

合成ばりを有する弱パネルH形鋼骨組の耐力・変形性状に関する実験的研究

Experimental Study on Strength-Deformation Behavior of Wide Flange Steel Frame Including Weak Joint Panel with Composite Beam

長谷部廣行*
Hiroyuki Hasebe

阿世賀 宏**
Hiroschi Asega

要 約

本研究は合成ばりを有する弱パネルH形鋼骨組の繰返し載荷実験を行い、骨組の最大耐力、変形能力を検討したものである。

実験により得られた骨組試験体の荷重-変位関係及び崩壊性状から、パネル部材降伏比 $\alpha^{*1}=0.7$ の場合、純鉄骨はり試験体、合成ばり試験体のいずれの骨組試験体も変形能力の少ない復元力特性を示し、最大耐力以降は、はりフランジの局部座屈などによって耐力劣化を伴う復元力特性となった。一方 $\alpha=0.3$ の場合の純鉄骨はり試験体、合成ばり試験体のいずれの骨組試験体も、大変形まで極めて安定した復元力特性を示した。

骨組試験体の最大耐力、及び変形能力とパネル部材降伏比 α との関係を検討した結果、 $\alpha=0.7$ の試験体に比較して $\alpha=0.3$ の場合の純鉄骨試験体、合成ばり試験体いずれも変形能力は極めて大きいことが明らかになった。また本実験結果から、RCスラブ付き合成ばり骨組においても純鉄骨骨組と同様に、パネル崩壊型骨組とする終局耐震設計が可能であろうことが判明した。

目 次

- §1. はじめに
- §2. 実験計画
- §3. 荷重-変位関係
- §4. 崩壊性状の概要
- §5. 最大耐力
- §6. 変形能力
- §7. まとめ

§1. はじめに

柱はり接合部パネル（以下、パネルという）が塑性変形する純鉄骨骨組の耐力・変形性状は、パネルのせん断

強度と周辺の柱・はり部材の曲げ強度との相対関係に強く依存する。特に部材の曲げ強度に対してパネルの降伏せん断強度が極めて小さくパネル降伏が早期に先行する場合、パネルの塑性変形が卓越するのでパネルの復元力特性が骨組の復元力特性に顕著に現れる。パネルの復元力特性は一般には極めて塑性変形能力に優れているの

$$*1 \quad \alpha = \frac{\tau_y \cdot D_b \cdot D_c \cdot t}{\Sigma M_p}$$

τ_y : 接合部パネル板の降伏せん断応力度
($= \sigma_y / \sqrt{3}$)

D_b : はりせい (はりフランジの中心間距離)

D_c : 柱せい (柱フランジの中心間距離)

t : パネル板厚

ΣM_p : 柱全断面の全塑性モーメント和と、はり全断面の全塑性モーメント和のいずれか小さい方

*技術研究所構造研究課副課長

**技術研究所構造研究課長

で、これを利用したパネル崩壊型純鉄骨骨組の終局耐震設計も可能であろう^{4),5)}。

一方、鉄骨はりコンクリートスラブとをスタッドコネクタで一体化した合成ばりを有する鉄骨骨組の耐力・変形状¹⁾²⁾³⁾は、鉄骨パネルと合成ばりの曲げ耐力との相対関係に依存するかどうか必ずしもまだ明らかではない。パネルの相対強度が小さく塑性変形が卓越しても、骨組が小さいひずみ限界と劣化特性のあるコンクリートを含む合成ばりの耐力・変形状特性の影響を受ける可能性があるためである。本研究は、パネルと部材(はり)との相対強度比を主な実験変数として、合成ばりを有する弱パネルH型鋼骨組の繰返し載荷実験を行い、骨組の最大耐力、変形能力を検討したものである。

§ 2. 実験計画

2-1 試験体と実験変数

試験体の形状は十字型骨組 (Fig. 1) で、実験変数は骨組の崩壊モードに関するパネル部材降伏比 α の値、純鉄骨はりコンクリートとの違い、及び直交ばりの有無である。試験体数は合計8体で、試験体と実験変数との関係を Fig. 2 に示す。 α の値は3種類 ($\alpha=0.3, 0.5, 0.7$) で、これらの値は左右純鉄骨はりの全塑性モーメント和を用いて計算する設計目標値である。純鉄骨骨組を対象にして、 $\alpha=0.3$ はパネル崩壊型、 0.5 はパネルはり同時崩壊型、 0.7 ははり崩壊型を想定したものである。はりフランジの幅厚比は約15とし、いずれの骨組試験体もパネルゾーンの降伏耐力が最も小さく、次にはりの降伏耐力が大きい構成とし、柱は弾性とした。

柱軸力は $0.2P_y$ (柱の降伏軸力) 一定とし、試験体のはり両端に定変位漸増繰返し荷重を加え、その復元力特性を求めた。 α の値が同一の試験体においては、鉄骨はり断面はすべて同一サイズとした。合成ばりを有する試験体では、デッキプレート型枠付きコンクリートスラブを頭付スタッドによって一体化した完全合成ばりとした。以下、本文では純鉄骨の試験体は「純鉄骨はり試験体」、合成ばり付き試験体は「合成ばり試験体」と呼んでいる。

2-2 試験体の設計と製作

試験体の設計に際しては、純鉄骨はり試験体、合成ばり試験体のいずれも、パネル、はり、柱の順に降伏耐力が大きくなるように骨組を構成し、このうち柱は試験体の最大耐力時にも弾性範囲に留まるものとした。最大耐力時まで降伏する可能性があるはり断面では、鉄骨フランジ幅厚比 b/t をすべての試験体ともに約15とした。

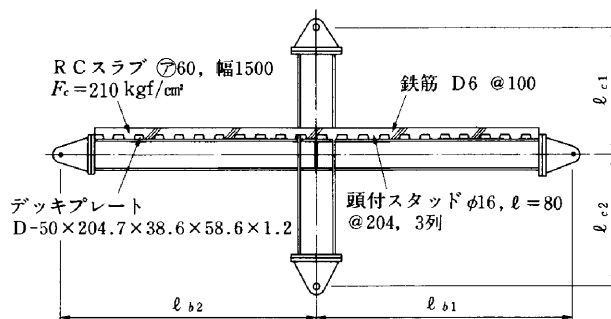


Fig.1 試験体形状(合成ばり試験体)

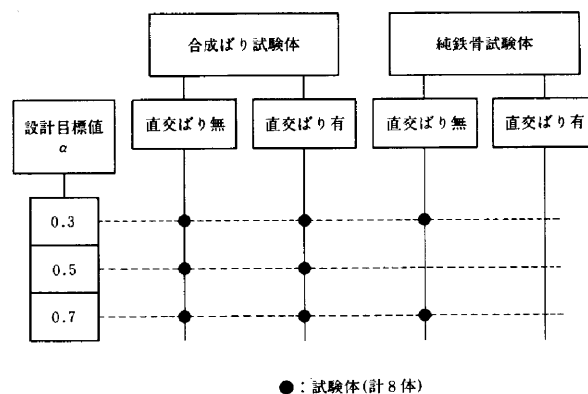


Fig.2 試験体と実験変数

鋼材種 SS400を用いたビルトアップ H 形鋼を柱、はり部材に使用し、柱貫通形式 (柱にはりを接合する形式) のパネルとなるように全溶接接合により製作した。またこれらの試験体の柱フランジへのはりの溶接は、ノンスカラップ工法による突き合わせ溶接を採用した。

鋼素材の機械的性質を Table 1 に、鉄骨はりおよびダイヤフラムの柱への溶接方法等パネルゾーン周りの溶接詳細を Fig. 3 にそれぞれ示している。合成ばり試験体を使用したコンクリートと鉄筋の強度試験結果を Table 2 に、また試験体の実測寸法を Table 3、鋼素材の降伏応力度やコンクリートの圧縮強度および実測寸法を用いて計算したパネル部材降伏比 (注: 本試験体ではすべて、パネルはり降伏比) α の値と柱・はりの断面性能を Table 4 に示す。

2-3 実験装置と加力方法

本実験に使用した加力装置の概要を Fig. 4 に示す。加力中の試験体の構面外変形を拘束するため、はりの4ヶ所にリーハイ式面外拘束ユニットを設けた。試験体への加力には、まず柱に降伏軸力の20%の圧縮力 ($P=0.2P_y$; 全試験体共通) を加力し、これを一定に保持した状態で、変位制御によって定変位2回漸増繰返し荷重をはり両端に加えた。この変位制御による加力プログラム

Table 1 鋼素材の機械的性質 (SS400)

素 材	σ_y 降伏応力度 tf/cm ²	σ_u 引張強さ tf/cm ²	σ_y/σ_u 降伏比	伸び率 %
㊦-19	2.74	4.32	0.63	50.7
㊦-16	2.77	4.49	0.62	47.1
㊦-12	3.04	4.78	0.64	42.3
㊦-9	3.39	4.81	0.70	41.7
㊦-6	3.30	4.64	0.71	39.0

Table 2 コンクリートと鉄筋の強度試験結果

素 材	σ_y 降伏応力度 kgf/cm ²	σ_u 強度 kgf/cm ²	E ヤング係数 tf/cm ²
D-6	4022	引張 5350	1880
コンクリート	—	圧縮 248	177

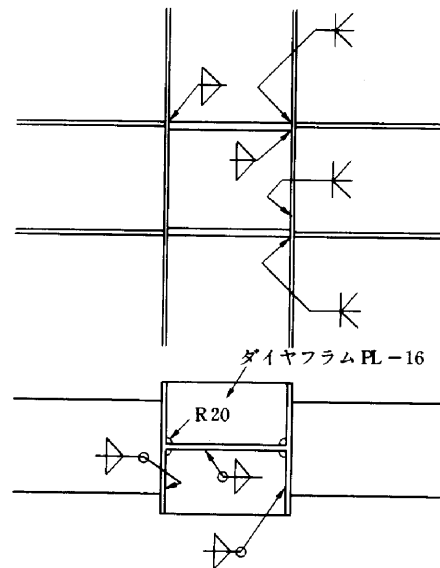


Fig.3 パネル周辺部の溶接方法

Table 3 試験体の実測寸法

試験体名称	鉄骨部材の断面寸法 (公称値)	高さ H (mm)	幅 B (mm)	ウェブ t_w (mm)	フランジ t_f (mm)	パネル t (mm)	はり l_{b1} (mm)	はり l_{b2} (mm)	柱 l_{c1} (mm)	柱 l_{c2} (mm)
II U-3-15-2-N-G	bH-350*350*12*12(柱)	347.1	348.4	11.8	11.7	11.6			1247	1249
	bH-300*280*16*9(はり)	298.3	281.5	16.0	8.4		2509	2512		
II U-3-15-2-*G	bH-350*350*12*12(柱)	346.0	349.7	11.8	11.8	12.1			1249	1249
	bH-300*280*16*9(はり)	298.2	278.2	16.1	8.4		2497	2496		
	bH-300*280*16*9	302.4	280.0	16.1	8.3		575	575		
II U-3-15-2-N	bH-350*350*12*12(柱)	345.4	349.0	12.0	11.8	11.7			1249	1247
	bH-300*280*16*9(はり)	298.2	279.5	16.1	8.4		2508	2498		
II U-5-14-2-N-G	bH-350*350*12*12(柱)	344.4	350.5	11.8	11.8	11.8			1250	1255
	bH-235*250*6*9(はり)	234.8	248.5	5.8	8.7		2497	2497		
II U-5-14-2-*G	bH-350*350*12*12(柱)	347.2	350.4	11.7	11.7	11.8			1251	1247
	bH-235*250*6*9*(はり)	236.4	249.5	5.8	8.5		2498	2497		
	bH-235*250*6*9	234.3	250.2	5.8	8.6		575	576		
II U-7-14-2-N-G	bH-350*350*19*12(柱)	348.8	349.5	18.7	11.7	18.5			1250	1247
	bH-200*250*6*9(はり)	197.9	249.3	5.9	8.5		2499	2500		
II U-7-14-2-*G	bH-350*350*19*12(柱)	348.2	350.4	18.6	11.8	19.1			1248	1247
	bH-200*250*6*9(はり)	197.8	249.3	5.9	8.5		2498	2499		
	bH-200*250*6*9	198.8	250.2	5.9	8.5		575	575		
II U-7-14-2-N	bH-350*350*19*12(柱)	346.7	349.4	18.4	11.7	18.4			1250	1247
	bH-200*250*6*9(はり)	198.1	249.9	6.0	8.5		2494	2493		

II U-3-15-2-N-G (試験体名称)

II U: 実験シリーズ名

15: 鉄骨はりフランジ幅厚比

N: 直交はり無 (*: 有)

3: α (鉄骨はりによる設計目標値) $\times 10$ 2: 柱軸力比 $\times 10$

G: 合成ばり (: 純鉄骨はり)

を Fig. 5 に示す。試験体の変形は柱上下端のピン位置に取り付けたゲージホルダーから摺動型変位計を用いて計測した。

2-4 試験体の耐力計算値

試験体を構成する構造要素が各耐力に達するときのは

り端荷重の計算値を Table 5 に示した。表中の cH_y , $cH_{p-p}H_y$ はいずれも柱軸力 ($P=0.2P_y$) の影響を考慮した耐力計算値であり, R_{py} は中尾博士の定義によるパネル降伏比の値である。

Table 4 α の値および柱・はり断面性能

試験体名称	計算値 α	部材	正曲げ耐力 M_p (tf cm)	負曲げ耐力 M_n (tf cm)	降伏耐力 M_y (tf cm)	全塑性 M_p (tf cm)	軸力考慮 全塑性 M M_{pc} (tf cm)
II U-3-15-2-N-G	0.203	柱 はり	— 5958.0	— 3817.0	4601.9 —	5095.9 —	4612.6 —
II U-3-15-2-* -G	0.211	柱 はり	— 5942.2	— 3816.9	4630.1 2909.7	5124.5 3177.6	4644.3 —
II U-3-15-2-N	0.311	柱 はり	— —	— —	4622.0 2920.1	5120.8 3188.3	4646.8 —
II U-5-14-2-N-G	0.274	柱 はり	— 3531.8	— 2145.7	4613.3 1738.8	5104.7 1882.2	4626.4 —
II U-5-14-2-* -G	0.280	柱 はり	— 3518.7	— 2133.7	4622.8 1725.6	5114.8 1867.7	4629.7 —
II U-7-14-2-N-G	0.386	柱 はり	— 3093.4	— 1749.4	4987.4 —	5548.8 —	5028.8 —
II U-7-14-2-* -G	0.398	柱 はり	— 3092.2	— 1748.4	5012.4 1401.0	5572.8 1518.1	5056.9 —
II U-7-14-2-N	0.606	柱 はり	— —	— —	4933.0 1408.3	5482.5 1526.7	4962.5 —

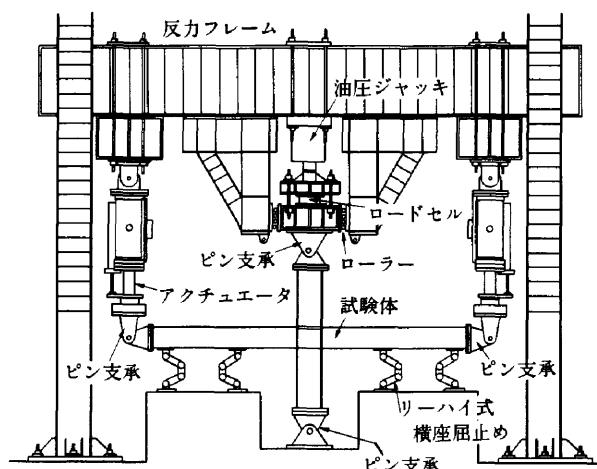


Fig.4 加力装置の概要

§ 3. 荷重—変位関係

3-1 骨組の荷重—変位関係

実験によって得られた試験体8体の荷重—変位関係として、はり端荷重 H —はり端変位 δ 関係を Fig. 6～13 に示す。ここに、 H ははり両端荷重の平均値、 δ ははり両端の平均変位である。図中の横実線は、Table 5 に示した試験体の降伏荷重計算値（試験体8体いずれもパネル降伏時はり端荷重 $_{pp}H_y$ ）である。

$\alpha=0.3$ の純鉄骨はり試験体 (Fig. 8) の履歴曲線は、変位振幅の増大につれて耐力が上昇し最終変位（使用した変位計の計測能力変位）まで安定した紡錘型であった。 $\alpha=0.3$ の合成ばり試験体 (Fig. 6, 7) の履歴曲線も、同じ $\alpha=0.3$ の、対応する純鉄骨はり試験体の場合より変位振幅の増大に伴う荷重上昇は小さいが、最終変位まで荷重の低下はなく安定していた。また $\alpha=0.3$ の合成ばり試験体のそれぞれの最大荷重 (H_{max}) は、他の試験

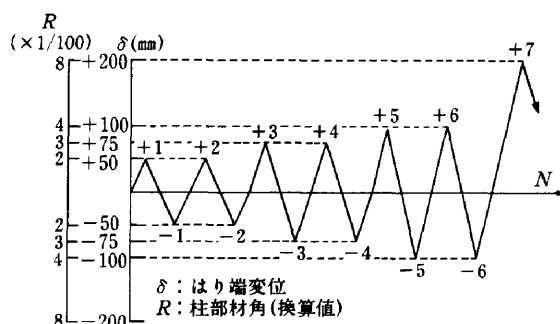


Fig.5 加力プログラム

体に比べて極めて大きな値であった。一方、 $\alpha=0.7$ の純鉄骨はり試験体 (Fig. 13) の履歴曲線は、比較的小さい変位振幅の繰返しでは荷重は安定していたが、やや大きい変位振幅で荷重の低下が生じており、特に正加力側にこれが顕著に認められた。この荷重低下は、はりフランジやはりウェブに局部座屈が発生したためである。

$\alpha=0.7$ の合成ばり試験体 (Fig. 11, 12) の履歴曲線

Table 5 耐力計算値

試験体名称	設計 目標値 α	はり	計算値（各部材耐力時のはり端荷重）							
			柱降伏 cH_y (tf)	柱塑性 cH_p (tf)	はり降伏 bH_y (tf)	はり塑性 bH_p (tf)	はり耐力 bH_p^+ (tf)	パネル降伏 $_{pp}H_y$ (tf)	パネル降伏 $_{pp}H_y$ (tf)	パネル降伏比 R_{py}
II U-3-15-2-N-G	0.3	合成ばり	16.56	20.90	—	—	25.48	5.21	5.10	0.45
II U-3-15-2-* -G	0.3	合成ばり	16.78	21.17	—	—	25.57	5.48	5.37	0.46
II U-3-15-2-N	0.3	純鉄骨はり	16.71	21.10	12.50	13.65	—	5.27	5.16	0.46
II U-5-14-2-N-G	0.5	合成ばり	16.18	20.41	—	—	15.19	4.09	4.00	0.60
II U-5-14-2-* -G	0.5	合成ばり	16.22	20.46	—	—	15.13	4.12	4.03	0.61
II U-7-14-2-N-G	0.7	合成ばり	17.23	21.85	—	—	13.30	4.77	4.67	0.89
II U-7-14-2-* -G	0.7	合成ばり	17.37	22.01	—	—	13.30	4.94	4.84	0.92
II U-7-14-2-N	0.7	純鉄骨はり	17.06	21.61	6.09	6.58	—	4.76	4.66	0.88

では、繰返し変位に伴う荷重上昇はほとんどなく、同じ $\alpha=0.7$ の純鉄骨はり試験体と比べると最大荷重以後の荷重低下が小さい。これは荷重低下要因となったはりフランジの局部座屈が、この試験体ではデッキプレートとコンクリートスラブに近い上フランジで発生しなかったためである。 $\alpha=0.5$ の合成ばり試験体 (Fig. 9, 10) では、小さい変位振幅時には安定していたが、変位振幅が大きくなるに従って荷重は横ばい状態を示し、直交ばりのないものについては、はりフランジに局部変形が発生し、以降耐力上昇はなかった。

Fig. 14 には合成ばりで直交ばりの無い試験体の無次元化荷重 (H/H_y) - 累積変形 ($\Sigma\delta/\delta_y$) 関係を示し、Fig.

15 には合成ばりで直交ばり有りの試験体について、Fig. 16 には純鉄骨試験体の $H/H_y - \Sigma\delta/\delta_y$ 関係を示した。ここに H_y は、骨組剛性が初期弾性剛性の $1/3$ に低下した荷重および δ_y はこれに対応する実験曲線上の変位である (Fig. 17)。これら Fig. 14~16 の図より合成ばり試験体、純鉄骨試験体ともパネル部材降伏比 α の小さな試験体ほど変形能力は極めて大きくなっている。

3-2 パネルのせん断応力-せん断変形関係

Fig. 18~21 には、実験で得られたパネルの無次元せん断応力度 τ/τ_y と無次元せん断変形角 γ/γ_y との関係を示す (ここでは純鉄骨試験体と合成ばり試験体の直交ばり無し試験体、 $\alpha=0.3$ と 0.7 について)、ここに τ_y は

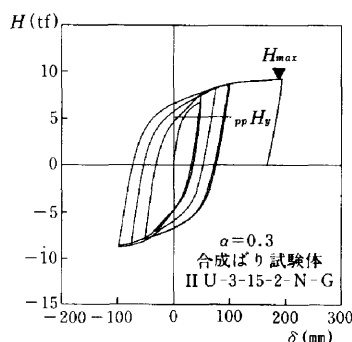


Fig. 6 $H-\delta$ 関係
(II U-3-15-2-N-G)

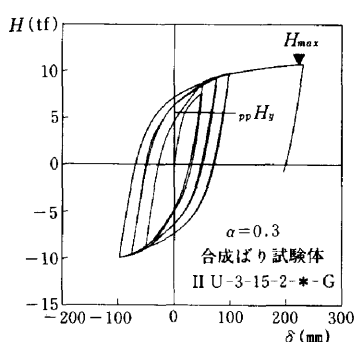


Fig. 7 $H-\delta$ 関係
(II U-3-15-2-* -G)

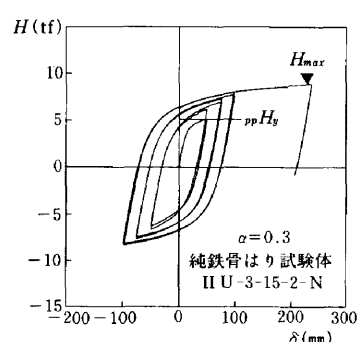


Fig. 8 $H-\delta$ 関係
(II U-3-15-2-N)

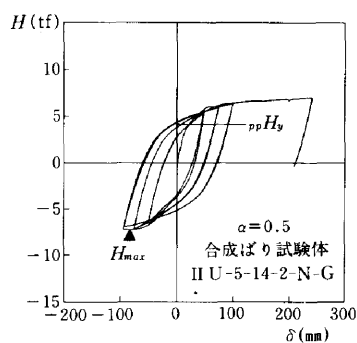


Fig. 9 $H-\delta$ 関係
(II U-5-14-2-N-G)

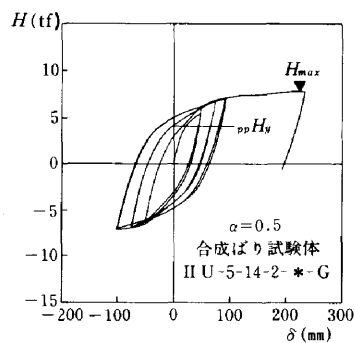


Fig. 10 $H-\delta$ 関係
(II U-5-14-2-* -G)

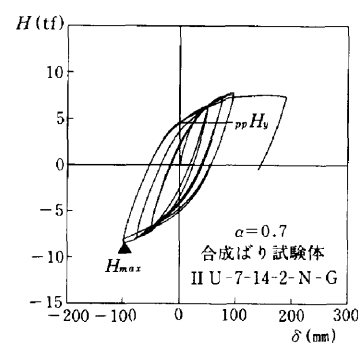


Fig. 11 $H-\delta$ 関係
(II U-7-14-2-N-G)

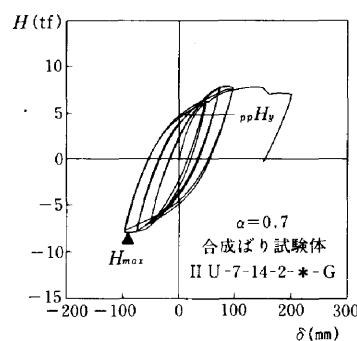


Fig. 12 $H-\delta$ 関係
(II U-7-14-2-* -G)

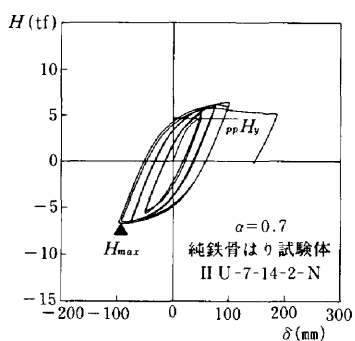


Fig. 13 $H-\delta$ 関係
(II U-7-14-2-N)

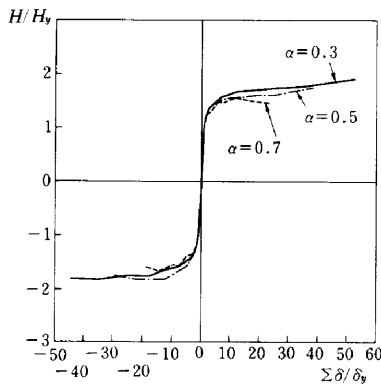


Fig.14 $H/H_y-\Sigma\delta/\delta_y$ 関係
(合成ばり・直交ばり無)

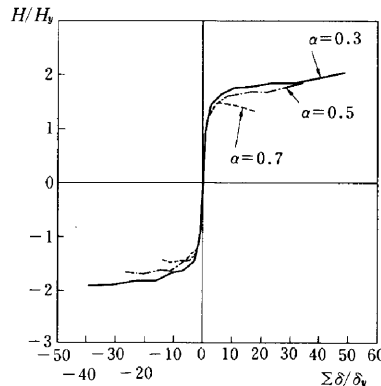


Fig.15 $H/H_y-\Sigma\delta/\delta_y$ 関係
(合成ばり・直交ばり有)

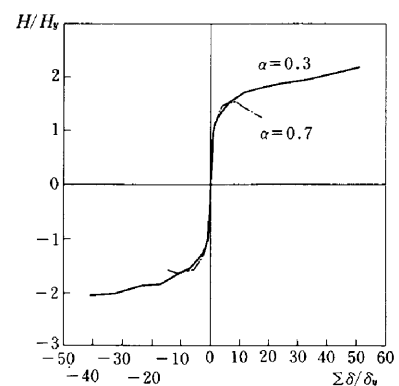


Fig.16 $H/H_y-\Sigma\delta/\delta_y$ 関係
(純鉄骨はり)

パネル板素材の降伏せん断応力度, γ_y は降伏せん断変形角 ($=\tau_y/G$) である。

$\alpha=0.3$ の純鉄骨はり試験体, 合成ばり試験体いずれのパネルの塑性変形をも, $\alpha=0.7$ の両試験体のそれより大きい。なお, 骨組の全変形量に対するパネルによる変形成分は, $\alpha=0.3$ では70~80%程度, $\alpha=0.7$ では40~50%程度で, 純鉄骨試験体と合成ばり試験体とは大きな差はなかった。 $\alpha=0.5$ の試験体ではこれらのほぼ中間程度の結果を示した。Fig. 22はこれら4試験体の無次元せん断応力度-無次元累積せん断変形角関係を示したものである。

§ 4. 崩壊性状の概要

$\alpha=0.3$ の純鉄骨はり試験体では最終変位まで, パネル板の明瞭なせん断座屈, はりの局部座屈ともに認められ

なかった。 $\alpha=0.3$ の合成ばり (直交ばり無し) 試験体では, はり端変位75mmで柱断面内のコンクリートスラブに圧壊が顕著となり, はり端変位100mm近傍ではりフランジに Local kink が発生したが, 最終変位までせん断座屈や局部座屈は認められなかった。なお実験終了後, はりフランジと柱フランジとの溶接止端部のはり幅中央に3~5cmの長さのクラックを観察した。これは Fig. 14に示したように, 骨組が極めて大きな塑性変形を経験したためと思われる。 $\alpha=0.7$ の純鉄骨はり試験体では, はり端変位75mmではりフランジに局部座屈の発生を, 100mm前後ではりウェブの局部座屈を目視で認めた。 $\alpha=0.7$ の合成ばり (直交ばり無し) 試験体では, はり端変位約35mm付近で正曲げ側のスタッドに沿うひび割れが発生し, 変位およそ60mmで柱フランジと床スラブとの境界付近でコンクリートの圧壊を認めた。さらに, 変位80mm近くではりフランジに局部座屈が観察された。

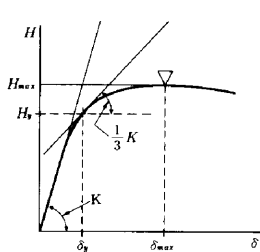


Fig.17 降伏耐力 H_y と
降伏変位 δ_y の定義

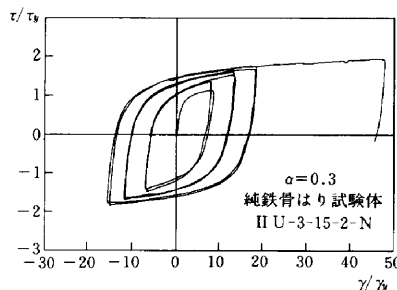


Fig.18 $\tau/\tau_y-\gamma/\gamma_y$ 関係
(II U-3-15-2-N)

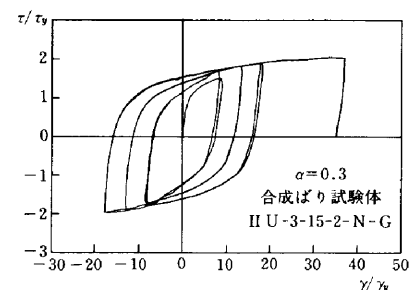


Fig.19 $\tau/\tau_y-\gamma/\gamma_y$ 関係
(II U-3-15-2-N-G)

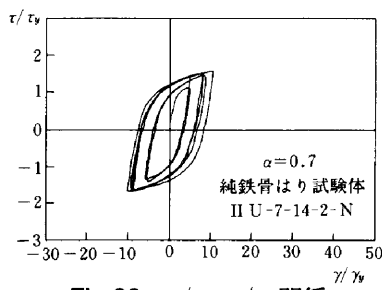


Fig.20 $\tau/\tau_y-\gamma/\gamma_y$ 関係
(II U-7-14-2-N)

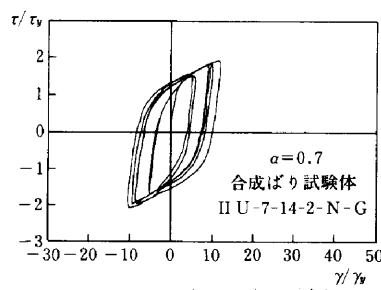


Fig.21 $\tau/\tau_y-\gamma/\gamma_y$ 関係
(II U-7-14-2-N-G)

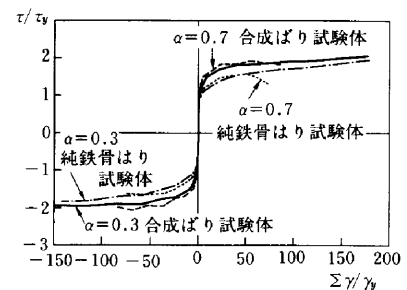


Fig.22 $\tau/\tau_y-\gamma/\gamma_y$ 関係

以上の崩壊状況や実験後の観察から、試験体の最大耐力は、 $\alpha=0.3$ の純鉄骨はり試験体ではパネルのせん断耐力とはり端クラックによるはりの耐力の低下によって、 $\alpha=0.3$ の合成ばり（直交ばり無し）試験体ではパネルのせん断耐力と柱近傍のスラブコンクリートの圧壊とはり端クラックによるはりの耐力の低下によって決定づけられた。 $\alpha=0.7$ の純鉄骨はり試験体でははりの曲げ耐力によって、さらに、 $\alpha=0.7$ の合成ばり（直交ばり有無）試験体では合成ばりの耐力によってそれぞれ決定されたと考えられる。

§ 5. 最大耐力

5-1 骨組の耐力上昇比 H_{max}/H_y と α との関係

Fig. 23 は H_{max}/H_y と α との関係を示したものである。これ以降の図に示す α の値は、素材の引張り試験と試験体の実測寸法より算出した値である。

純鉄骨はり試験体、合成ばり試験体のいずれの試験体も、 α の値が小さい方が耐力上昇比はやや大きくなっている。 $\alpha=0.3$ の試験体では、合成ばり試験体の方が純鉄骨はり試験体より耐力上昇比が小さいが、 $\alpha=0.7$ の試験体ではこれがほとんど変わらなかった。 $\alpha=0.3$ ではパネルの大きなせん断変形が合成ばりの耐力により影響を与えたものであろうと思われる。

5-2 パネル応力上昇比 τ_{max}/τ_y と α との関係

Fig. 24 にはパネルの応力上昇比 τ_{max}/τ_y と α との関係を示す。ここに τ_{max} は H_{max} 時のパネル内の平均せん断応力度、 τ_y はパネル板の鋼素材の降伏せん断応力度 ($=\sigma_y/\sqrt{3}$, σ_y : 降伏応力度) である。合成ばり試験体の場合、 $\alpha=0.3, 0.5, 0.7$ とでは応力上昇比は変わらなかったが、純鉄骨はり試験体では、既往の実験結果と同様に⁵⁾、 $\alpha=0.3$ の方が 0.7 のものより応力上昇比は大きい。なお、Table 6 にはこれら実験結果の数値一覧を示した。

§ 6. 変形能力

6-1 骨組の塑性率 δ_{max}/δ_y と α との関係

Fig. 25 は骨組の塑性率 δ_{max}/δ_y と α との関係を示したものである。ここに δ_{max} は H_{max} 時のはり端平均変位、 δ_y は H_y に対応した降伏変位 (Fig. 17) である。純鉄骨はり試験体、合成ばり試験体いずれの場合も、 $\alpha=0.3$ の方が $0.5, 0.7$ より塑性率の値は極めて大きい。 $\alpha=0.3$ の試験体では、合成ばり試験体は純鉄骨はり試験体より塑性率がやや小さいが差なかった。 $\alpha=0.5$ の合成ばり試験体では、直交ばり有りの方が極めて大きな塑性率を示した。 $\alpha=0.7$ の試験体では合成ばり試験体は純鉄骨はり試験体より塑性率がやや大きい³⁾、これは純鉄骨は

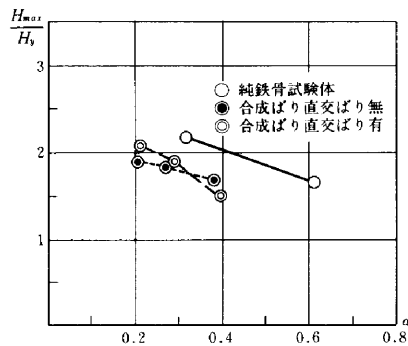
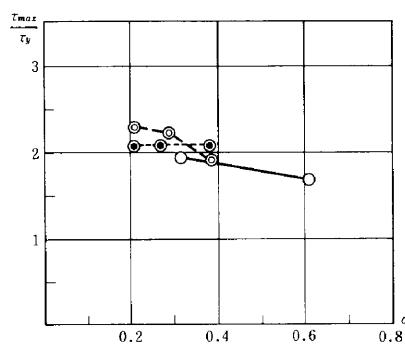
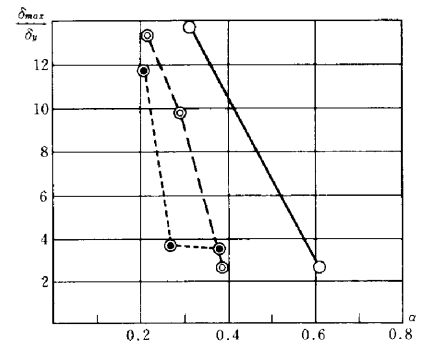
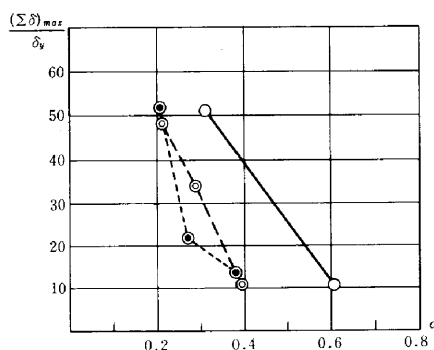
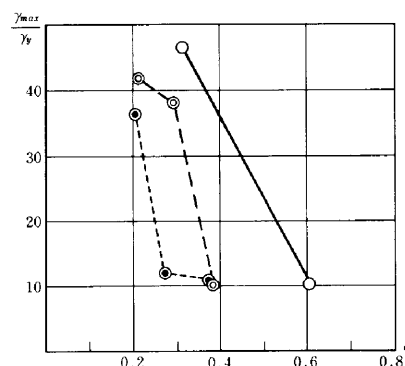
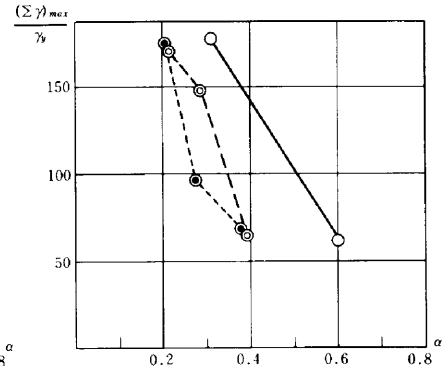
Fig.23 H_{max}/H_y - α 関係Fig.24 τ_{max}/τ_y - α 関係Fig.25 δ_{max}/δ_y - α 関係Fig.26 $(\Sigma\delta)_{max}/\delta_y$ - α 関係Fig.27 γ_{max}/γ_y - α 関係Fig.28 $(\Sigma\gamma)_{max}/\gamma_y$ - α 関係

Table 6 実験結果

試験体名称	はり	計算値 α	骨組 H_y (tf)	骨組 H_{max} (tf)	骨組 δ_y (mm)	骨組 δ_{max} (mm)	骨組 $(\Sigma\delta)_{max}$ (mm)	パネル γ_y	パネル γ_{max}	パネル $(\Sigma\gamma)_{max}$	パネル τ_y (tf/cm ²)	パネル τ_{max} (tf/cm ²)
II U-3-15-2-N-G	合成ばり	0.203	4.826	9.212	15.86	189.795	825.957	0.00217	0.0787	0.3809	1.755	3.624
II U-3-15-2-*G	合成ばり	0.211	5.224	10.709	17.02	227.505	822.75	0.00217	0.0904	0.3688	1.755	4.033
II U-3-15-2-N	純鉄骨はり	0.311	4.050	8.892	16.93	233.645	859.282	0.00217	0.1015	0.3856	1.755	3.452
II U-5-14-2-N-G	合成ばり	0.274	3.966	-7.237	21.45	-81.790	476.60	0.00217	0.0260	0.2103	1.755	3.707
II U-5-14-2-*N	合成ばり	0.280	4.199	7.814	22.88	225.305	770.76	0.00217	0.0823	0.3231	1.755	3.931
II U-7-14-2-N-G	合成ばり	0.386	5.023	-8.412	27.21	-96.895	393.076	0.00196	0.0198	0.1338	1.584	3.291
II U-7-14-2-*G	合成ばり	0.398	5.325	-7.978	34.93	-91.555	378.68	0.00196	0.0197	0.1246	1.584	3.029
II U-7-14-2-N	純鉄骨はり	0.606	4.105	-6.788	34.08	-93.185	367.144	0.00196	0.0197	0.1233	1.584	2.677

りのフランジ幅厚比が約15と大きいことに起因した結果と思われる。

6-2 骨組の最大累積変形 $(\Sigma\delta)_{max}/\delta_y$ と α との関係

Fig. 26 には最大累積変形 $(\Sigma\delta)_{max}/\delta_y$ と α との関係を示す。ここに $(\Sigma\delta)_{max}$ は H_{max} までの累積変形である。塑性率と同様に、純鉄骨はり試験体、合成ばり試験体いずれの場合も、 $\alpha=0.3$ の方が $0.5, 0.7$ より最大累積変形量は極めて大きい。また $\alpha=0.5$ の合成ばり試験体については、ほぼ 0.3 と 0.7 の合成ばり試験体の中間的な傾向を示した。

6-3 パネルの塑性率 γ_{max}/γ_y と α との関係

Fig. 27 はパネルの塑性率 γ_{max}/γ_y と α との関係を示してある。ここに γ_{max} はパネルが τ_{max} に達したときのせん断変形角、降伏せん断変形角 γ_y は τ_y/G ($G=810$ tf/cm²) である。純鉄骨はり試験体、合成ばり試験体いずれも、 $\alpha=0.3$ の方が $0.5, 0.7$ よりパネル塑性率は極めて大きく、 $\alpha=0.3$ で $\gamma_{max}/\gamma_y=36\sim46$ で、 $\alpha=0.7$ では全ての試験体で約 $\gamma_{max}/\gamma_y=10$ であった。

6-4 パネル最大累積せん断変形角 $(\Sigma\gamma)_{max}/\gamma_y$ と α との関係

Fig. 28 には $(\Sigma\gamma)_{max}/\gamma_y-\alpha$ の関係を示す。ここに $(\Sigma\gamma)_{max}$ は τ_{max} までの累積せん断変形角である。最大累積せん断変形角 $(\Sigma\gamma)_{max}/\gamma_y$ と α との関係は、前述した最大累積変形 $(\Sigma\delta)_{max}/\delta_y$ と α との関係 (Fig. 26)、パネルの塑性率 γ_{max}/γ_y と α との関係 (Fig. 27) とに酷似している。

§7. まとめ

パネルと部材との相対強度を表すパネル部材降伏比 α を主な実験変数として、合成ばりを含む弱パネル H 形鋼骨組の繰返し載荷実験を行い、骨組の最大耐力、変形能力、パネルの応力上昇比、せん断変形塑性率などを

検討した。鉄骨はりフランジの幅厚比 $b/t=15$ の条件のもとに、 $\alpha=0.3$ のパネル崩壊型純鉄骨骨組に合成ばりを取り付けた場合は、 $\alpha=0.7$ 程度のはり崩壊型純鉄骨骨組に合成ばりを取り付けた場合に比較して、骨組の荷重-変位履歴曲線は極めて安定しており、骨組の耐力上昇比 H_{max}/H_y の値は大きくかつ骨組の塑性率 δ_{max}/δ_y や最大累積変形 $(\Sigma\delta)_{max}/\delta_y$ の値いずれも極めて大きくなった。また $\alpha=0.5$ のパネルはり同時崩壊型の試験体においては、予想どおりほぼ中間的な結果を示した。これらのことは、合成ばり付き H 形鋼骨組においてもパネルの塑性エネルギー吸収能力を積極的に活用する終局耐震設計は充分可能であることを示唆している。

本研究を行うに際し、国立都城工業高等専門学校助教授、河野昭雄先生に貴重なご指導ご助言を賜りました。ここに記して深く感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 仲威雄, 他: 複合構造柱はり接合部に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 1982.10.
- 2) 中尾雅躬, 小佐野宏: 鋼構造柱はり接合部と与える鉄筋コンクリートスラブの影響に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 1987.10.
- 3) 立山英二, 井上一郎, 辻岡静雄, 新井努: 鉄骨柱に接合される合成梁の耐力と変形性能に関する実験的研究, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 1989.
- 4) 河野昭雄, 牧野稔: 中低層鋼骨組の耐震性に与える柱-はり接合部のせん断補強の効果について, その1. 崩壊荷重係数と等価吸収エネルギー, 日本建築学会論文報告集, 第319号, 1982.9.
- 5) 河野昭雄: 接合部パネルの力学的構成が鋼骨組の耐震性能に与える影響について-パネル崩壊型H形鋼ラーメン骨組の耐力・変形状に関する実験的研究-, 日本建築学会構造系論文報告集, 第435号, 1992.5.5.