

等分布鉛直荷重を受ける大スパン合成梁を有する 鉄骨骨組の水平加力実験

LATERAL LOADING TEST ON STEEL FRAMES WITH LONG-SPANDED COMPOSITE BEAMS SUBJECTED TO VERTICAL LOADS

山野辺 宏治*, 矢部 喜堂**, 和田 章***

Koji YAMANOE, Yoshitaka YABE and Akira WADA

The structural behaviors of the long-spanned composite beams in steel frames are investigated. Three of 1/3-scale models of one-story and long-spanned steel frames with/without reinforced concrete slab were tested under lateral cyclic loading, while the composite beams were subjected to larger uniformly distributed vertical loads, up to 2.5 times the design loads. There was no significant influence of the vertical loads on the structural behavior of long-spanned structures. Such structures could not reach the failure mechanism even at a story drift angle of 1/50. The yield hinge theory for estimating the elasto-plastic behavior of the long-spanned composite beams, prior to the failure mechanism, underestimated the flexural stiffness in a positive region. This implies that the positive moment distribution must be taken into account for the total stiffness of the composite beams.

Keywords : composite beam, steel frame, headed studs, long span, uniformly distributed vertical load

合成梁, 鉄骨骨組, 頭付きスタッド, 大スパン, 等分布鉛直荷重

1. はじめに

鉄骨造高層建物において, 合成梁は建物の剛性および耐力に影響を及ぼす構造要素のひとつである。建物の特徴として, スパンが15 mを越えるような比較的大スパンの梁を配置した建物も多い。

大スパン梁の問題点として横座屈による耐力低下が挙げられるが, 合成梁の場合には, スラブが梁の横座屈拘束にかなり有効であることが指摘されている^{1)~3)}。また, 大スパンであるために水平荷重(主に風および地震荷重による)より鉛直荷重(固定および積載荷重による)による曲げモーメントが卓越し, 塑性ヒンジが必ずしも梁端部ではなく, 鉛直荷重の大きさによってはスパンの中間に発生することもある。とくに正曲げを受ける区間では, なだらかな曲げモーメント分布となるため, いわゆる”塑性ヒンジ”という概念が妥当かどうかは不明である。一般に, 合成梁は正曲げ区間の曲げ剛性および耐力が純鉄骨梁よりも上昇するので, 問題が複雑になるが, それ以上に剛性確保の意味で有利なことも多い。

大スパン合成梁に関する既往の研究では, 青柳ら⁴⁾, 李ら⁵⁾, 山田ら⁶⁾が鉛直荷重のみを受ける比較的大スパン(スパン長/鉄骨梁せい=8~28)である合成梁の研究を行なっている。とくに山田ら⁶⁾は, 弾性域および塑性域におけるコンクリートスラブの有効幅について, スパンが大きくなるにしたがってスラブ有効幅のスパンに

対する割合が小さくなることを指摘している。一方, 鉛直荷重および水平荷重を同時に受ける合成梁に関する研究としては, H形鋼3層実大フレームの弾塑性性状に関する研究⁷⁾が挙げられる。山田ら^{8), 9)}は, 梁スパン中央に鉛直荷重を受ける合成梁架構の繰り返し水平載荷実験を行ない, その崩壊性状に関する研究を行なっている。また, 五十嵐ら¹⁰⁾は, 塑性設計された純ラーメン架構の静的荷重変形関係の数値解析結果から, 鉛直荷重を考慮して合成効果に関する考察を行なっている。さらに解析に関する既往の研究では, N.M. Newmarkら¹¹⁾は, 不完全合成梁の弾性理論解を示すと同時に, 不完全合成梁が実用上完全合成梁となる指標(シアコネクタ, 鉄骨梁およびスラブの弾性剛性の関数)も示している。また, 平野・石川ら^{12)~14)}は, 有限要素法による二次元弾塑性解析法を提案しており, さまざま観点より梁の鉛直荷重状態やスタッドの配置が及ぼす影響について言及している。

大スパン合成梁を持つ構造物の応答性状を明確にするためには, 梁の鉛直荷重の影響について十分に検討を行なった上で, その履歴ループを得ることが必要となる。

2. 研究概要

本研究では, 等分布鉛直荷重を受ける大スパン合成梁の弾塑性性

本論文は, 文献15)を加筆してまとめたものである。

* 清水建設株式会社 工修

** 清水建設株式会社 工博

*** 東京工業大学工業材料研究所 教授・工博

Institute of Technology, Shimizu Corporation, M. Eng.

Institute of Technology, Shimizu Corporation, Dr. Eng.

Prof., Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Technology,

Dr. Eng.

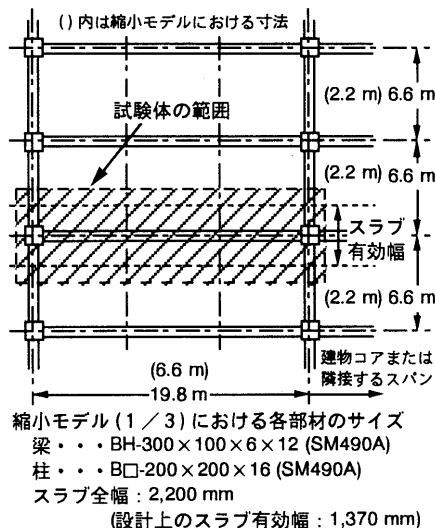


図1 想定建物の基準階平面図

状を調べるために、合成梁を有する鉄骨架構の縮小モデル試験体(1層1スパン)に対して静的繰り返し水平加力実験を行なった。さらに、大スパン合成梁の弾塑性性状に及ぼす鉛直荷重レベルの影響や、コンクリートスラブによる合成効果について考察を行なった。また、合成梁の履歴モデルの提案を行なうための基礎資料として、とくに正曲げにおける塑性域の広がりを調べた上で、塑性ヒンジの適応性について考察を行なった。

3. 実験方法

3.1 試験体

試験体は、中高層鉄骨造建物における基準階(図1)を想定し、1層1スパン架構をモデル化した1/3スケールの鉄骨骨組である(図2、表1)。試験体の梁のスパンは6600mm、柱の高さは想定建物の構造階高を考慮して1700mmとした。各試験体の鉄骨梁端部のウェブにはスカラップを設けていない。合成梁を有する試験体(合成梁架構: LCB1 および LCB2)においては、頭付きスタッド(1-φ9mm @ 50mm、高さ: 35mm)を用い、梁の鉛直荷重レベルをパラメータとした^{注1)}。なお、LCB2 では、梁の鉛直荷重が過荷重となるように LCB1 の鉛直荷重の 2.5 倍とした。

合成梁のスラブは、幅 2200mm、厚さ 50mm の等厚鉄筋コンクリート(RC)スラブとし、コンクリートは軽量2種コンクリートとした。また、スラブ筋としてワイヤメッシュ筋(φ3.2mm×50mm×50mm)をシングルに配筋した。試験体に使用した材料の力学的性質を表2に示す。なお、スラブ幅を決定するにあたり、「鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説」¹⁶⁾によるスラブの有効幅(1370mm)よりも大きく設定し、2200mmとした。

3.2 載荷方法

各柱の層間変形角を等しくするために、試験体の各柱の上下端部にピンを取付け、上柱のピンに加力梁を設置した(図2)。水平力の載荷方法として、加力梁を介して水平力を加え正負交番繰り返し載荷を行なった。なお、繰り返し載荷の制御は層間変形角(R)で行ない、R=1/400, 1/200, 1/100, 1/67, 1/50, 1/33 でそれぞれ1回もしくは2回ずつ載荷した後に、R=+1/20を最終層間変形角とした。

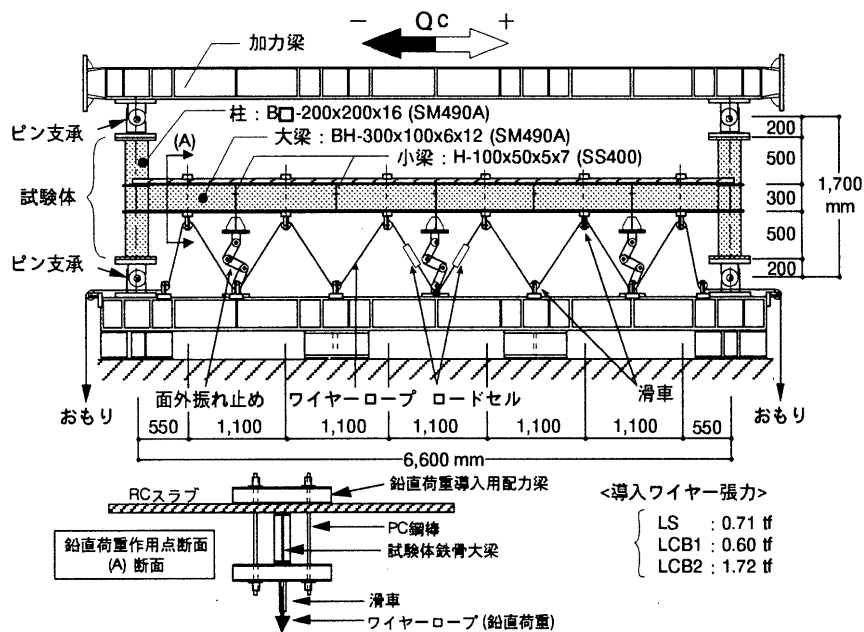


図2 試験体形状および載荷方法

表1 試験体概要

試験体名	架構形式	スラブ形式	鉛直荷重レベル
LS	純鉄骨架構	なし	*2 標準鉛直荷重
LCB1	*1 合成梁架構	RCスラブ スラブ筋: φ3.2×50×50mm ワイヤメッシュ筋 厚さ: 50mm (等厚) 全幅: 2,200mm スタッド: 1-φ9mm @50mm (n=35mm)	標準鉛直荷重の 2.5倍
LCB2			

*1 合成梁架構設計指針による必要スタッド本数(n_r)は、公称強度および実測値による場合のいずれもn_r=72本(試験体: 128本)となる。
*2 標準鉛直荷重は、固定荷重を含めた設計荷重 535 kgf/m²とする。
なお、単位長さあたりの荷重に換算すると1.177 tf/mに相当する。

表2 使用材料の力学的性質

(a) 鋼材						
呼び名	使用箇所	降伏応力度 s _{0y} (kgf/cm ²)	ヤング係数 Es (10 ⁶ kgf/cm ²)	ポアソン比 ν	引張強度 s _{0U} (kgf/cm ²)	伸び率 (%)
スタッド φ9mm *1	梁	4150	2.12	-	4682	12.8
メッシュ筋 φ3.2mm *2	スラブ	7277	2.14	-	7439	-
PL-6mm *3	梁ウェブ	4135	2.08	0.27	5451	21.6
PL-12mm *3	梁フランジ	4026	2.01	0.29	5328	26.9
PL-16mm *3	ダイアフラム	3497	2.22	0.28	5410	24.6
PL-16mm *3	柱	3364	1.92	0.28	5245	26.0

*1 JIS B 1198 相当品 (s_{0y}=2400kgf/cm²以上)。降伏応力度は0.2%耐力とする。
*2 JIS G 3551。降伏応力度は0.2%耐力とする。
*3 SM490A。

(b) スラブ・コンクリート (軽量2種)						
材令 (日)	圧縮強度 c _{0B} (kgf/cm ²)	ヤング係数 Ec (10 ⁵ kgf/cm ²)	最大強度時 ひずみ c _{0B} (10 ⁻⁶)	割裂強度 c _{0t} (kgf/cm ²)	ポアソン比 ν	比重
48	227	1.47	2200	23.9	0.165	1.78

ただし、設計基準強度 F_c=240 kgf/cm²、単位容積重量 γ (指定値)=1.7 t/m³

試験体の面外変形(横座屈)を拘束するために、加力梁上面および試験体の梁下(3箇所)に面外振れ止め(平行クランク機構)を設置した。なお、柱に軸力は導入していない。

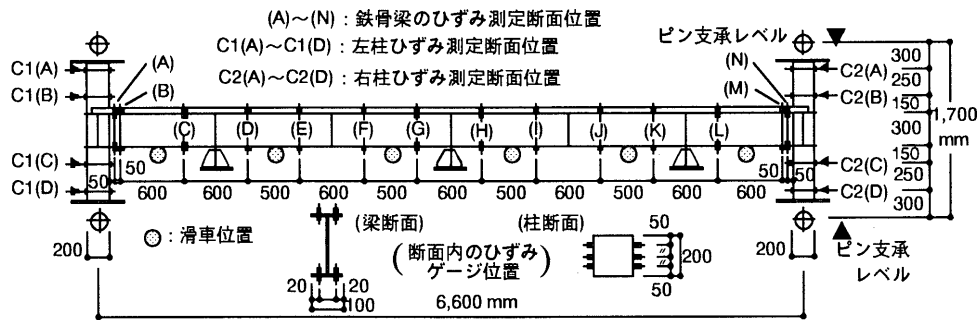


図3 柱および梁鉄骨のひずみ測定断面位置

梁の鉛直荷重に関しては、等分布荷重に近い荷重状態となるように6点に分散して載荷した。所定の鉛直荷重が各載荷点に作用するように、滑車およびワイヤーロープを用いた。ワイヤーロープの張力はおもりにより導入するが、滑車の回転摩擦等による張力の損失や、載荷点の水平および鉛直変位による作用荷重の変化を考慮して、載荷点における鉛直荷重を計算した。単位長さあたりの鉛直荷重は、LS および LCB1 では 1.18 tf/m、LCB2 では 2.94 tf/m であるが、実際に導入したワイヤーロープの張力は、LS で 0.71 tf、LCB1 で 0.60 tf、LCB2 で 1.72 tf となる。

3.3 計測方法

梁、柱および接合部の各部位の変形は、各柱直下に設置した最外端のピンを結ぶ線上から測定される各点の変位より各々算出した。

各柱に作用するせん断力は、柱がたねに弾性範囲であることをひずみ測定により確認したうえで、各断面のひずみ測定により曲げモーメントを計算し、柱のせん断力を求めた。また、合成梁において鉄骨梁が負担する曲げモーメント分布を調べ^{注2)}、合成効果について検討を行なうために、鉄骨梁の各断面におけるひずみ測定も行なった。図3にひずみ測定を行なった断面位置を示す。

4. 実験結果および考察

4.1 架構の層せん断力と層間変形角の関係

図4に各試験体の層せん断力(Qc)と層間変形角(R)の関係を示す。図中における計算値は、鉛直荷重を考慮して、崩壊メカニズムが形成されるまで計算を行なったものである。なお、塑性ヒンジ(全塑性曲げモーメントMpに達するとき)が発生するまでは弾性挙動を示すものとする。材料試験結果に基づいて各梁の曲げ耐力を計算すると、純鉄骨梁では 18.6 tf・m、合成梁の正曲げ耐力については、ス

ラブ有効幅を 1370 mm とすると 27.3 tf・m となる¹⁷⁾。合成梁の負曲げ耐力については、スラブ筋等を考慮すると純鉄骨の曲げ耐力に対して約 5% ほど大きくなるが、ここでは無視する。また、初期剛性については、合成梁は材軸方向に一樣な曲げ剛性を持つものとして、表3で示す方法によって評価する。

いずれの試験体でも R=1/100 の繰り返し載荷においては、ほぼ弾性的挙動を示しており、とくに LS では、R=1/67 の繰り返しにおいてもほぼ弾性的な挙動を示していた。その後、R=1/80 付近で下フランジが圧縮降伏し始め、R=1/33 の繰り返しサイクルあたりから梁が横座屈し始めた。R=1/20 (最終層間変形角)において最大荷重(Qc=24.3 tf)に達した。

LCB1 (標準鉛直荷重) では、R=1/400 までに負曲げ側の RC スラブに曲げひびわれが発生し、R=1/120 あたりで鉄骨梁下フランジが圧縮降伏した。R=1/33 において負曲げ側の梁鉄骨端部のウェブにせん断力によるリュウダース線が発生し始め、下端フランジの局部座屈により最大荷重(Qc=29.2 tf)に達した。

LCB2 (2.5×標準鉛直荷重) では、所定の鉛直荷重を梁に導入した時点で両端部の RC スラブに曲げひびわれが発生し、R=1/200 あたりで負曲げ側の鉄骨梁下フランジが圧縮降伏した。LCB1 と同様に R=1/33 において最大荷重(Qc=28.1 tf)に達した。LCB1 と比べて鉛直荷重レベルが大きいかかわらず、架構の履歴性状に顕著な差はみられなかった。早期(R=1/200 あたり)に負曲げ側の鉄骨梁が降伏し始めたものの、LCB1 と同様に層せん断力の上昇がみられた。しかし、計算値との比較では、R=1/100~1/25 の層せん断力に顕著な差が見られた。この原因として、負曲げ側の梁端部に塑性ヒンジが発生した後、正曲げ区間において、曲げモーメント勾配が緩やかになる区間が存在するために梁の曲げ剛性が想定以上に大きくなって

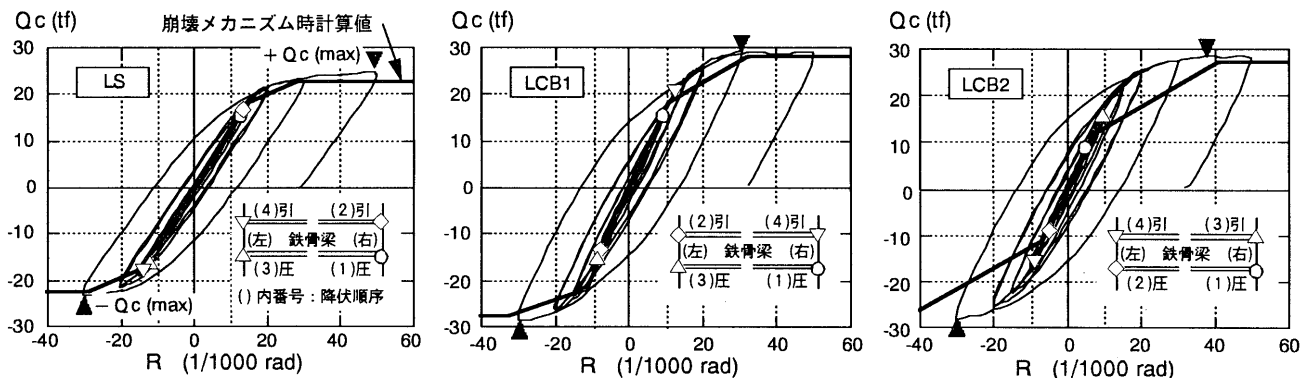


図4 各試験体の Qc-R 関係

いることが考えられる。

4.2 梁の曲げモーメント分布

鉛直荷重導入直後 ($R=0$)、および $R=1/400$ 、 $1/50$ の各層間変形角における合成梁の曲げモーメント分布を図5に示す。なお、実線は外力による曲げモーメント分布を、破線は鉄骨梁が負担している曲げモーメント分布を各々示している^{注2)}。鉛直荷重レベルが大きいLCB2では、 $R=1/50$ 以降において、合成梁に作用する曲げモーメントの反曲点位置と鉄骨梁の反曲点位置がずれている。これは、鉛直荷重レベルが大きい場合、正曲げ区間によるRCスラブの圧縮力が負曲げ区間にも及ぶことがあることを示している。各試験体とも、負曲げ側の端部では、 $R=1/50$ でほぼ曲げ耐力計算値に達しているものの、正曲げ側の端部ではまだ曲げ耐力に達していない。さらに、LCB2では鉛直荷重が大きいので、 $R=1/50$ においても梁端からスパン中央に寄った位置で正曲げモーメントが最大となるが、まだ耐力に達していない。

4.3 梁の材端回転剛性

図6は各試験体の梁の材端におけるフェースモーメント (M_B) と、図7で定義される材端回転角 (θ_B) の関係を示している。また、材端回転剛性の実験値と計算値を表3に示す。実験値は $M_B - \theta_B$ 関係の初期ループ ($R=1/400$) より判断した。計算値は、梁が材軸方向に一樣な曲げ剛性を持つものと仮定し、鉛直荷重導入直後の曲げモーメント分布より、各曲げ区間の曲げ剛性およびスパン長を考慮して評価した (表3)。

実験では、合成梁の材端回転剛性は純鉄骨梁のほぼ1.4倍であったのに対し、計算では約1.7倍であった。これは、合成梁の等価断面2次モーメントを評価する際に、正曲げ区間のスラブ有効幅が過大であったためと考えられる。ちなみに、合成梁の材端回転剛性の増大率が1.4倍となるようなスラブ有効幅を逆算すると550mm (柱幅の2.75倍) となる。

4.4 合成梁の曲げ耐力

各試験体の梁端フェースにおける曲げ耐力 (最大または最終曲げモーメント) を表4に示す。各曲げ耐力は、ほぼ計算値に近い値を示しているが、図6によると、LS (純鉄骨梁) では $R=1/30$ 以降で曲げ耐力 (最終荷重) となっている。また、合成梁においては正曲げに達するときの層間変形角は、LCB1では $R=1/33$ 、LCB2では $R=1/33$ または $1/20$ であり、負曲げ耐力については、LCB1では $R=1/50$ または $1/33$ 、LCB2では $R=1/33$ である。これらの結果は、 $R=1/50$ を越えないと、想定している建物の保有水平耐力が発揮されないことを示唆している。これは、図4の $Qc-R$ 関係における実験値および崩壊メカニズム時の計算値からも判断できる。負曲げを受ける合成梁の端部では、最大曲げモーメント以降の耐力低下がわずかながらみられる。これは、鉛直荷重が大きいほど下フランジの圧縮降伏が先行し、局部座屈も生じやすくなるために起きる耐力低下であると考えられる。

4.5 梁鉄骨下フランジのひずみ分布

鉄骨梁の下フランジにおける材軸方向のひずみ分布を図8に示す。ほぼ正曲げ耐力に達しているものと思われる層間変形角 ($R=1/33$) において、正曲げ側では、鉛直荷重レベルが大きいLCB2の下フランジで塑性域が増大していることがわかる。一方、負曲げ側の塑性域の広がりについては顕著な差は認められない。梁端の下フラン

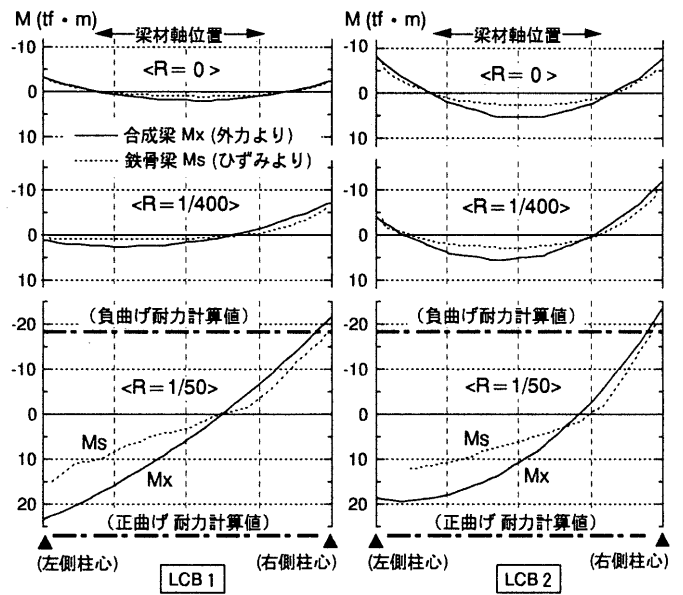


図5 合成梁における曲げモーメント分布

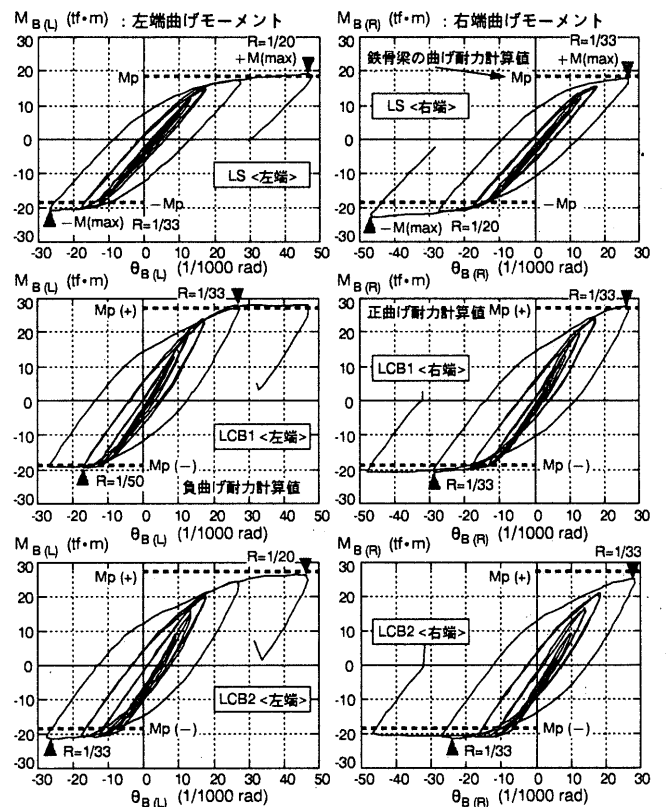


図6 各梁端における曲げモーメントと回転角の関係

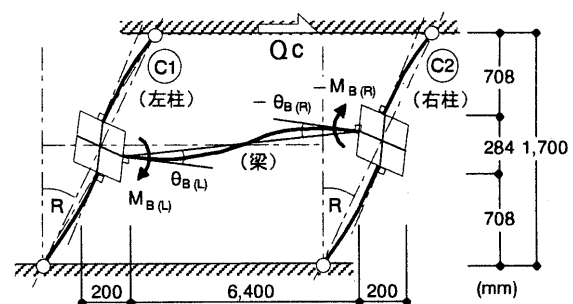


図7 梁の材端回転角 (θ_B) の定義

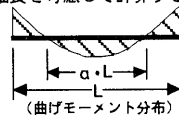
表3 梁の材端回転剛性の実験値と計算値の比較

試験体	実験値 ($\times 10^3 \text{ tf}\cdot\text{m}/\text{rad}$)	計算値 ^{*2} ($\times 10^3 \text{ tf}\cdot\text{m}/\text{rad}$)	実験値 計算値
LS (左端) (右端)	1.26	1.19	1.06
	1.28		1.07
LCB1 (左端) (右端)	1.76 (1.39) ^{*1}	2.00 (1.69) ^{*1}	0.88
	1.83 (1.49)		0.92
LCB2 (左端) (右端)	1.73 (1.37)	(1.69) ^{*1}	0.86
	1.78 (1.40)		0.89

*1 ()内の値はLS(純鉄骨梁架構)に対する比率

*2 計算方法は以下による。

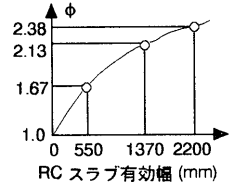
- ・材端回転剛性は、材軸に一樣な曲げ剛性(EI_e)を持つ部材として、両端部とも $6EI_e/L$ で評価する。ただし、 E :鉄骨のヤング係数、 I_e :等価断面2次モーメント、 L :梁の内法スパン。
- ・ I_e を計算する際に、鉛直荷重導入直後の曲げモーメント分布より、正曲げおよび負曲げ各区間の曲げ剛性を EI_p 、 EI_n とし、各区間の材軸長を考慮して計算する。



$$EI_e = a \cdot EI_p + (1 - a) \cdot EI_n$$

ただし、 $EI_n = EI_s$ (鉄骨のみ考慮)
 $a = 0.6$ (正曲げ区間比)
 $I_s = 6031 \text{ cm}^4$

- ・合成梁の I_e は、純鉄骨梁に対する断面2次モーメント増大率(ϕ)より求める。



スラブ有効幅=1370 mmの場合:
 $EI_e = (0.6 \times 2.13 + 0.4 \times 1.0) \cdot EI_s$
 $= 1.69 \cdot EI_s$

スラブ有効幅=550 mmの場合:
 $EI_e = (0.6 \times 1.67 + 0.4 \times 1.0) \cdot EI_s$
 $= 1.40 \cdot EI_s$

ジでは、鉛直荷重による負曲げから、水平荷重による正負繰り返しの曲げモーメントを受けることになるので、圧縮降伏が先行しやすい。そのため、塑性後のひずみは、圧縮ひずみ側にシフトした状態で振幅することになる。ちなみに $R=1/33$ の正方向から負方向荷重による下フランジのひずみ履歴振幅は、負符号を圧縮ひずみとすると、LSでは $0.3 \sim -1.5\%$ 、LCB1では $0.7 \sim -2.7\%$ 、LCB2では $-0.4 \sim -3.4\%$ であった。これより、大スパン合成梁の端部では、鉛直荷重が大きくなるほど圧縮ひずみが卓越し、圧縮降伏が先行することが確認できる。梁端以外の正曲げ区間における塑性域の広がりにもかかわらず、合成梁架構の弾塑性性状にあまり影響を及ぼさないことは図4より確認されている。逆に、正曲げ区間の塑性域が広がることによって、鉛直荷重が過大であっても弾塑性性状に影響をあまり与えないとも言える。

5. スラブ有効幅に関する考察

5.1 弾性時有効幅の評価方法

合成梁において任意の材軸位置でスラブ有効幅が変化するものとし、スラブ有効幅の評価方法の一例を以下に示す。なお、ここでは完全合成梁を対象にする。

合成梁の各構成要素(RCスラブおよび鉄骨)を弾性部材(線材)とみなし、RCスラブは軸力のみ負担する要素とする(図9)。なお、完全合成梁の条件として、スタッド位置でのみ平面が保持されるものとする。隣り合うスタッド間(スタッド区間: $x_0 \sim x_0 + \Delta x$)の任意の断面に作用する力の釣り合いより、

表4 梁材端における曲げ耐力(最大または最終曲げモーメント)

試験体	正曲げ耐力($\text{tf}\cdot\text{m}$)	負曲げ耐力($\text{tf}\cdot\text{m}$)
LS (左端) (右端)	19.1 (1.02)	20.7 (1.11)
	18.0 (0.97)	22.7 (1.22)
LCB1 (左端) (右端)	28.2 (1.03)	19.5 (1.04)
	27.8 (1.02)	20.8 (1.11)
LCB2 (左端) (右端)	26.7 (0.98)	21.3 (1.14)
	25.3 (0.93)	21.2 (1.14)

- ・()内の値は、実験値を曲げ耐力計算値で除した値を示す。
- ・曲げ耐力計算値 M_p は、純鉄骨梁(LS)および負曲げを受ける合成梁(LCB1, LCB2)では $M_p=18.6 \text{ tf}\cdot\text{m}$ とし、合成梁の正曲げ耐力計算値は $M_p=27.3 \text{ tf}\cdot\text{m}$ とする。ただし、RCスラブの有効幅を $1,370 \text{ mm}$ とし、合成ばり構造設計指針(17)によって計算する。
- ・曲げ耐力時の材端回転角については図6を参照。

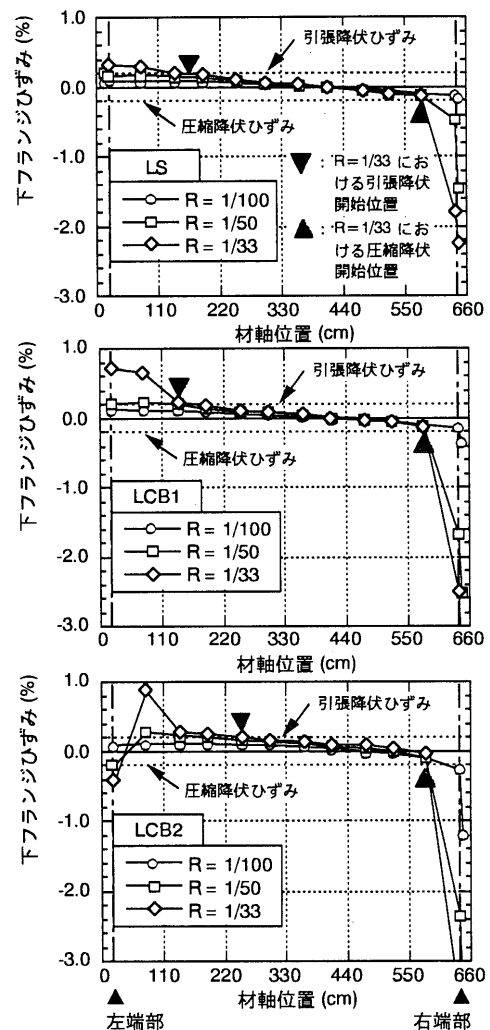


図8 梁鉄骨下フランジのひずみ分布

$$N_s = N_c \dots\dots\dots (1)$$

$$M_x = M_s + h_G \cdot N_c = M_s + h_G \cdot N_s \dots\dots\dots (2)$$

が成り立つ。ただし、 N_c : RCスラブ要素の圧縮軸力; N_s , M_s :

鉄骨要素の引張軸力および曲げモーメント； h_G ：RCスラブ要素と鉄骨要素の図心間距離； M_x ：合成梁に作用する曲げモーメントとする。また、変位の適合条件より次式の関係が成り立つ。

$$\Delta\delta_c + \Delta\delta_s = h_G \cdot \Delta\theta_s \dots\dots\dots (3)$$

ただし、 $\Delta\delta_c$ 、 $\Delta\delta_s$ 、 $\Delta\theta_s$ ：スタッド区間におけるRCスラブ要素の軸圧縮変位増分、鉄骨要素の軸引張変位増分および回転角増分とする。スタッド区間では、 N_c および N_s が一定であることから各変形増分と各要素に作用する力との関係は、

$$\Delta\delta_c = \frac{N_c \cdot \Delta x}{E_C A_C} \dots\dots\dots (4)$$

$$\Delta\delta_s = \frac{N_s \cdot \Delta x}{E_S A_S} \dots\dots\dots (5)$$

$$\Delta\theta_s = \int_{x_0}^{x_1} \phi_s dx = \int_{x_0}^{x_1} \left(\frac{M_s}{E_S I_S} \right) dx \dots\dots\dots (6)$$

となる。ただし、 E_C 、 A_C ：RCスラブ要素のヤング係数および有効断面積； ϕ_s 、 E_S 、 A_S 、 I_S ：鉄骨要素の曲率、ヤング係数、軸断面積および断面2次モーメントとする。さらに(6)式は次式のように変形できる（∵(2)式）。

$$\Delta\theta_s = \int_{x_0}^{x_1} \frac{M_x - h_G N_s}{E_S I_S} dx = \frac{\{M_{x_0 + \xi \Delta x} - h_G N_s\} \cdot \Delta x}{E_S I_S} \dots\dots (7)$$

(7)式における M_x の定積分値は、中間値の定理より $M_{x_0 + \xi \Delta x} \cdot \Delta x$ となる ξ ($0 < \xi < 1$)が少なくとも1つは存在する。通常は、スタッドピッチ(Δx)がスパン長に比べてかなり小さいので、 $M_{x_0 + \xi \Delta x}$ は M_x とみなすことができる。したがって、(4)、(5)、(7)式のそれぞれを(3)式に代入して N_s について整理すると、

$$N_s = \frac{\frac{h_G^2 \cdot A_S}{I_S}}{1 + \frac{n \cdot A_S}{A_C} + \frac{h_G^2 \cdot A_S}{I_S}} \cdot \frac{M_x}{h_G} \dots\dots\dots (8)$$

となる。ただし、 n はヤング係数比(E_S/E_C)とする。さらに、(8)式および(2)式より、鉄骨が負担する曲げモーメント(M_s)は(9)式で与えられる。

$$M_s = \frac{1 + \frac{n \cdot A_S}{A_C}}{1 + \frac{n \cdot A_S}{A_C} + \frac{h_G^2 \cdot A_S}{I_S}} \cdot M_x \dots\dots\dots (9)$$

合成梁に作用する曲げモーメント分布に対する鉄骨が負担する曲げモーメント分布の比率(M_s/M_x)が与えられる場合には、(9)式より、RCスラブの有効幅比(全幅に対する比)は次式で与えられる。

$$\frac{B_e}{B} = \frac{A_C}{A_0} = \frac{1 - \frac{M_s}{M_x}}{\left(1 + \frac{h_G^2 \cdot A_S}{I_S}\right) \cdot \frac{M_s}{M_x} - 1} \cdot \frac{n \cdot A_S}{A_0} \dots\dots (10)$$

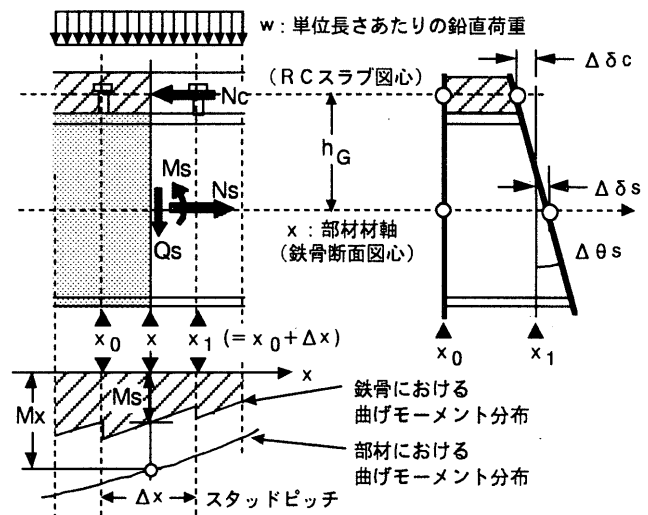


図9 合成梁の断面に作用する軸力および曲げモーメント

ただし、 B_e ：RCスラブ有効幅、 B ：RCスラブ全幅、 A_0 ：RCスラブの標準断面積(全断面積)とする。

5.2 試験体におけるスラブ有効幅

図10は、鉛直荷重を導入した直後($R=0$)と $R=1/400$ のレベルにおいて、(10)式より求めたRCスラブの有効幅比を示している。 $R=0$ における有効幅比は、鉛直荷重レベルによらずにほぼ同様な分布を示しているが、設計上仮定した有効幅よりも小さい。また、 $R=1/400$ において、正曲げ区間が梁スパン中央寄りに存在し、かつ両端部が負曲げを受ける場合(LCB2)でもその傾向がみられる。一方、各梁端部が正曲げと負曲げをそれぞれ受ける場合(LCB1)では、設計上仮定したスラブ有効幅とほぼ等しくなる区間もあるが、その区間長は正曲げ区間のほぼ半分である。

6. まとめ

大スパンの合成梁を有する鉄骨架構の水平加力実験を行ない、架構の弾塑性性状に及ぼす合成梁の影響について考察を行なった結果、以下の知見が得られた。

- (1) 梁の鉛直荷重が標準鉛直荷重の2.5倍までは、架構レベルの履歴特性に顕著な差は見られない。
- (2) 大スパン梁を有する架構では、 $R=1/100$ までほぼ弾性挙動を示す。また、鉛直荷重レベルにもよるが、 $R=1/50$ を越えないと合成梁の正曲げ耐力に達しないことから、想定している建物の崩壊メカニズムに達するにはかなりの層間変形角となることが予想される。
- (3) 大スパン合成梁の材端回転剛性を評価する際に、当該試験体の形状ではスラブ有効幅を柱幅の2.75倍程度として正曲げ区間の曲げ剛性をほぼ評価できるが、厳密には、合成梁に作用する曲げモーメント分布と鉄骨が負担する曲げモーメント分布との比率より弾性時の合成效果を求めると、正曲げ区間がスパン中央付近に存在し、かつ両端が負曲げを受けるような場合には、設計上の有効幅は過大評価であると判断できる。一方、各端部がそれぞれ正曲げと負曲げを受ける場合には、設計上のスラブ有効幅とほぼ等しくなる区間長は正曲げ区間のほぼ半分程度として大スパン合成梁の材端回転剛性を評価する必要がある。

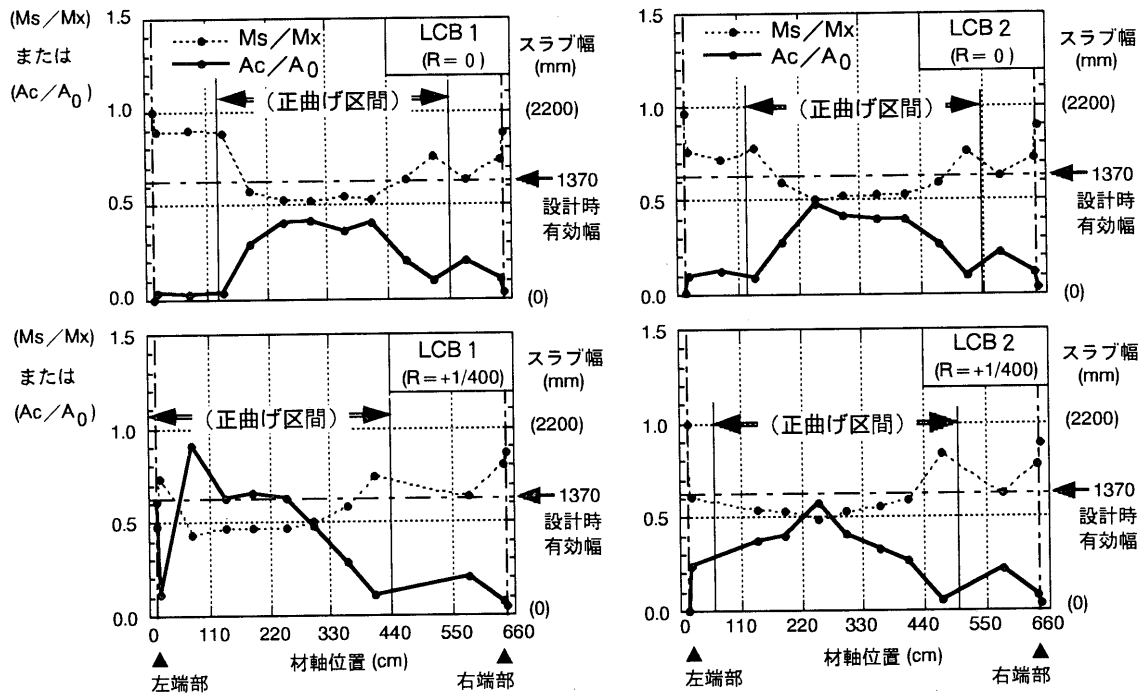


図 10 合成梁における RC スラブの有効幅の材軸方向分布

(4) 鉛直荷重を受ける合成梁の弾塑性性状を塑性ヒンジによって評価する場合、とくに負曲げ側端部に塑性ヒンジが発生し、正曲げ区間の曲げモーメント分布が等曲げに近い分布となるような場合には、見かけ上正曲げ区間の曲げ剛性を大きく設定する必要がある。

[謝辞]

本研究を行なうにあたり、川井喜大氏 [清水建設] らの多くの方々に助言をいただいた。また、実験においては堀江竜巳君 [清水建設] らの助力を得た。あわせて感謝の意を表します。

注1) 標準鉛直荷重は次のように設定する。固定荷重Dはおもに部材の自重によるものと仮定する。部材の断面形状および構成する材質の密度(比重)が変わらない限り、自重による部材の縁応力は次式で示されるように相似比に比例する。

$$w_{D(\beta)} = \frac{\rho A_{(\beta)} \cdot l_{(\beta)}}{1_{(\beta)}} = \rho A_{(\beta)} = \beta^2 \cdot \rho A_{(1)} = \beta^2 \cdot w_{D(1)} \quad \dots (1)$$

$$\sigma_{(\beta)} \propto \frac{w_{D(\beta)} \cdot l_{(\beta)}^2}{Z_{(\beta)}} = \beta \left(\frac{w_{D(1)} \cdot l_{(1)}^2}{Z_{(1)}} \right) : \beta \sigma_{(1)} \quad \dots (2)$$

ここで、 β : 実物大に対する縮小モデルの相似比 (= 1/3)、 ρ : 部材を構成する材量の平均密度、 $A_{(\beta)}$: 部材の等価断面積、 $Z_{(\beta)}$: 部材の等価断面係数、 $l_{(\beta)}$: 部材のスパン、 $w_{D(\beta)}$: 部材の自重による単位長さあたりの鉛直荷重、 $\sigma_{(\beta)}$: 部材の自重による縁応力、とする。

固定荷重による試験体の縁応力を実物大のものと同しくするためには、(2)式より実際に導入すべき鉛直荷重 ($w'_{D(\beta)}$) を $\beta \cdot w_{D(1)}$ とする必要があることを示している。これは、(1)式を $(1/\beta)$ 倍した荷重に相当する。想定した合成梁の断面では、 $w'_{D(\beta)} = 1.93\beta$ tf/m となる。本来ならば純鉄骨架構にはスラブはないが、ここでは同じ鉛直荷重を設定する。

一方、積載荷重Lについては、相似比に依存しないものと仮定する。(3)式は、スラブの支配幅を考慮して単位長さあたりの鉛直荷重 ($w_{L(\beta)}$) に換算したものである。

$$w_{L(\beta)} = \beta w_{L(1)} = B_{E(\beta)} \cdot L = \beta \cdot B_{E(1)} \cdot L \quad \dots (3)$$

ここで、 $B_{E(\beta)}$: 積載荷重のスラブ支配幅 (= 6.6 β m) とする。なお、標準積載荷重は建築物荷重指針¹³⁾を参考に決定する。これによる

と、積載荷重は $L = L_0 \cdot C_E \cdot C_{R1}$ より計算できる。ここで L_0 (基本積載荷重強さ) = 160 kgf/m² (事務室用)、 C_E (等分布換算係数) = 1.2 (大梁用)、 C_{R1} (面積低減係数) = 1.0 とすると $L = 192$ kgf/m² となるが、RC スラブの仕上げ等による荷重 (50 kgf/m² 程度) も考慮すると $L = 242$ kgf/m² となる ($w_{L(\beta)} = 1.60\beta$ tf/m)。

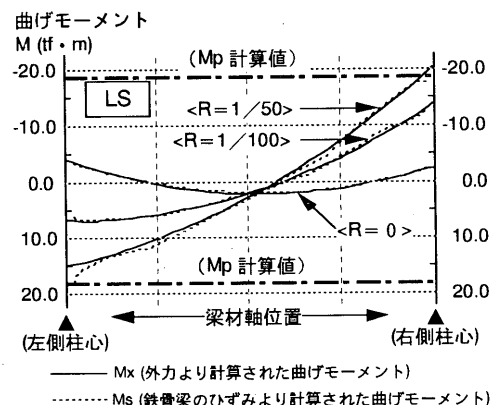
以上より、単位長さあたりの標準鉛直荷重 ($w_{D+L(\beta)}$) は、(4)式で与えられる。

$$w_{D+L(\beta)} = w'_{D(\beta)} + w_{L(\beta)} = \beta (w'_{D(1)} + w_{L(1)}) = 1.177 \text{ tf/m} \quad (4)$$

試験体 (LS, LCB1) の鉛直荷重にはこの標準鉛直荷重を設定し、試験体 (LCB2) には 2.5 倍の鉛直荷重を設定する。

注2) 外力による曲げモーメント分布は、次の計算方法によって求める。(A1) 梁を単純支持梁とみなし、ワイヤーロープの張力による曲げモーメントを計算する。(A2) 各柱のひずみ測定結果より柱に作用しているせん断力を計算する。(A3) 柱による柱梁接合部まわりの曲げモーメントを梁の材端曲げモーメントとして (A1) の曲げモーメント分布を計算し直す。

鉄骨梁の曲げモーメント分布については、各断面のひずみ測定結果に基づき次の手順に従って計算した分布である。(B1) 各断面を断面せい方向に有限個に分割する。(B2) 断面はつねに平面を保持する。(B3) 鋼材の応力・ひずみの履歴モデルは完全バイリニア型 (降伏後の剛性: 初期剛性の 1/200) とする。(B4) 分割された最小要素内では応力は一様分布とする。(B5) 各要素のひずみより断面における応力分布を求め、曲げモーメントを計算する。なお、この評価方法の妥当性は、純鉄骨架構 (LS) において、外力から求めた梁の曲げモーメントと鉄骨梁のひずみから求めたものがほぼ一致していることより確認できる (付図1)。



付図1 純鉄骨梁の曲げモーメント分布

[参考資料]

- 1) 下舞三男, 加藤 勉: 拘束されたH形鋼の横座屈に関する研究(合成ばりの横座屈実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1383-1384, 1989年10月
- 2) 加藤 勉, 田川泰久, 李 明幸: 合成ばりの研究(一様曲げモーメント下での横座屈実験および数値解析), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.711-712, 昭和60年(1985年)10月
- 3) 加藤 勉, 田川泰久, 李 明幸, 野田秀幸: 合成梁部材実験(コンクリートスラブの横座屈拘束), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1359-1360, 昭和59(1984年)年10月
- 4) 青柳 司, 内田直樹, 和田 章, 武田寿一, 江戸宏彰: 合成ばりの実大試験(その1. 実験計画・押し抜き試験/その2. 合成ばり試験/その3. 合成ばり試験・解析), 日本建築学会関東支部第43回学術発表会, pp.33-44, 昭和47年(1972年)3月
- 5) 李 利衡, 岡田恒男, 青山博之, 内海 博: 合成梁に関する実験的研究(その2. 合成梁の曲げ試験), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1021-1022, 昭和47年(1972年)10月
- 6) 山田 稔, 辻 文三, 中西兵衛: 合成ばりの弾塑性変形状に関する研究(II. 単純ばり形式・一方方向荷重・スパンの変化による影響), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.2171-2172, 昭和56年(1981年)9月
- 7) 住友金属鋼構造耐震実験研究委員会: H形鋼3層実大フレームの弾塑性性状, 住友金属, 第28巻, 第3号, pp.2-79, 昭和51年(1973年)7月
- 8) 山田 稔, 辻 文三, 山田 学: 鉄筋コンクリートスラブ付鉄骨門型ラーメンの弾塑性変形状ならびに崩壊性状に関する研究(II. 梁に鉛直荷重を受ける場合: 単調荷重および漸増変位振幅交番繰り返し載荷), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1901-1902, 昭和57年(1982年)10月
- 9) 山田 稔, 辻 文三, 山田 学: 鉄筋コンクリートスラブ付鉄骨門型ラーメンの弾塑性変形状ならびに崩壊性状に関する研究(III. 梁に鉛直荷重を受ける場合(V=6.0 tf): 漸増変位振幅交番繰り返し載荷実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1269-1270, 昭和58年(1983年)9月
- 10) 五十嵐定義, 井上一朗, 多田元英: 合成梁架構の塑性設計法に関する一考察, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1359-1360, 昭和55年(1980年)9月
- 11) N.M. Newmark, C.P. Siess, I. M. Viest: TESTS AND ANALYSIS OF COMPOSITE BEAMS WITH INCOMPLETE INTERACTION, Proceeding of the society for experimental stress analysis, Vol.9, No.1, pp.75-92, 1951
- 12) 平野道勝, 石川孝重: 合成梁の二次元弾塑性解析(有限要素法によるスタッドコネクタの合成効果に関する研究), 日本建築学会関東支部研究報告集, pp.85-88, 昭和54年(1979年)
- 13) 石川孝重, 平野道勝: 荷重が偏在する合成梁の二次元弾塑性解析(スタッドコネクタの配置が及ぼす影響に関する研究一考察), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1893-1894, 昭和57年(1982年)
- 14) 沼田竜一, 石川孝重, 平野道勝: 要素破壊後の応力を解放する場合の合成梁の二次元弾塑性解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1265-1266, 昭和58年(1983年)
- 15) 山野辺宏治, 矢部喜堂, 堀江竜巳: 合成梁を有する鉄骨架構の弾塑性性状(その3. 大スパン合成梁の挙動および結果の考察), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1123-1124, 1994年9月
- 16) 日本建築学会: 鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説, 1991
- 17) 日本建築学会: 合成ばり構造設計指針・同解説, 1985
- 18) 日本建築学会: 建築物荷重指針・同解説, 1975年制定(1993年改定)

(1996年5月10日原稿受理, 1996年11月27日採用決定)