

弱パネルを有する合成ばり付きH形鋼骨組の耐力・変形性状 Strength-deformation Behavior of Wide Flange Steel Frame Including Weak Joint Panel with Composite Beam.

長谷部 廣行*
Hiroyuki Hasebe

要 約

本報告は、柱はり接合部（以下パネルと称す）がいわゆる弱パネルの合成ばり付きH形鋼骨組の繰り返し載荷実験を行い、骨組の荷重変形性状を検討したものである。本実験は合計4体のト字型骨組試験体で行ったが、実験変数はパネル部材降伏比 α の値（=0.5, 0.8）と合成ばり、純鉄骨はり試験体としたものである。 $\alpha=0.8$ では合成ばり、純鉄骨はり試験体とも最大耐力は計算値より大きく、 $\alpha=0.5$ では逆に小さかった。しかし、変形能力は $\alpha=0.5$ の方が0.8に比べてきわめて大きかった。純鉄骨はり、合成ばり試験体いずれの場合も骨組は概ね $\alpha \leq 0.42$ のときパネル崩壊、 $0.42 < \alpha < 0.6$ のときパネル・部材同時崩壊、 $0.6 \leq \alpha$ のとき部材崩壊となることを示した。合成ばりの曲げ耐力を期待するには α の値をおよそ0.8以上にする必要があるが、 α の値が小さいほどエネルギー吸収能力は大きいのでいずれの α の値を設定しても崩壊モードを明確にした耐震的な骨組構成は可能であろう。

目 次

- § 1. はじめに
- § 2. 実験変数と試験体
- § 3. 実験装置と加力方法
- § 4. 荷重-変位関係
- § 5. 無次元荷重-無次元累積変位
- § 6. パネルの復元力特性
- § 7. パネルの塑性率と α
- § 8. パネルの応力上昇比と α
- § 9. 骨組の無次元エネルギー吸収量
- § 10. まとめ

§ 1. はじめに

柱はり接合部パネルが塑性変形する骨組の耐力・変形

性状は、パネルのせん断強度とパネル周辺の柱、はり部材の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、パネルのせん断復元力特性が骨組の復元力特性に顕著に現れる^{1), 2)}。

パネルを含めた部分骨組の耐力は、パネルの復元力特性、パネルの応力上昇比や塑性変形能力、およびエネルギー吸収能力等によるところが多いが、一方小さいひずみ限界と劣化特性のあるコンクリートスラブを有した合成ばり骨組の耐力・変形性状については、現状では必ずしもまだ明らかではない。そこで、柱・はり部材の強度に対してパネルのせん断耐力が低い場合、いわゆる弱パネルの場合の、合成ばりを有するト字型H形鋼部分骨組（十字型骨組については既報告^{3), 4)}）の繰り返し載荷実験を行い、耐力・変形性状について実験的に検討したので以下にその詳細を報告する。

*技術研究所構造研究課

§ 2. 実験変数と試験体

試験体は外柱部を想定したビルドアップH形鋼によるト字型骨組である。部材長さおよびはりフランジの幅厚比(=15)は、全試験体とも統一してあり、柱、はり、直交ばりはいずれも溶接接合で、柱貫通形式のパネルとなっている。試験体は合計4体で、そのうちの2体(合成ばり試験体1体、純鉄骨はり試験体1体)はパネル部材降伏比 $\alpha^{1)}$ が0.5でほかの2体(合成ばり試験体1体、純鉄骨はり試験体1体)は同じく0.8である。

※ α ; パネル部材降伏比

$$\alpha = \rho M_p / \Sigma M_p$$

ここに、

ΣM_p ; はりの全塑性モーメントと柱の全塑性モーメント和のいずれか小さい方

$$(\text{=min } \{b M_p^L + b M_p^R, c M_p^L + c M_p^R\})$$

ρM_p ; 降伏パネルモーメント ($= t \cdot D_b \cdot D_c \cdot \tau_y$)

t ; パネル板厚

D_b ; はりせい

D_c ; 柱せい

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

σ_y ; パネル素材の降伏応力度

図-1に試験体と実験変数との関係を示す。 $\alpha=0.5$ 、0.8ともにはり崩壊型となるように設計した。ただしいずれの試験体も柱、はりよりもまずパネルが降伏する骨組構成である。図中には試験体名称を示しているが、以下、 $\alpha=0.5$ の試験体をB5シリーズ、 $\alpha=0.8$ の試験体をB8シリーズと呼ぶことにする。試験体の形状・寸法の概要を図-2に、合成ばりの詳細を図-3に示す。合成ばり試験体は完全合成ばりとなるよう設計した。表-1に試験体鉄骨断面の寸法を、表-2に使用した鋼材SS400とコンクリートの機械的性質を示す。また、柱・はり接合部の溶接詳細を図-4に示す。

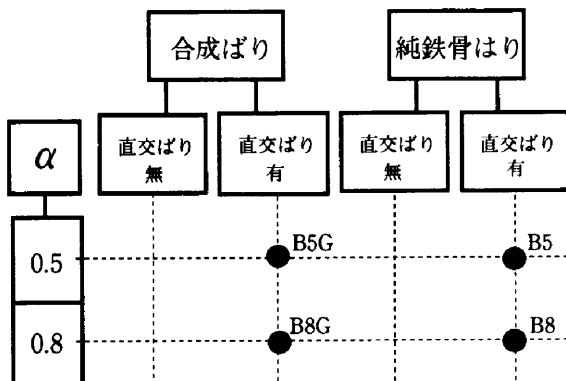


図-1 試験体と実験変数

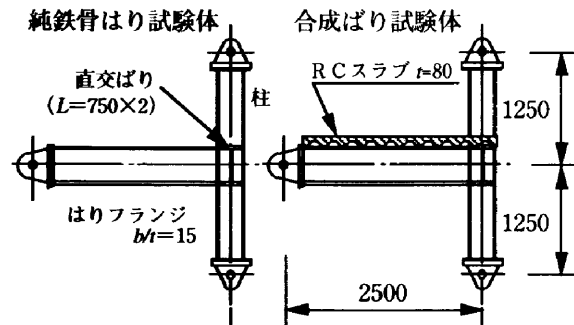


図-2 試験体形状寸法

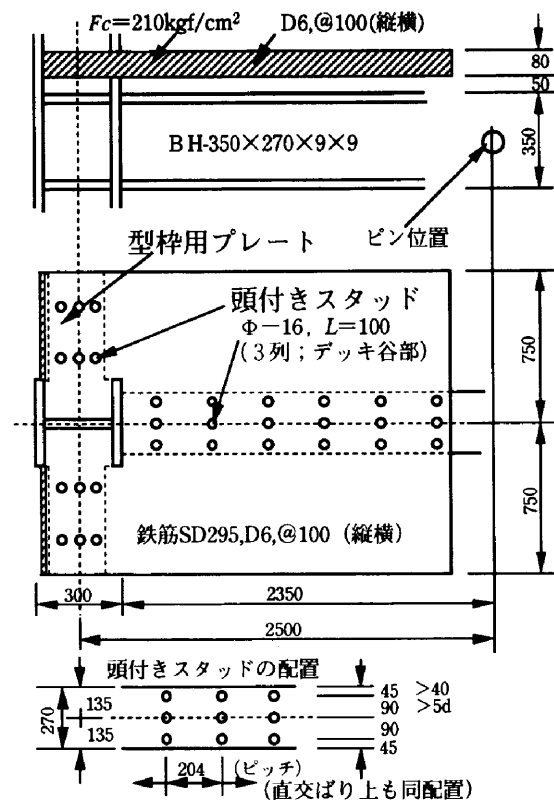


図-3 合成ばり詳細

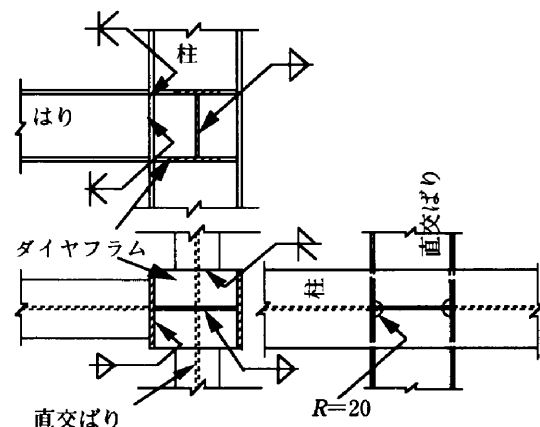


図-4 接合部溶接詳細

表-1 試験体鉄骨断面寸法

試験体名称	柱	はり	直交ばり
B 5 G	BH-300×300×9×16	BH-350×270×9×9	BH-350×270×9×9
B 5	〃	〃	〃
B 8 G	BH-300×300×16×16	〃	〃
B 8	〃	〃	〃

表-2 素材の機械的性質

板 (部)	降伏応力度 σ_y (tf/cm ²)	ヤング係数 E (tf/cm ²)	引張強度 σ_b (tf/cm ²)	伸び率 %	降伏比 σ_y/σ_b
PL-16	2.869	2318	4.604	41.9	0.623
PL-9	2.894	2293	4.553	37.5	0.636

コンクリート強度	ヤング係数
208 (kgf/cm ²)	190 (tf/cm ²)

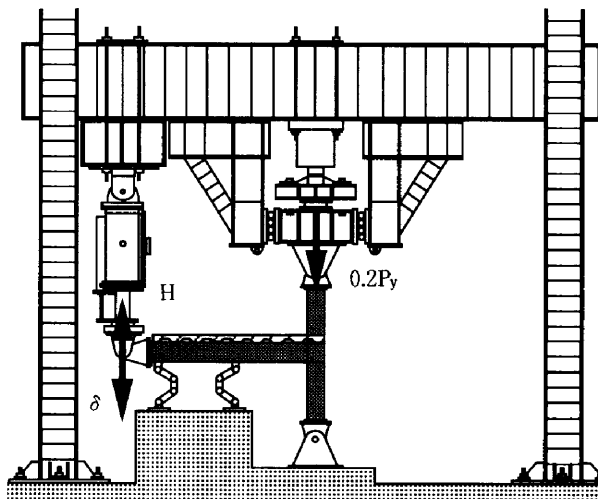


図-5 加力装置概要

§ 3. 実験装置と加力方法

本実験に使用した実験装置の概要を図-5に示す。試験体への加力手順は、まず柱にその断面性能から計算された降伏軸力の20%の圧縮力を作用し（ $\alpha=0.5$ では66tf、0.8では76tfの軸力である）、これを一定に保持した状態で、はり端に変位制御による定変位2回漸増繰り返し荷重を加えた。このとき合成ばり付き試験体では、最初の加力方向が正曲げ（合成スラブが圧縮側）となるようにした。試験体やパネルの変形等は柱両端のピン位置に取り付けたゲージホルダーに変位計をセットして計測している。

§ 4. 荷重—変位関係

図-6にはり端荷重Hとはり端変位 δ との関係を示す。図中の、 $\blacktriangledown$ (F)、 $\blacktriangledown$ (W) はそれぞれはりのフランジ、ウェブに局部座屈が発生した荷重点を、 $\blacktriangledown H_{max}$ は最大荷重を記録した点を表す。またこれら図の中には各耐力の計算値を示したが、 ${}_{pp}H_y$ は柱軸力の影響を考慮したときのパネル降伏時はり端荷重を、 ${}_bH_p$ は、はり端が全塑性モーメントに達したときのはり端荷重を表している。 ${}_bH_p^+$ はコンクリートスラブの支圧・せん断耐力を考慮した、合成ばりが正曲げ耐力⁵⁾に達するときのはり端荷重を表している。

B 5シリーズ試験体では、合成ばり (B 5 G) と純鉄骨はり (B 5) の初期弾性剛性が各々約0.9と0.6 t/mmとなり若干の相異が認められた。最大耐力はB 5 GがB 5の1.14倍とわずかに上回っていた。B 5 G、B 5のいずれもフランジに局部座屈が発生した後耐力が低下している。パネルにはせん断座屈は発生しなかった。

B 8シリーズでも、B 8 GとB 8とで初期弾性剛性にB 5シリーズと同様の相異（約0.8と0.5 t/mm）が見られた。合成ばり試験体 (B 8 G) の最大耐力は純鉄骨はり試験体 (B 8) の耐力の1.56倍であった。このシリーズでもパネルにせん断座屈は発生せず、B 5シリーズと同様はりフランジ、ウェブに局部座屈が発生した。

表-3に各部材耐力時のはり端荷重計算値を示す。また表-4に実質の α の計算値と実験結果の一覧を示したが、B 5、B 8のいずれとも実験耐力は計算値を上回った。一方B 8 Gの実験耐力は合成ばりの正曲げ耐力を上回ったが、B 5 Gの実験耐力は計算値に達していない。これはB 5 Gの合成ばり耐力が発揮される以前にパネル変形が先行してしまうため耐力が上がらず、パネルにより骨組の耐力が決まったためと思われる。崩壊モードはB 5シリーズがパネルはり同時崩壊、B 8シリーズははり崩壊のようである。

§ 5. 無次元荷重—無次元累積変位

図-7に全試験体の無次元荷重 (H/H_y)—無次元累積変位 ($\sum \delta/\delta_y$) の関係を示す。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 H_y に対応する実験曲線上の変位である。これら H_y 、 δ_y の関係を図-8に示す。B 5シリーズ試験体では、B 8シリーズと比較して合成ばり、純鉄骨ばりいずれも H_y 以後の耐力上昇が大きく、最大耐力時の塑性率もB 5シリーズでは40以上となったが、B 8シリーズにあってはB 8 Gで

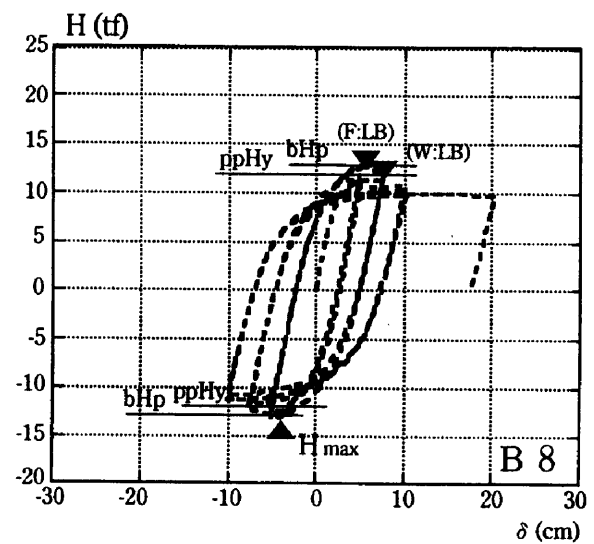
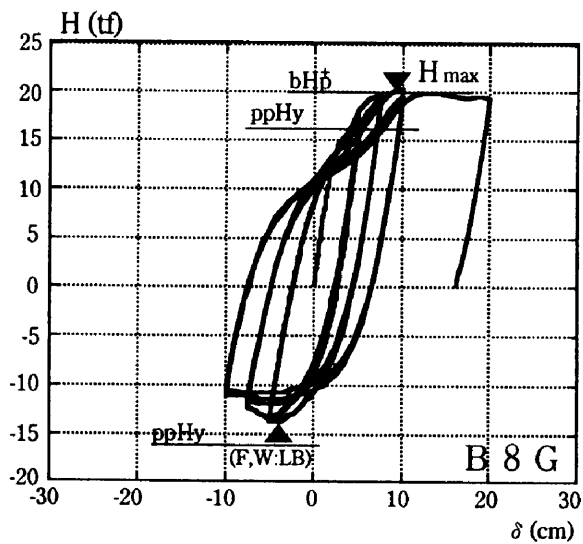
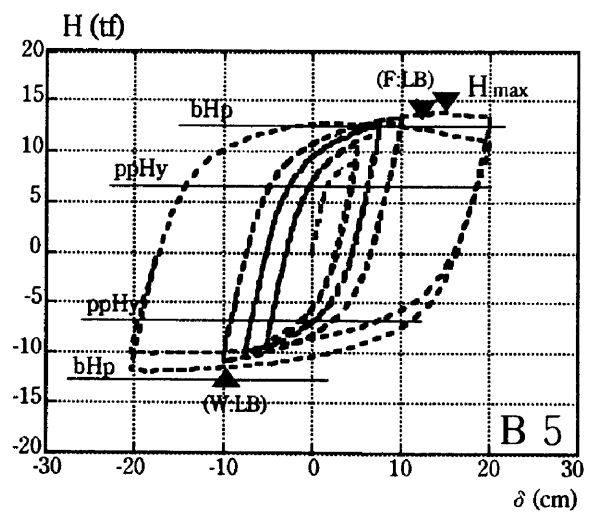
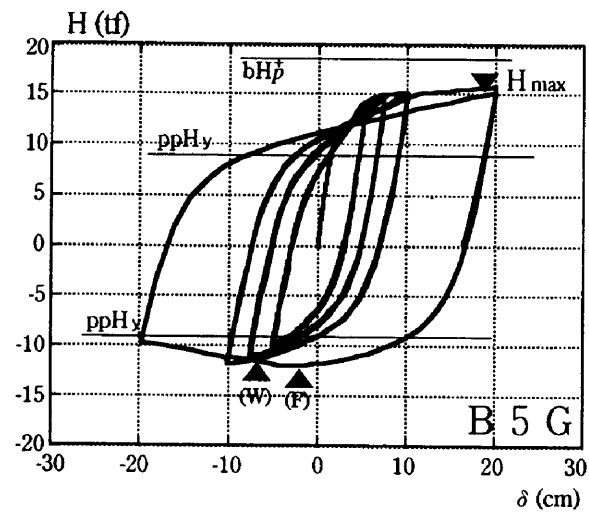


図-6 はり端荷重-はり端変位

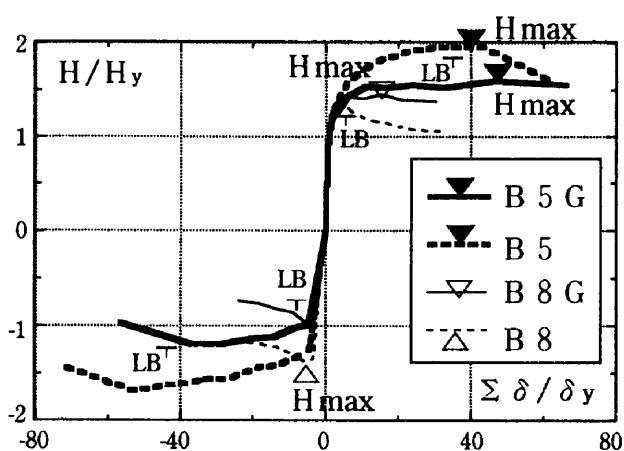
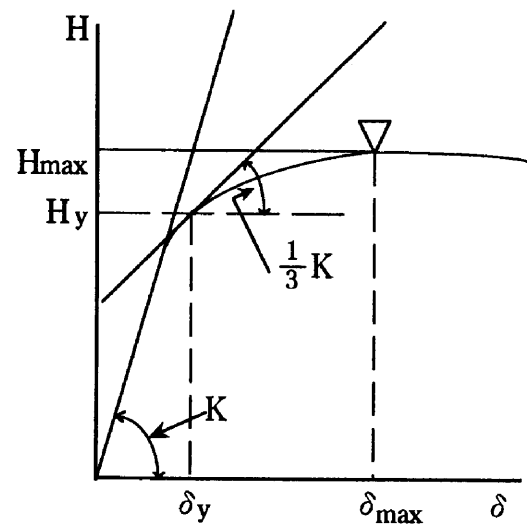


図-7 無次元荷重-無次元累積変位

図-8 H_y , δ_y の定義

15, B 8では5であった。これは、B 5シリーズではパネル降伏後のパネル枠組み効果などによるパネル余力が大きいこと、骨組変形へのパネル塑性変形成分の寄与が大きいためである。B 8シリーズでは相対的にパネルの降伏耐力が大きいので、パネル降伏後の塑性変形が小さい段階で鉄骨はりに局部座屈が発生し、最大耐力に達してしまうためである。

§ 6. パネルの復元力特性

パネルの無次元せん断応力-無次元せん断変形角関係を図-9に示す。 τ は慣用的に求められるパネルに作用した平均せん断応力度で、合成ばりの場合には正曲げモーメントをデッキプレート床スラブの中心線からはり鉄骨下フランジ中心線までのせいで除した、置換せん断力などを用いて評価した。 $p \tau_y$ は柱軸力を考慮したパネル板の降伏せん断応力度、 γ_y は降伏せん断変形角である。B 5シリーズのB 5 Gでは、繰り返し荷重に伴い変形が一方に若干シフトしているが、B 5も塑性率が30以上ありパネルの耐力に十分達しているものと思われる。B 8シリーズでは最終サイクルを除き塑性率10程度で、パネルの耐力は発揮されていない。全試験体とも鉄骨はりに局部座屈が生じたので、B 5シリーズ(実質の α 値=0.46, 0.47)はパネルはり同時崩壊、B 8シリーズ(同 α =0.83, 0.84)ははり崩壊と考えられる。図-10に骨

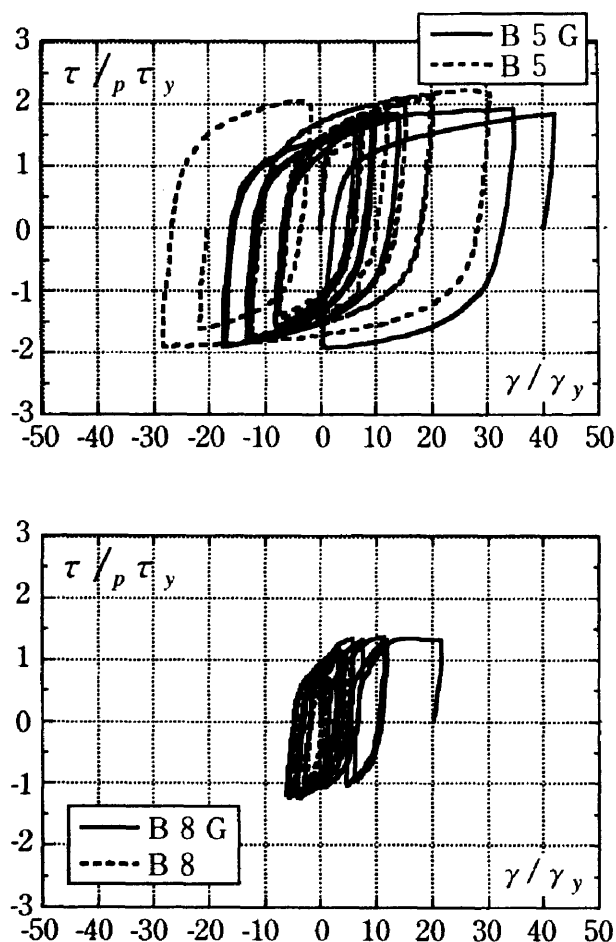


図-9 無次元せん断応力-無次元せん断変形角

表-3 部材耐力時のはり端荷重

試験体名称	設計 α	柱降伏 chly (tf)	柱塑性 chp (tf)	はり降伏 bhly (tf)	はり塑性 bhp (tf)	はり耐力 bhly* (tf) $\times 1$	はり降伏 pily (tf)	はり降伏 ppily (tf) $\times 2$	はり降伏比 Rpy
B 5 G	0.5	28.21	35.27	11.29	12.57	18.81	9.22	9.04	0.3 0.35
B 5	0.5	27.13	33.94	11.45	12.77	xxxx	8.97	8.83	0.3 0.34
B 8 G	0.8	29.73	38.18	11.22	12.50	20.12	16.54	16.21	0.6 0.63
B 8	0.8	28.48	36.55	11.35	12.63	xxxx	12.34	12.09	0.6 0.61

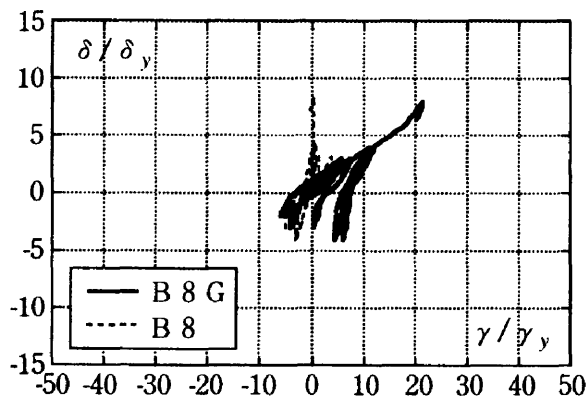
*1:大坂大、井上博士による支圧耐力を考慮した合成ばりの正曲げ耐力値による

*2:柱軸力を考慮したパネル降伏時のはり端荷重

表-4 実験結果

試験体名称	計算値 α	計算値 Rpy	初期弾性 K _o (tf/mm)	骨組 Hy (tf)	骨組 Hmax (tf)	骨組 δ_y (mm)	骨組 δ_{max} (mm)	骨組 ($\Sigma \delta$) _{max} (mm)	パネル γ_{max}	パネル τ_{max} (tf/cm ²)	累積1144'-E $\Sigma(H \cdot \delta)$ (tf-cm)	E/Hy $\cdot \delta_y$
B 5 G	0.47	0.35	0.910	9.846	15.636	17.246	199.80	806.474	0.0700	4.096	1445.090	85.103
B 5	0.46	0.34	0.559	8.934	13.920	18.088	138.90	724.822	0.0539	3.581	1222.430	97.470
B 8 G	0.84	0.63	0.758	14.048	20.453	24.900	99.80	384.107	0.0225	2.916	819.693	23.434
B 8	0.83	0.62	0.521	9.423	13.136	24.448	-51.20	125.174	0.0098	1.900	195.340	8.479

* $\Sigma(H \cdot \delta)$ はHmaxまでの累積値

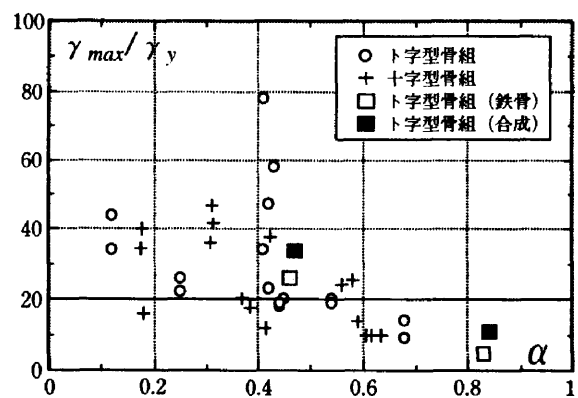


図一10 無次元骨組変位—無次元せん断変形角

組の無次元はり端変位とパネルの無次元せん断変形との関係を示す。B 5シリーズでは概ね骨組の変位量とパネルの変形量とが変位ゼロを中心にほぼ比例関係にあった。ただ骨組が大変形になると局部座屈に伴うはりへの変形集中のため、もとの比例関係からずれている。B 8シリーズでは、特にB 8 G試験体で骨組の繰り返し変形に伴いパネル変形が明瞭にシフトする結果となった。

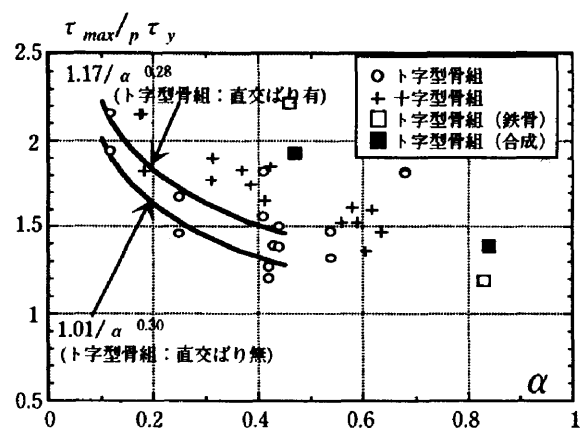
§ 7. パネルの塑性率と α

図一11は骨組の最大耐力時のパネル塑性率 γ_{max}/γ_y と α 値との関係である。図中には□■印で示した本実験結果のほかに筆者等による既往の実験結果を全て示した。図から明らかのように $\alpha > 0.6$ では塑性率が概ね20より小さく、 $\alpha \leq 0.6$ で20を越える場合が多い。解析や実験結果から $\alpha \leq 0.42$ でパネル崩壊となることがすでにわかっている^{6), 7)} ので、これらを総合すると α が0.42~0.60ではパネルはり同時崩壊となる可能性が高いと言える。

図一11 最大耐力時のパネル塑性率と α

§ 8. パネルの応力上昇比と α

図一12に骨組の最大耐力時のパネル無次元せん断応力と α 値との関係を示す。図中には前章と同様に既往の実験結果も併せて示す。また二つの実線は、すでに提示したパネル崩壊となるト字型骨組の耐力曲線（適用範囲 $\alpha \leq 0.45$ ）⁴⁾ である。本実験結果（□■印）はB 5シリーズで既往の結果より値が大きくなっているが、これはパネルのせん断変形に伴う直交ばりの材軸方向における協力長さが長くなったためと思われる。

図一12 最大耐力時のパネルせん断応力と α

§ 9. 骨組の無次元エネルギー吸収量

骨組の無次元エネルギー吸収量 ($E/H_y \cdot \delta_y$) を図一13に示す。Eは骨組が最大耐力に達するまでの累積エネルギー吸収量である。純鉄骨はり、合成ばりいずれの場合もB 5シリーズの試験体の方がB 8シリーズより値が大きい。

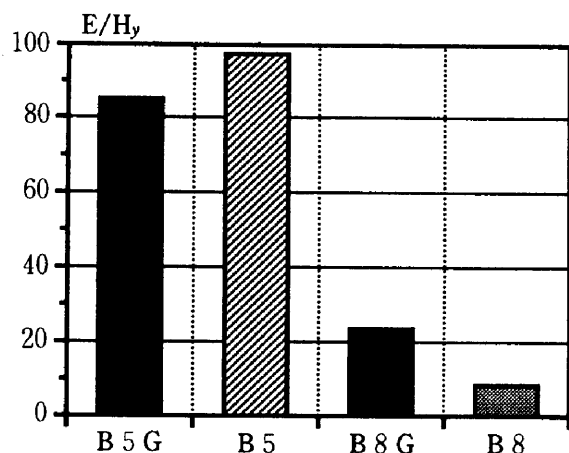


図-13 無次元エネルギー吸収量

§ 10. まとめ

本論で得られた結論をまとめると以下のようである。

- (1) 純鉄骨はり，合成ばりいずれの場合も骨組は概ね， $\alpha \leq 0.42$ のときパネル崩壊， $0.42 < \alpha < 0.6$ のときパネル部材同時崩壊， $\alpha \geq 0.6$ のとき部材崩壊の骨組となるようである。
- (2) 鉄骨はりとRCスラブとの協力効果を期待し，十分な曲げ耐力を発揮させる場合には， α をおよそ0.8より大きくする必要がある。一方， α の値が小さくなるほど骨組のエネルギー吸収能力は一般には大きくなってくる¹⁾
2)。

したがっていずれの α の値を設定した設計を行っても，崩壊モードに対応した骨組の最大耐力を評価すれば耐震的な骨組構成は可能であろうことが結論づけられる。

最後に本研究を行うに際しては，熊本工業大学工学部助教授，河野昭雄先生に貴重なご指導ご助言を賜りましたことを，ここに深く感謝致します。

参考文献

- 1) 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.
- 2) 河野昭雄，阿世賀宏，長谷部廣行：H形鋼立体骨組における弱パネルゾーンの弾塑性変形挙動，日本建築学会九州支部研究報告，第34号，1994.3.
- 3) 河野昭雄，阿世賀宏，長谷部廣行：合成ばりを有する弱パネルH形鋼骨組の耐力・変形状に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，1992.8.
- 4) 河野昭雄，阿世賀宏，長谷部廣行：異なる崩壊モードにおける合成ばり付き弱パネルH形鋼骨組の塑性変形能力に関する実験的研究，日本建築学会構造系論文報告集，第452号，1993.10.
- 5) 井上一朗，辻岡静雄，新居努：鉄骨柱・合成梁接合部におけるコンクリートスラブの支圧・せん断耐力に関する研究，日本建築学会構造系論文報告集，第411号，1990.5.
- 6) 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，日本建築学会構造系論文報告集，第319号，1982.9.
- 7) 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2 パネルゾーンせん断強度が異なる骨組の動的断塑性応答性状，日本建築学会構造系論文報告集，第334号，1983.12.