかの幅をもったループを描くことが観察されたが、ほとんど無視できる程度のものであった。

Fig. 6 は H シリーズの A 断面 (Fig. 2 参照) におけるひずみ分布の例を示したもので、図中実線は処女ひずみを、破線は再載荷による弾性ひずみをそれぞれプロットしたものである。この図から明らかなように処女ひずみは非常にばらついた分布をしているが、再載荷時のひずみ分布はかなり直線的となっている。また、床版と鋼げたとのひずみ分布はその接触面においてほぼ連続しており、フランジ降伏荷重近くまで十分に合成作用が保たれていたようである。

Fig. 7 は A 断面における荷重-ひずみ ($P-\epsilon$) 曲線の代表例であるが、いずれのけたにおいても下

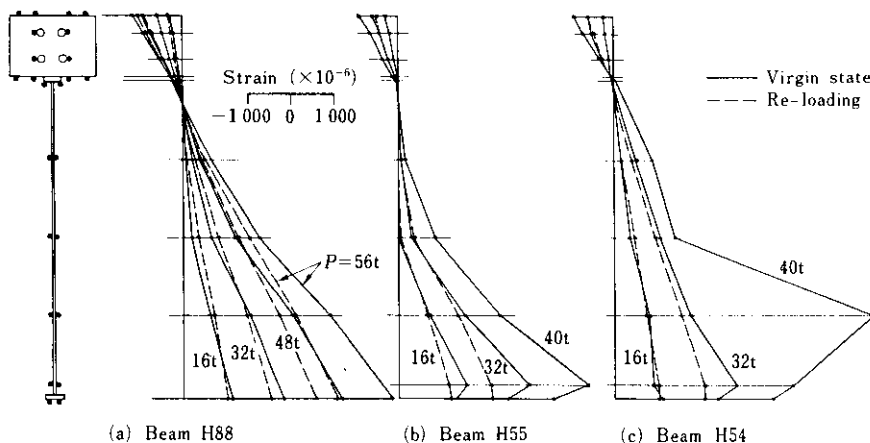


Fig. 6 Typical strain distribution at A section

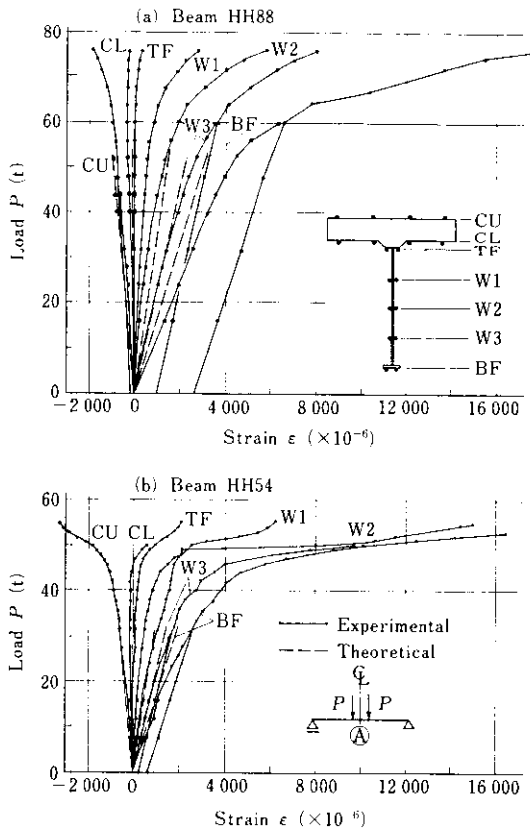


Fig. 7 Load-strain relations at $\text{\textcircled{A}}$ section of HH-series beams

フランジ(BF)の処女ひずみが計算値に比べかなり大きくなっているのに対し、ウェブ(W1, W2, W3)のひずみは計算値にほぼ等しいかまたは逆に小さくなっている。除荷後の再載荷曲線の傾きはいずれも計算値にほぼ等しく直線的に増加する傾向を示している。このことから前述のひずみ分布についての傾向が理解できる。

Fig. 8 に同じ $\text{\textcircled{A}}$ 断面における中立軸位置の変化状況の例を示す。各けたとも中立軸は最初の弾性範囲内でさえも計算値より 5~6cm 上方にあり、モーメントの増加とともに多少変動しながら徐々に上昇していき、計算による追跡結果とはほぼ似た動きをしていることがわかる。

このようにけたのひずみ測定値には、残留応力による下フランジの部分的早期降伏に伴う剛性低下およびウェブの初期不整の影響が顕著に現れている。すなわち、剛性低下によりみかけ上のヤン

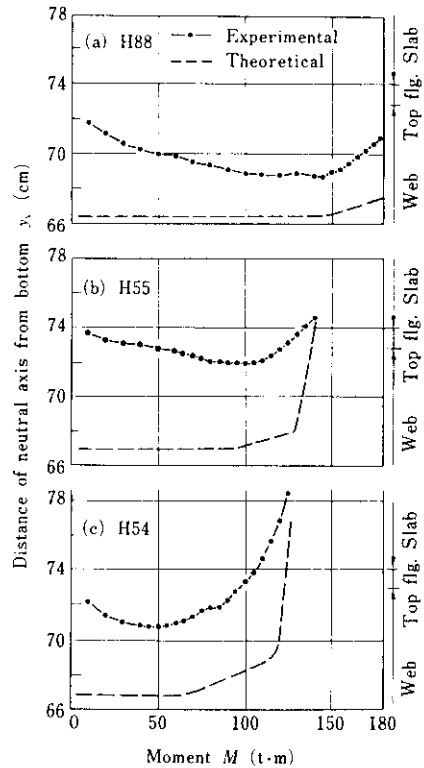


Fig. 8 Location of neutral axis at $\text{\textcircled{A}}$ section of H-series beams

グ率が減少するため、下フランジの処女ひずみは計算値に比べ大きな値となっているが、再載荷による弾性ひずみではこの影響がなくなっている。特に今回の試験げたではフランジ断面が小さく、したがってフランジ内で引張残留応力の占める割合が大きかったものと考えられ、このためにいずれのけたにおいても相当低い荷重段階から残留応力の影響が著しく現れたものと思われる。また、ウェブの同一位置表裏から得られた二つのひずみデータはほとんどの場合かなり大きな差があり、けたの曲げによるひずみだけでなく初期不整による局部的変形の影響も含まれていたようである。しかし、この局部的変形他の測定値への定量的な影響度は複雑で明らかでない。

4-2-2 床版ハンチの有無による相違

Fig. 3 あるいは Fig. 4 において H シリーズと HH シリーズとを比較した場合、HH シリーズにおいて床版ハンチ(4cm)の分だけ曲げ剛性が大きく

なっており、また終局耐力もほぼその分だけ大きくなっていること以外、両者の弾塑性挙動に本質的な差異は見い出せないようである。

4・2・3 下フランジの材質による相違

Fig. 4 において、下フランジに HT80 を用いた H シリーズと SM58 を用いた S シリーズを比較した場合 (H55 と S55, H54 と S54), 下フランジ断面の相違により弾性域での曲線の立ち上がりが若干異なる程度で、終局状態に至る過程はほとんど同じであり明瞭な差は見い出せない。

また終局耐力に注目してみると、H シリーズのハイブリッド鋼げた下フランジは、S シリーズに比べその断面積が約 73% 程度であるにもかかわらず、Table 4 に示すようにほぼ等しい曲げ耐力を有していることがわかる。

Table 4 Maximum load-carrying capacity

Beam	Observed P_u (t)	Theoretical*			
		P_p (t)	P_u/P_p	P_{cu} (t)	P_u/P_{cu}
H88	72.0	78.0	0.923	75.2	0.957
H55	56.5	57.2	0.988	56.7	0.996
H54	50.5	50.9	0.992	50.4	1.022
HH88	76.5	83.0	0.922	80.4	0.951
HH54	55.5	54.6	1.016	54.3	1.002
S66	58.0	60.3	0.962	59.6	0.973
S55	58.0	57.3	1.012	56.8	1.021
S54	50.3	51.2	0.982	50.7	0.992

* P_p : Maximum load for fully plastic rectangular stress block with concrete strength of $0.85\sigma_{ck}$
 P_{cu} : Maximum load for 3500μ of maximum strain of concrete

4・3 終局曲げ耐力

Table 4 に各けたの終局曲げ耐力 P_u の値を示す。けたの終局曲げ耐力に及ぼすウェブ鋼材の強度の影響を知るために、各シリーズごとにハイブリッドげたのウェブ降伏点とホモニア上げた (S66 も一応ホモニアとみなす) のウェブ降伏点 (Table 2 参照) との比をウェブ降伏点比 γ

とし、またハイブリッドげたとホモニア上げたの耐力の比を耐力比 η としてプロットしたものが Fig. 9 である。けたの断面形状・寸法が同じなら、ハイブリッド化による耐力比の減少とウェブ降伏点比とはほぼ 1 本の直線関係となり、上フランジ鋼材、床版ハンチの有無 (H と HH), 下フランジ材質および断面の相違 (H と S) あるいはコンクリート強度の相違 (全シリーズ) などのパラメータにはほとんど影響されないようである。この直線の傾きはほぼ 0.5 であり、たとえばウェブのみをホモニア上げたの 1/2 の降伏点のものに変えてハイブリッドとした場合でも、その耐力は 1/4 程度しか減少しない。

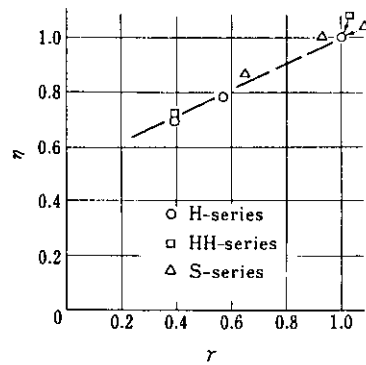


Fig. 9 Reduction of ultimate load with decreasing yield stress of web

床版ハンチを設けることによる終局曲げ耐力の増加は、今回の実験ではホモニア上げたの場合 (HH88 と H88) で約 6%、ハイブリッドげたの場合 (HH54 と H54) で約 10% 程度であり、ハイブリッドげたの方が若干大きいようである。

下フランジ鋼材の異なる H シリーズと S シリーズを比較する場合、下フランジ断面が異なるため直接比べられないが、一応耐力の比を求めてみると $S55/H55=1.027$, $S54/H54=0.996$ となる。これに対し、下フランジの強度 (実測断面積にフランジの引張降伏強度 σ_{sf} を乗じた値) では S シリーズは H シリーズの 0.96 倍であり、フランジ強度の低下のわりには耐力的な低下が少ないようにも見受けられるが、実際にはコンクリート強度の相違などもあり、下フランジ鋼材の違いによる実

質的な差はほとんどないものと考えられる。

ところで、正の曲げモーメントを受ける合成げたの終局曲げ耐力の算定方法には、最終状態におけるけた断面の応力分布を仮定する方法と、コンクリート上縁最大圧縮ひずみがある限界値以内に制限する方法の二つがある。AASHTO⁹⁾、BSI¹²⁾、DIN¹³⁾などの諸外国の合成げた道路橋示方書では、いずれも終局応力分布を仮定する方法が採用され、特に DIN ではコンクリートのひずみ制限による方法もあわせて採用されている。終局応力分布としては一般に全断面塑性矩形応力分布が仮定され、その分布の最大応力度として、鋼材については降伏点応力度、コンクリートについては設計基準圧縮応力度に適切な低減係数を乗じた値がそれぞれとられている。この低減係数の値は各国示方書によってさまざまで、たとえば AASHTO では 0.85、BSI では 0.4 (コンパクトな断面) または 0.53 (スレンダーな断面)、DIN では 0.60 の各値が示されている。コンクリートの最大圧縮ひずみ ϵ_{cu} の制限は、一般に鉄筋コンクリート構造物の曲げ部材の終局耐力の算定などにおいて多く採用されており、その値はたとえば ACI 規準では -0.003、DIN 1045 では -0.0035 と規定されている。DIN の合成げた示方書では DIN 1045 の規定が適用され、やはり -0.0035 となっている。いちがいには言えないかもしれないが、応力分布を仮定する方法は鋼げたが主としてコンパクトな断面である場合に、またコンクリートのひずみ制限による方法は主としてスレンダーな断面である場合にそれぞれ有効であるように思われる。

Table 4 の中で、理論値 P_p は全断面塑性矩形の応力分布を仮定したときの値であり、 P_{cu} はコンクリート上縁ひずみの値が -0.0035 に達したときの値である。いずれも材料強度は Table 2 および Table 3 の実測値(ただしコンクリート強度は $0.85\sigma_c$ と仮定)を用いており、 P_{cu} は中本らの方法⁶⁾により計算した。

この表より明らかなように、実験値 P_0 は大部分のけたについて P_p よりむしろ P_{cu} の値に近く、その差もほぼ 5% 以内となっている。試験体の鋼げたがかなりスレンダーな断面であったことと、コンクリートの強度が目標値よりも若干下まわったことなどの影響により、最終的に鋼げた断面が

全塑性矩形応力状態とはなり得なかったようである。すなわち A 断面の各位置における $P-\epsilon$ 曲線 (Fig. 7 参照) およびひずみ分布より最終状態におけるけたの応力分布を推定すれば、いずれのけたにおいても上フランジとウェブの上部にはまだ弾性域が若干残っていたようであり、特にホモジニアスげたである H88 および HH88 ではその傾向が著しかった。

このように、けたの破壊状況(4.1参照)から考えて、コンクリートのひずみ制限による算定法の方がより正確にその終局曲げ耐力を評価できるものと考えられる。しかし、H54、HH54、S55 を除く 5 体のけたでは実験値が計算値を若干下まわっており、ひずみ制限値 $\epsilon_{cu} = -0.0035$ の妥当性は再検討する必要があると考えられる。さらに、HH54、S55 のように全断面塑性矩形応力分布を仮定しても安全側になる場合もある。したがってこれらの問題については、今後さらに実験的・理論的に検討を加える必要があり、より合理的な曲げ耐力の算定方法の確立が望まれる。

なお、今回の実験では弾塑性曲げ挙動において、初期不整(溶接残留応力およびウェブの面外変形)の影響が顕著であったが、これの終局曲げ耐力への影響は明らかでない。

4.4 設計用低減係数の検討

AASHTO 道路橋示方書規定の低減係数 R は次式により定義されている。

$$R = 1 - \frac{\beta\phi(1-\alpha)^2(3-\phi+\phi\alpha)}{6+\beta\phi(3-\phi)} \quad \dots\dots(1)$$

ただし、 $\alpha = \frac{\text{ウェブの降伏応力度}}{\text{下フランジの降伏応力度}}$

$$\beta = \frac{\text{ウェブの断面積}}{\text{下フランジの断面積}}$$

$$\phi = \frac{\text{合成断面の中立軸から下フランジ縁までの距離}}{\text{鋼げたの全高}}$$

(1)式はもともとハイブリッド合成げたを許容応力度設計法により設計するために採用されたものであり、フランジの許容応力度の低減に使用されている。さらに、荷重係数設計法においてもそのままフランジ降伏モーメントの低減に適用するものとしている。(1)式をハイブリッド合成げたの

設計に用いることは、フランジ降伏モーメントに基準をおく荷重係数設計法においてはその誘導過程から考えては妥当であると考えられるが、許容応力度設計法においては低減幅を大きくとりすぎることになると思われる。この点について、以下に実験結果をもとにして検討を加えた。

考察の対象とする許容応力度設計法とは、AASHTO流のフランジ材料の降伏応力度を基準とする考え方に従い、材料の許容応力度などは我が国の現行道路橋示方書などに示される値を用いるものとする。また、Fig. 3 に示した許容設計曲げモーメント M_a とは、いずれも下フランジ下縁が、ホモジニアスげたの場合にはフランジの鋼種に対する許容応力度 σ_{1a} (SM58: 2 600kg/cm², HT80: 3 500 kg/cm²) に達するとき、ハイブリッドげたの場合には σ_{1a} に (1) 式で計算される低減係数を乗じた値に達するときのモーメントである。ただし大部分のけたでは、このモーメント下においてコンクリート上縁応力度が示方書規定の許容値を超えていることになるが、ここでは M_a はあくまで下フランジで決まるものとする。

設計モーメントを計算する場合には、Fig. 3 の低減係数 R の値で示されるように、鋼種の組合せによって最大 25% 程度許容応力度を低減させることになる。しかし、ここで採用した許容応力度の値が妥当なものであり、かつ材料的安全率のみが満足されていれば良いという前提に立てば、実験結果より判断して、力学的にはこのように大きく低減させなくても良いのではないかと考えられる。すなわち、各シリーズの実験 $M-\phi$ 曲線に注目すれば、ホモジニアスげたの M_a 以下における曲げ性状にはいずれもあまり顕著な差異は見られず、また、このモーメントレベルまではいずれのけたもほぼ線形的に挙動するとみなせるからである。そこで、たとえば一つの方法として、(1) 式における α の分母のみをフランジの降伏応力度でなく、その許容応力度に置き換え、分子はウェブの降伏応力度をそのままとして R を計算し、これを許容応力度設計法における許容応力度の低減係数とすれば、今回のけたでは最大のものでも約 6% 程度の低減率にしかならない。この α の分母の置き換えは (1) 式の第 2 項が弾性計算におけるウェブ早期降伏の影響を表すものであることから、ほぼ

妥当なものであると考えられる。

このように低減率をなるべく 1 に近くとれば、当然ハイブリッド合成げたのコストメリットは増大するが、その反面、部材としての安全率すなわち降伏モーメントに対する許容モーメントの比は、ホモジニアスげたよりも低下することになる。したがって、最適低減率はハイブリッド合成げたの設計法の本質にかかわる問題であり、別途十分に検討されなければならない。

今回の実験では、 R 自体の妥当性すなわち R の計算式を誘導する際に設定された応力分布の仮定（圧縮合力は上フランジ位置に作用するものとするなど）が妥当なものであるかどうかを検証するため、特にハンチ付きの HH シリーズを設けたが、結果的にはけたの正確なウェブ降伏荷重 P_{yw} またはフランジ降伏荷重 P_{yf} の実験値が得られず、十分に検討を加えることができなかった。すなわち、 P_{yw} または P_{yf} 決定のもととなる下フランジのひずみ測定値が、4.2.1 で述べたようにいずれも溶接残留応力の影響により大きく乱されてしまったためである。今後、残留応力分布の測定が終了すれば、これを考慮した計算値と実験値とを比較することなどにより、 R 自体の妥当性を検証できるものと思う。

5. 結 論

本実験の結果より、ハイブリッド合成げたの弾塑性曲げ性状および終局曲げ耐荷力について次のことがいえる。

- (1) ハイブリッド合成げたの荷重-変形曲線は、ホモジニアス合成げたのそれに比べると弾塑性域での曲がり方が少きつく、従来より鋼げた単体について報告されている実験結果とほぼ同様の傾向を示した。
- (2) 試験げたの荷重-変形曲線には、溶接残留応力、ウェブの初期変形などの影響により、いずれも低い荷重からかなりの非線形性がみられたが、繰返し載荷後の再載荷曲線はほぼ線形であり、その傾きは弾性計算値と良く一致していた。特にハイブリッド合成げたにおいて、ウェブの一部が降伏域に入っている場合でも荷重-変形挙動はほぼ線形的であった。

- (3) ハイブリッド合成げたにおけるウェブ鋼材の違いによる曲げ性状の相違は、終局耐力の違いを除けばほとんど無いと考えられる。
- (4) 床版にハンチを設けることにより、曲げ剛性および終局耐力は当然増大するが、げたの曲げ性状は本質的にはほとんど変化しない。終局耐力の増加率はハイブリッドげたにおいて若干大きかった。
- (5) HシリーズとSシリーズとにおける下フランジ鋼材の違いによる曲げ性状の相違はほとんど無いと言える。
- (6) 今回の試験体のようにかなりスレンダーな鋼断面を有する合成げたの終局曲げ耐力は、全断面塑性変形応力分布を仮定して算出するよりも、コンクリートの最大圧縮ひずみを制限して算出する方がより正確に評価できるようである。ただし、最大圧縮ひずみの限界値については検討を要する。
- (7) 許容応力度設計法によりハイブリッド合成げたを設計する場合、力学的な面からは、許容応力度の低減幅をもう少し小さくしても良いと思われる。ただし、その程度は設計の考え方とも関連し別途検討されなければならない。

6. あとがき

ハイブリッド合成げたに関する実験はこれまで内外においても極めて数少なく、本実験の結果、弾塑性曲げ性状および終局曲げ耐力に関する多くの有用な基礎的データが得られた。しかしながら、今回の実験において、①床版の縦びわれの発生と曲げ耐力への影響、②初期不整（溶接残留応力およびウェブの面外変形）の曲げ挙動および耐力に及ぼす影響、③AASHTO 道路橋示方書規定の低減係数 R の妥当性、④終局耐力算定のためのコンクリート最大圧縮ひずみの適正限界値、などについては十分検討を加えることができなかった。今回は曲げ性状に重点をおいたが、さらにハイブリッドげた特有のウェブ早期降伏現象のせん断あるいは曲げとせん断との連成作用下における合成げたの挙動、あるいは繰返し荷重のもとにおける疲労性状などに及ぼす影響についての研究も必要であろう。

なお、本実験は昭和51年11月より昭和52年2月にわたり、大阪大学工学部土木工学科構造実験室で実施されたものであり、実験の遂行・結果の整理において、土木工学科大学院生中本泰弘、当時4年次学生東滋夫の両君の多大の協力を得た。記して謝意を表する。

- 1) 久保、石渡、大川：ハイブリッド合成ゲタ(新井橋)の設計、橋梁と基礎、(1974)9、39~43
- 2) 久保、石渡、大方：ハイブリッドビームの実橋への適用—その経済性と新井橋の架設—、川崎製鉄技報、7(1975)2、269~284
- 3) Y. Maeda, M. Ishiwata and Y. Kawai: Structural Behavior of Hybrid Plate Girders in Bending, Application to Actual Bridges, Preliminary Report, (1976), 415~420, (IABSE)
- 4) AASHTO: Standard Specification for Highway Bridges, 11th ed., (1973)
- 5) C. G. Schilling: Bending Behavior of Composite Hybrid Beams, Proc. of ASCE, 94(1968) ST8, 1945~1964
- 6) 中本、前田、梶川：ハイブリッド合成げたの曲げ性状について、土木学会第31回年次学術講演会概要集 I-93, (1976) 154
- 7) A. A. Toprac: Strength of Three New Types of Composite Beams, Steel Research for Construction, AISI Bulletin No.2, (1965)
- 8) A. A. Toprac and D. G. Eyre: Composite Beams with a Hybrid Tee Steel Section, Proc. of ASCE, 93(1967) ST5, 309~322
- 9) 菊池、鈴木、櫻井：部分調質桁について、土木学会論文報告集、(1967) 167、1~8
- 10) 国広、井上、吉庄：異種鋼材混用げたの設計法に関する試験調査、建設省土木研究所年報、(1973)89、354~362
- 11) 西野、伊藤、星繁：ハイブリッドばりおよび大型圧延H形鋼ばりの曲げ挙動、JSSC, 7(1971)71、1~10

- 12) British Standards Institution : The Design and Specification of Steel, Concrete and Composite Bridges, Part 5 The Design of Composite Bridges (DRAFT), (1976)
- 13) 前田：西ドイツ・鋼合成ケタ設計施工指針(案)について、橋梁と基礎、(1976) 7, 1~6

