

## 頭付きスタッドの弾塑性性状を考慮した合成梁架構の弾塑性平面骨組解析

2-DIMENSIONAL ELASTO-PLASTIC ANALYSIS OF STEEL FRAMES  
WITH COMPOSITE BEAMS INCORPORATING STRUCTURAL  
NON-LINEARITY OF HEADED STUDS

山野辺 宏治\*, 矢部 喜堂\*\*, 和田 章\*\*\*

Koji YAMANOBE, Yoshitaka YABE and Akira WADA

The authors propose the elasto-plastic frame analysis on steel frames with composite beams, focusing on the structural non-linearity of headed studs. The structural non-linearity was experimentally investigated while the slip rigidity was theoretically calculated. This analytical method showed a good agreement with the results of tests on steel frames with continuously spanned or long-spanned composite beams, leading to the fact that the effective width of slab on long-spanned beams should be taken shorter than designed, while the one for short-spanned beams may be taken as the same as designed.

**Keywords :** elasto-plastic frame analysis, composite beam, headed studs, slip rigidity, push-out test

弾塑性骨組解析, 合成梁, 頭付きスタッド, ずれ剛性, 押抜き試験

## 1. はじめに

合成梁の弾塑性挙動を解析する方法として, (1) 有限要素法<sup>1)~7)</sup>, (2) 一次元有限要素法 (一部平面保持仮定)<sup>8)~16)</sup>, (3) 曲げモーメント分布法 (平面保持仮定)<sup>17)~21)</sup>, (4) 材端ヒンジ法<sup>22)~26)</sup>, またはこれらの複合型とに分類できる。建物全体の解析を行なうには部材を線材とみなす方法 ((2)~(4)) が比較的適している。本来, 鉄筋コンクリート (RC) スラブは平面的な応力の広がりを持つため, とくに青柳<sup>8)</sup>, 椋代<sup>11)~13)</sup> はそれらを考慮して合成梁を評価しており, スラブ有効幅を考えるうえで貴重なデータを示している。しかし, 一方では, 各構面の構造形式を考えることによってスラブ有効幅の構造物全体に及ぼす影響は予測が可能であることも指摘されている<sup>33)~37)</sup>。合成梁の弾塑性挙動を支配する重要な構造要素であるスタッドの弾性理論解<sup>27)</sup>についてはすでに明らかにされているが, コンクリートの割裂等による弾塑性挙動を理論的に行なった研究は少ない<sup>28), 29)</sup>。本報では, スタッドの復元力モデルを提案するとともに, 構造物全体について弾塑性解析を高精度で行うことができる方法を提案する。

## 2. 研究概要

解析では各部材を線材とみなし, とくに鉄骨については一次元有限要素法<sup>31)</sup>により材料の非線形性を考慮した。鉄筋コンクリート (RC) スラブの有効幅が構面の構造形態によって材軸にわたり一様な幅とみなせるものとして, RC スラブは曲げを負担しないバネ要素で表現する。解析精度を確保するために材軸方向に分割し, ステップごとに増分変位に対して収れん計算を行なう。なお, スタッドが合成梁の弾塑性挙動を支配する重要な構造要素であることから, そのモデル化においては十分な検討を行なうこととした。その際, 基本的には押抜き試験の結果に基づいて行なうが, 初期のずれ剛性については理論解を用いた。なお, 本解析法の妥当性は, 著者らによる合成梁架構の実験結果<sup>36), 37)</sup>と比較することによって確認する。

## 3. 解析方法

## 3.1 解析上の仮定

解析を行なうにあたり, 以下の仮定を設けた (図1)。

- (1) 部材はすべて線材として扱う。
- (2) 合成梁は, 鉄骨, RC スラブおよびスタッドで構成される。
- (3) 部材を材軸方向に分割する。

本論文は, 文献32)の一部を修正・加筆してまとめたものである。

\* 清水建設機技術研究所 工修

\*\* 清水建設機技術研究所 工博

\*\*\* 東京工業大学建築物理研究センター 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.

- (4) 柱梁接合部パネルは剛とする。
  - (5) 軸方向変位に幾何学的非線形を考慮する。
- 鉄骨に関しては、

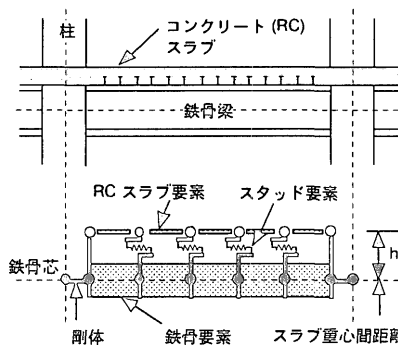


図1 合成梁のモデル化

- (6) 合成梁に作用する曲げモーメントは鉄骨梁のみが負担する。
- (7) 鉄骨の変形成分には、軸変形、曲げ変形およびせん断変形を考慮す

るが、せん断変形はつねに弾性変形によるものとする<sup>注1)</sup>。

- (8) 鉄骨は断面を層状に分割し、変形後も平面を保持する。
- (9) 鋼材の応力-ひずみ関係はパウシンガー効果を考慮したモデル(図2)に従う。ここでは、等硬化および移動硬化を比較的単純に表現するために、それらを個々にモデル化したバネの直列モデル<sup>30)</sup>ではなく、並列モデルとする。
- (10) 断面分割内の軸方向応力分布は要素内で一様とする。
- (11) 要素内の軸方向ひずみは材軸に関しては線形関係にあるものとする。

RCスラブに関しては、

- (12) スラブの図心位置を重心とするトラス要素(材軸分割点間)とする。ただし、スラブ有効幅は各区間ごとに設定できるが、その区間内では一様とする。
- (13) 材軸方向の応力分布は一様とする。
- (14) 応力-ひずみ関係は図3に示すモデルに従う。なお、引張耐力はスラブ有効幅内のスラブ筋の引張降伏荷重を考慮したものとし、圧縮耐力はコンクリートの圧縮強度とする。

スタッドに関しては、

- (15) スタッド要素は、部材の材軸分割点において、鉄骨要素とRCスラブ要素とを結合するバネとする。なお、分割点においては周辺のスタッドが集約されているものとする(図4)。
- (16) スタッド要素は、材軸位置には関係なく同等な性状を有するものとする。ただし、互いに独立した要素とする。
- (17) スタッドのせん断伝達方向は、つねに材軸分割点における接線方向とする。
- (18) せん断応力-ずれ変位関係は図5に示すモデルに従う<sup>注2)</sup>。ここでは、正負交番荷重による剛性低下(見かけ上の耐力低下)およびスリップ性状を考慮する。

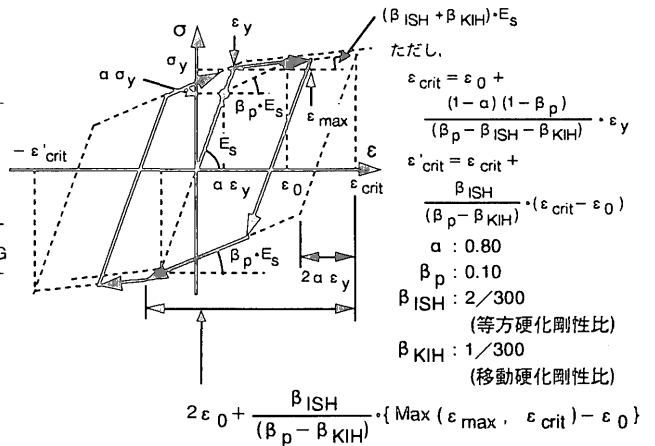


図2 鋼材の応力-ひずみ関係

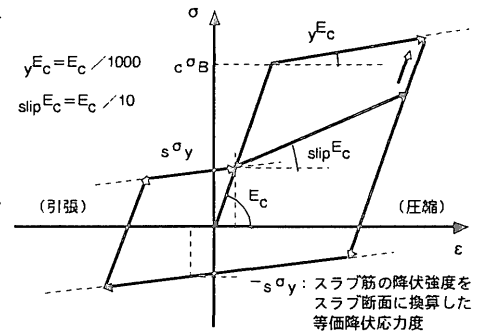


図3 RCスラブの応力-ひずみ関係

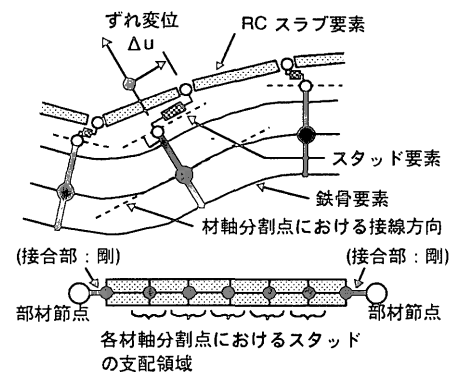
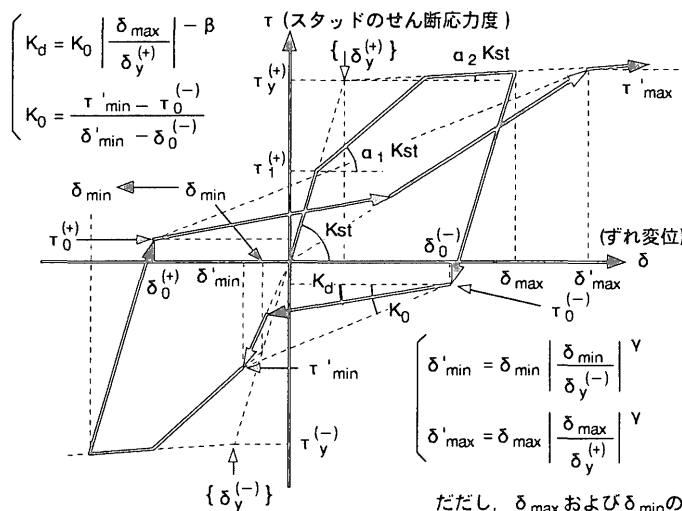


図4 スタッド周辺のモデル化



$$\tau_1 / \tau_y = 0.50 \quad \alpha_1 = 0.07$$

$$\tau_0 / \tau_y = 0.05 \quad \alpha_2 = 0.001$$

$$\tau_y = 0.5 \sqrt{\sigma_B E_c} \quad \beta = 0.20$$

$$\gamma = 0.10 \quad \text{注2)}$$

$$Kst = \frac{4 E I_s}{a_s} \beta c \frac{e^{2\beta c \cdot H} - e^{-2\beta c \cdot H} + 2 \sin(2\beta c \cdot H)}{e^{2\beta c \cdot H} + e^{-2\beta c \cdot H} + 4 + 2 \cos(2\beta c \cdot H)}$$

$$\beta c = \sqrt{\frac{kc}{4 E I_s}}$$

kc : コンクリート反力係数 (=Ec)  
 EI<sub>s</sub> : スタッドの曲げ剛性  
 a<sub>s</sub> : スタッドの軸部断面積  
 H : スタッドの高さ

ただし、 $\delta_{max}$ および $\delta_{min}$ の初期値:  $\delta_{max} = \tau_1^{(+)} / Kst$ ,  $\delta_{min} = \tau_1^{(-)} / Kst$

図5 スタッドのせん断応力-すべり関係

### 3.2 数値解析法

解析は増分形式で行ない、部材を材軸方向に分割することを前提に、鉄骨要素の増分変位関数を材軸方向に関しては一次関数、それに直交する方向に関しては三次関数とした<sup>31)</sup>。これより増分変位と増分軸ひずみおよび曲率との関係は幾何学的に求められる。

部材の材軸分割点における変位の自由度は、並進(水平・鉛直)2成分および回転成分のほかに、スタッド要素のずれ変位成分とした。ずれ変位成分は、つねに材軸分割面とスラブ重心位置との交点を通り、分割点の接線方向に存在する(図4)。なお、RCスラブ要素の軸方向増分変位は、隣り合う分割点の変形成分によって表現できる<sup>33)</sup>。部材としての最終的な自由度は、分割点における境界条件(鉛直荷重等)より、それに対応する増分変位を消去して、材端における並進2成分および回転成分とした<sup>34)</sup>。以上より、増分変位と剛性によって各構成要素のひずみエネルギーが求められ、それらの総和が全構造物に蓄えられるひずみエネルギー( $U_T$ )となる。

$$U_T = \Delta u_G^T \cdot f_{IN} + \frac{1}{2} \Delta u_G^T \cdot K \cdot \Delta u_G \dots\dots\dots (1)$$

ただし、 $K$  : 全構造物の剛性マトリックス、 $\Delta u_G$  : 全体座標系における増分変位ベクトル、 $f_{IN}$  : 全構造物の内部応力に釣り合うために必要な節点内力ベクトル、 $f_{EX}$  : 全構造物に作用する全外力ベクトル、とする。外力のなす仕事と全構造物のポテンシャルエネルギーとの関係は、釣合状態においてポテンシャルエネルギーが停留していることから変分原理により最終的に次式が成り立つ。

$$K \cdot \Delta u_G + f_{IN} - f_{EX} = 0 \dots\dots\dots (2)$$

(2) 式を $\Delta u_G$ について解くことによって、与えられた境界条件に対する変形状態が求められる。なお、降伏の進行、変形による座標の変化により内力と外力とが必ずしも釣り合っていない場合もあるので、同じ境界条件下で収れん計算を行なう。ただし、収れん計算中の各要素の応力状態は、収れん直前の各要素の応力状態からつねに計算し、最終応力状態が設定したモデルに従うようにした。さらに、収れん計算中は変形による節点および分割点の座標値の更新は行なわないが、収れん終了後に更新する。収れんの判定は、収れん計算中において最後に求めた増分変位ベクトルの大きさが、収れん全過程で求めた増分変位ベクトルの総和の大きさに対して $10^{-8}$ 程度になったときとする。

## 4. 解析例

### 4.1 解析対象

解析は、著者らが行なった一連の実験的研究における試験体を対象として行なった。試験体は連続スパン合成梁架構(シリーズ1 : SS, SCB1, SCB2)<sup>36)</sup>、および大スパン合成梁架構(シリーズ2 : LS, LCB1, LCB2)<sup>37)</sup>とする。なお、試験体形状および荷重方法を図6、図7に示し、使用材料の力学的性質を表1に各々示す。スラブ有効幅については、解析上、材軸分割区間で個々に設定できるが、本解析例では、著者らが行なった一連の実験的研究結果より材軸全長にわたり一様な有効幅を設定した<sup>35)</sup>。解析で用いた実際のスラブ有効幅は、シリーズ1では540 mm<sup>36)</sup>、シリーズ2では550 mm<sup>37)</sup>とした。解析上、梁を材軸方向に分割するが、シリーズ1では5分

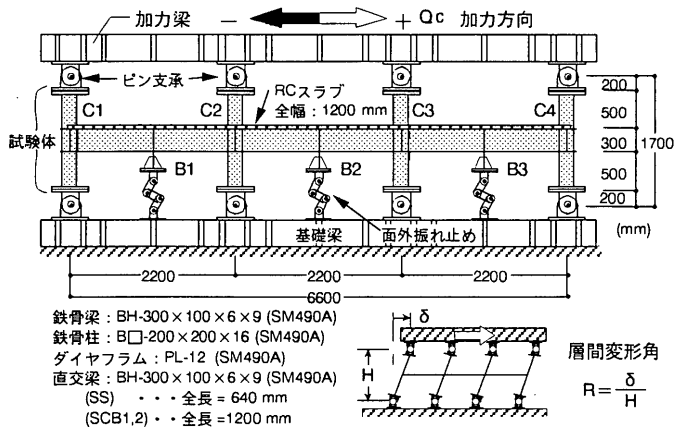


図6 試験体形状および荷重方法(シリーズ1)

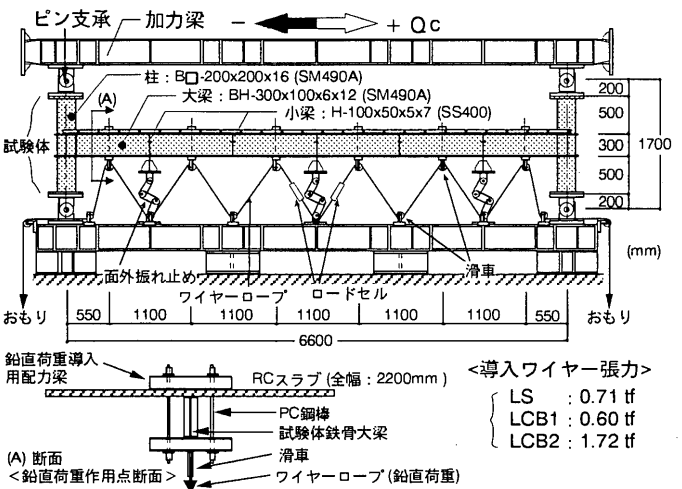


図7 試験体形状および荷重方法(シリーズ2)

表1 解析対象試験体および使用材料の力学的性質

試験体	鉄骨梁 フランジ $\sigma_y$ (tf/cm <sup>2</sup> )	RCスラブ(厚さ: 50 mm)		スタッド <sup>*6</sup> ( $\phi$ 9mm : h=35 mm)		
		全幅 <sup>*2</sup> (mm)	$\sigma_y$ <sup>*3</sup> (tf/cm <sup>2</sup> )	$c\sigma_B$ <sup>*4</sup> (kgf/cm <sup>2</sup> )	ピッチ (mm)	$\sigma_y$ <sup>*5</sup> (tf/cm <sup>2</sup> )
SS	3.95 (9 mm)	スラブなし(純鉄骨架構)				
SCB1		1200 (540)	7.28 ( $\phi$ 3.2@50)	208 (143)	50	4.13 (4.61)
SCB2					100	
LS	4.03 (12 mm)	スラブなし(純鉄骨架構)				
LCB1		2200 (550)	7.28 ( $\phi$ 3.2@50)	227 (147)	50	4.15 (4.68)
LCB2						

\*1 ()内はフランジの厚み  
 \*2 ()内は解析で用いるスラブ有効幅  
 \*3 スラブ筋の降伏強度  
 \*4 コンクリート圧縮強度: ただし、()内はヤング係数(tf/cm<sup>2</sup>)  
 \*5 ()内は引張強度  
 \*6 図5によるスタッド1本あたりのずれ剛性およびせん断耐力計算値は、  
 (SCB1, SCB2) :  $a_s \cdot K_{st} = 165$  tf/cm,  $a_s \cdot \tau_s = 1.74$  tf  
 (LCB1, LCB2) :  $a_s \cdot K_{st} = 168$  tf/cm,  $a_s \cdot \tau_s = 1.84$  tf

割、シリーズ2では12分割とした。さらにシリーズ2では、梁に鉛直荷重が作用しているため、材軸分割点には所定の鉛直荷重(LCB1では0.63 tf : 1.18 tf/mに相当、LCB2では1.57 tf : 2.94 tf/mに相当)を荷重した。柱については、本来、精度の観点から5分割<sup>31)</sup>が適当であるが、比較的短柱であり実験では降伏しなかったことから、材軸方向の分割は行なわなかった。鉄骨断面せい方向の要素分割については20分割とした。各シリーズとも所定の層間変形角にお

いて正負交番繰り返し荷荷を行なっていることを考慮して、解析でも同様に繰り返し荷荷を行なう。ただし、解析では定振幅変位の繰り返しによる耐力低下を考慮していないことから、所定の層間変形角レベルで1回ずつ繰り返した。なお、解析の制御は層間変形角で行ない、与える増分変位(変形角)は最大でも1/1000とした。

#### 4.2 解析結果および考察

各試験体の層せん断力-層間変形角(Q-R)関係の解析結果と実験結果との比較を図8に示す。全体的にはいずれの架構形態でも、

本解析法による結果が初期剛性についても実験結果をほぼ精度よく表わしていることがわかる。しかし、3スパン連続合成梁架構(SCB1, SCB2)のうち、スタッドピッチが小さい試験体(SCB1)では、耐力については解析結果のほうがやや高めである。この原因として、スタッド1本あたりのせん断耐力評価式にピッチの影響が反映されていないことによるものと推測される。一方、大スパン合成梁架構では、大変形時(R=1/30以降)で実験結果よりも耐力がやや大きくなる場合もあるが、弾塑性性状に及ぼす鉛直荷重の影響を的確に表わしているものと言える。

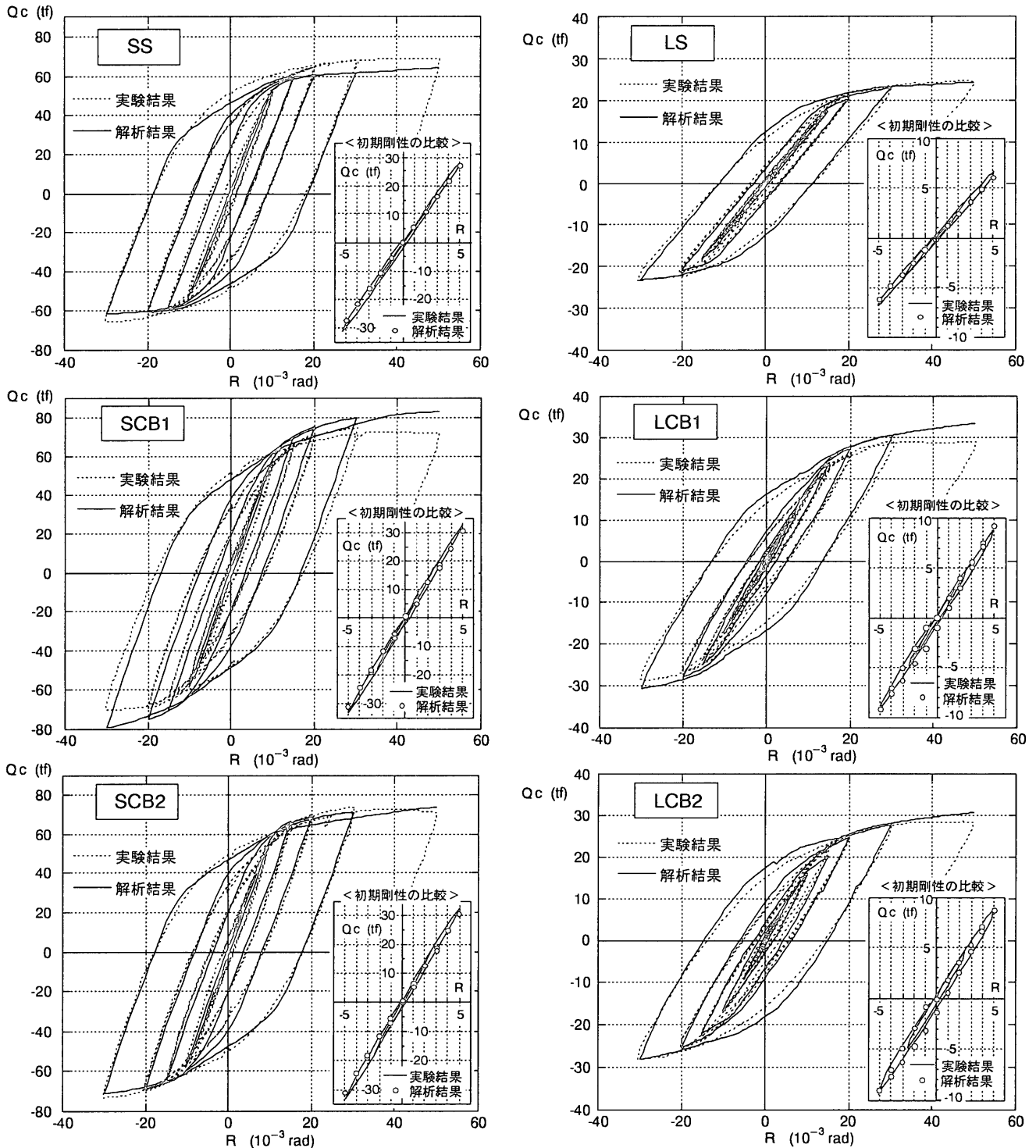


図8 各試験体の Q-R 関係・解析結果(実験結果との比較)

5. まとめ

頭付きスタッドの弾塑性性状を考慮した本解析方法によって、構面の構造形態によらずに実験結果を比較的精度よく表現することができ、本解析法の妥当性が確認された。このことから、過去に行なった架構実験の結果と同様に、スタッドの弾塑性性状を適切に評価すれば、短スパン合成梁のスラブ有効幅は、ほぼ設計時の有効幅としてもよいことが確認できた。一方、大スパン合成梁の場合には、設計時の有効幅により評価した初期剛性が過大であったことから、有効幅を小さく設定して解析を行なった結果、弾塑性性状に及ぼす鉛直荷重の影響を的確に表わすことができた。このことから、大スパン合成梁の初期剛性および耐力については設計時の有効幅よりも小さく設定する必要があることを確認した。

注1) 一般に、部材における増分変位ベクトル( $\Delta u_T$ )は、曲げ変形成分( $\Delta u_f$ )およびせん断変形成分( $\Delta u_s$ )で構成されているものとする。

$$\Delta u_T = \Delta u_f + \Delta u_s \dots\dots\dots (1-1)$$

ここで、 $K_f$ 、 $F_s$ を曲げ剛性マトリクスおよびせん断柔性マトリクス(曲げ剛性マトリクスはステップごとに化する)、 $\Delta P$ を増分内力ベクトルとすると、次式の関係式が成り立つ。

$$\Delta P = K_f \cdot \Delta u_f \dots\dots\dots (1-2)$$

$$\Delta u_s = F_s \cdot \Delta P = F_s \cdot K_f \cdot \Delta u_f \dots\dots\dots (1-3)$$

(1-1)式および(1-3)式より、 $\Delta u_T$ と $\Delta u_f$ の関係が次式で表わされる。

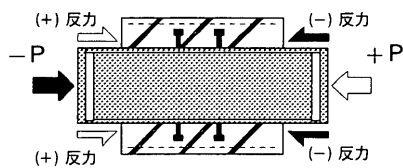
$$\Delta u_T = \Delta u_f + F_s \cdot K_f \cdot \Delta u_f = [I + F_s \cdot K_f] \cdot \Delta u_f \dots\dots\dots (1-4)$$

$$\Delta u_f = [I + F_s \cdot K_f]^{-1} \cdot \Delta u_T \dots\dots\dots (1-5)$$

ただし、 $I$ は単位マトリクスとする。さらに、(1-2)式より、増分内力ベクトルと増分変位ベクトルとの関係式は、

$$\Delta P = K_f \cdot [I + F_s \cdot K_f]^{-1} \cdot \Delta u_T \dots\dots\dots (1-6)$$

となる。曲げ変形成分は(1-5)式、せん断変形成分は(1-3)式により各々求められる。



付図1 繰り返し荷重を受ける押抜き試験体形状および荷重方法

注2) スタッド要素の復元力モデルを決定するにあたり、著者らが行った正負交番繰り返し荷重を受ける押抜き試験(付図1)の結果の代表例を付図2に示す。なお、ここで対象とするコンクリートは軽量コンクリートとし、スタッド径は $\phi 9\text{mm} \sim \phi 22\text{mm}$ とする。また、スラブ筋比は0.3%~0.6%とする。

復元力モデルではスタッドのせん断耐力を合成構造設計指針<sup>33)</sup>によって算定する。試験結果によると、繰り返し載荷によるせん断耐力は、単調載荷によるものより小さくなるものの、指針による計算耐力に近い値を示していた。スタッドのせん断耐力がコンクリートの軸圧縮耐力もしくは割裂による耐力のいずれか小さいほうで決まるものとすれば、耐力評価式はコンクリートの性状と無関係ではない。解析上、スタッド要素とRCスラブ要素の各々に復元力モデルを設定する意義を考えると、圧縮力が作用するRCスラブでは、圧縮軸耐力を設定するもの、コンクリートの割裂が予測される場合にはそれ以上の力が発生しないことになる。したがって、スタッド要素の性状はRCスラブの割裂による性状と同等であるものとみなせる。

初期のずれ剛性については、本来、鉄骨とコンクリートの摩擦によりスタッドとコンクリートだけでは決定できないが、ここでは、コンクリートに埋め込まれたスタッドの弾性理論解を考慮して決めた。コンクリートをスラブの厚さ方向に関して連続した反力バネに置き換え、スタッドの曲げモーメントと変形との関係式(微分方程式)より変形を求める。なお、せん断変形は無視する。

$$\frac{\partial^4 y}{\partial x^4} + \frac{k_c}{EI} \cdot y = \frac{\partial^4 y}{\partial x^4} + \beta^4 y = 0 \dots\dots\dots (2-1)$$

ただし、 $x$ :スタッド根元を原点とした高さ方向の座標とし、 $y$ :水平変形、 $EI$ :スタッドの曲げ剛性、 $k_c$ :コンクリート反力係数、 $\beta = \{k_c / 4EI\}^{1/4}$ とする。この微分方程式の一般解は、

$$y = e^{\beta x} (C_1 \cos \beta x + C_2 \sin \beta x) + e^{-\beta x} (C_3 \cos \beta x + C_4 \sin \beta x) \dots\dots (2-2)$$

となる。係数 $C_1 \sim C_4$ を境界条件により求めたうえで、スタッド根元の相対変形をずれ変位とみなし、みかけの剛性(ずれ剛性)を求める。

$$K_{st} = \left( \frac{4EI\beta^3}{a_s} \right) \cdot \frac{e^{2\beta H} - e^{-2\beta H} + 2 \sin 2\beta H}{e^{2\beta H} + e^{-2\beta H} + 4 + 2 \cos 2\beta H} \dots\dots (2-3)$$

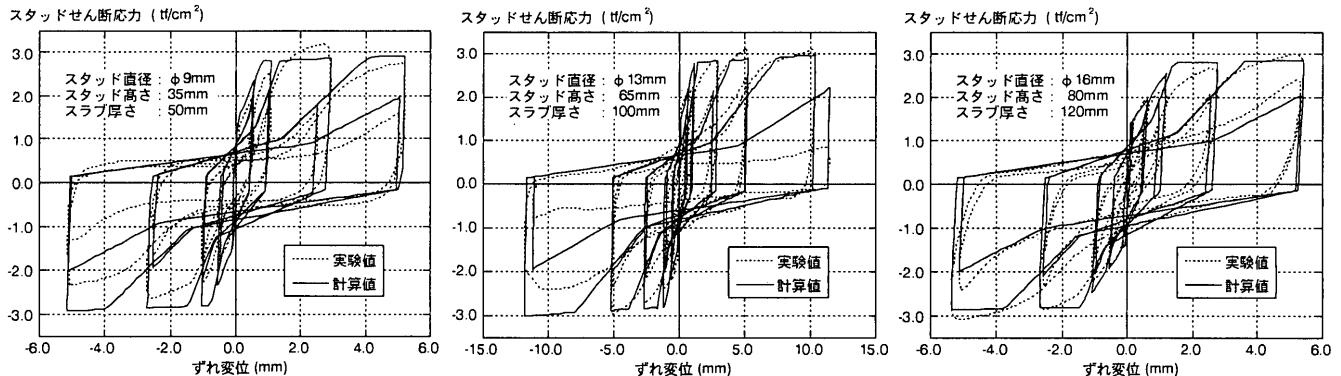
ここで、 $a_s$ :スタッド軸部の断面積、 $H$ :スタッドの高さとする。

最終的には、試験結果と比較することにより復元力モデルにおける折れ点位置や剛性およびその低下率などの諸定数を決定した。コンクリート反力係数( $k_c$ )については、理論的に求められない要因(鉄骨とコンクリートの摩擦等による影響)も含めて決定することになる。具体的な数値としてはコンクリートのヤング係数と同等とした。スタッドがせん断耐力の達するまでの剛性低下またはスリップ性状の要因として、鉄骨とコンクリートの摩擦やスタッド根元周辺のコンクリートの曲率的な破壊等が挙げられる。一方で、スラブ直交筋は剛性低下を抑制する効果もあることが指摘されている。当モデルにおける第2剛性( $\alpha_1 \cdot K_{st}$ )またはスリップ性状は、結果的にこれらの要因をすべて含めたものとなる。

注3) ずれ変位成分を含めた、隣り合う分割点の変形自由度に対応する局所座標系の増分変位ベクトル(ずれ変位、材軸変位、鉛直変位、回転)をそれぞれ $\Delta u_i$ 、 $\Delta u_j$ とすると、RCスラブ要素の材軸方向における増分伸び量 $\Delta x_{ij}$ は、

$$\Delta x_{ij} = T_C \cdot \{ \Delta u_j - \Delta u_i \} \dots\dots\dots (3-1)$$

となる。ただし、 $T_C = \{1 \ 1 \ 0 \ -H_G\}$ 、 $H_G$ :鉄骨梁とRCスラブとの重心間距離とする。



付図2 スタッドのせん断応力-ずれ変位関係(押抜き試験結果と計算値との比較)

注4) 部材の剛性行列方程式は、端部の局所座標系または全体座標系における増分変位ベクトル( $\Delta u$ )と、分割点の増分変位ベクトル( $\Delta u_0$ )との関係より、次式となる。

$$\begin{Bmatrix} f_{EX} \\ f_{(0)EX} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{TT} & K_{TO} \\ K_{OT} & K_{OO} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \Delta u \\ \Delta u_0 \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} f_{IN} \\ f_{(0)IN} \end{Bmatrix} \quad \dots\dots (4-1)$$

ただし、 $f_{EX}$ 、 $f_{(0)EX}$  : 部材端部および分割点における外力ベクトル、  
 $f_{IN}$ 、 $f_{(0)IN}$  : 部材端部および分割点における内力ベクトル、  
 $K_{TT}$ 、 $K_{TO}$ 、 $K_{OT}$ 、 $K_{OO}$  : 各増分変位ベクトルに対する剛性マトリックス、とする。各分割点における外荷重(境界条件)が与えられると、(4-1)式よりそれに対応する増分変位が次式で与えられる。

$$\Delta u_0 = K_{OO}^{-1} \cdot \left\{ f_{(0)EX} - f_{(0)IN} - K_{OT} \cdot \Delta u \right\} \quad \dots\dots\dots (4-2)$$

ここで、(4-1)式において $\Delta u_0$ を消去すると、最終的に部材の剛性行列方程式として、

$$f_{EX} = \left[ K_{TT} - K_{TO} K_{OO}^{-1} K_{OT} \right] \cdot \Delta u + \left\{ f_{IN} + K_{TO} K_{OO}^{-1} \cdot \left( f_{(0)EX} - f_{(0)IN} \right) \right\} \quad \dots\dots (4-3)$$

が得られる。

注5) 連続合成梁の架構実験<sup>36)</sup>において、合成梁の初期剛性は、柱周辺のスラブの圧縮ひずみ分布および梁端における材端回転剛性から判断すると、設計上仮定したスラブ有効幅で評価できることが確認された。また、曲げ耐力についても同様であった。一方、大スパン合成梁の架構実験<sup>37)</sup>では、設計上仮定した有効幅では初期の剛性が過大評価されるため、実験結果より有効幅を逆算すると設計時有効幅の約0.4倍(1370mmに対し550mm)の有効幅が最適であった。ただし、曲げ耐力については、いずれの場合もスタッドのせん断耐力によってほぼ決まるので同等な耐力であった。

[参考資料]

- 1) 平野道勝, 石川孝重: 正曲げ及び負曲げを受ける合成梁の有限要素法による二次元弾塑性解析(スタッド・コネクタの本数及び配置方法が挙動に及ぼす影響に関する考察), 日本建築学会関東支部研究報告集 (Vol. 49), pp.133-136, 1978年
- 2) 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, 1979年
- 3) 平野道勝, 石川孝重: 正曲げ及び負曲げを受けるデッキ・プレート付合成梁の有限要素法による二次元弾塑性解析(スタッド・コネクタの本数及び配置方法が挙動に及ぼす影響に関する考察), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1917-1918, 1978年9月
- 4) 平野道勝, 石川孝重: 不完全合成梁のスタッドコネクタを等間隔配置にした場合の妥当性に関する一考察, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1893-1894, 1981年9月
- 5) 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一考察), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1893-1894, 1982年10月
- 6) 石川孝重, 池田朝三, 平野道勝: 剛接骨組に組み込まれた合成梁の二次元弾塑性解析(水平繰り返し載荷に対する変形性状に関する一考察), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1263-1264, 1983年9月
- 7) 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, 1983年9月
- 8) 青柳 司, 内田直樹, 和田 章, 武田寿一, 江戸宏彰: 合成ばりの実大実験(その3 合成ばり試験・解析), 日本建築学会関東支部・第43回学術研究発表会, pp.41-44, 1972年3月
- 9) 松尾 彰, 椋代仁朗: 激烈震を受ける鋼構造骨組はり端歪の性状について(その1 素材特性, はり鉛直荷重, 鉛直地動の影響についての定性的考察), 日本建築学会論文報告集第313号, pp.39-47, 1982年3月
- 10) 松尾 彰, 椋代仁朗: コンクリート床スラブを考慮した骨組の解析とはり端ひずみ性状について(激烈震を受ける鋼構造骨組はり端ひずみの性状について その3), 日本建築学会論文報告集第335号, pp.1-9, 1984年1月
- 11) 椋代仁朗, 松尾 彰, 赤羽政行: スラブ内応力分布を考慮した合成ばり架構の解析とはり端ひずみ性状について その1, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1353-1354, 1984年10月
- 12) 椋代仁朗, 松尾 彰, 赤羽政行: スラブ内応力分布を考慮した合成ばり架構の解析とはり端ひずみ性状について その2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1355-1356, 1984年10月
- 13) 松尾 彰, 椋代仁朗: 合成ばり端部鉄骨フランジのひずみ性状に関する数値解析的研究 その1 (ハイブリッド型応力法に基づく合成ばりの解析法について), 日本建築学会構造系論文報告集第352号, pp.29-36, 1985年6月
- 14) 松久勝也, 橋本一也, 井上一朗, 尾形素臣: 高強度合成梁に関する研究(その2 FEM解析), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1625-1626, 1993年9月
- 15) 井上一朗, 多田元英, 上村健二, 向井裕貴: 角形鋼管・高強度プレキャストコンクリート板合成柱の力学特性, 日本建築学会構造系論文報告集第470号, pp.133-142, 1995年4月
- 16) (社)日本鋼構造協会: 頭付スタッドの押抜き試験方法(案)とスタッドに関する研究の現状(JSSCテクニカルレポートNo.35), 1996年11月
- 17) 山田 稔, 辻 文三, 藤田昌孝: 鉄筋コンクリートスラブ付鉄骨柱梁接合部材の弾塑性変形並びに崩壊性状に関する研究(I. 大変位振巾交番繰り返し曲げ実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1919-1920, 1978年9月
- 18) 山田 稔, 辻 文三, 中西兵衛: 合成ばりの弾塑性変形性状に関する研究(II. 単純ばり形式・一方向載荷・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, 1981年9月
- 19) 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性状並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: 単調載荷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, 1982年10月
- 20) 山田 稔, 辻 文三, 中西兵衛: 合成ばりの弾塑性変形性状に関する研究(IV. 柱梁接合部・逆対称載荷・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.1895-1896, 1982年10月
- 21) 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性状並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(t)): 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, 1983年9月
- 22) 住友金属構造耐震実験研究委員会: 1. H形鋼3層実大フレームの弾塑性性状, 住友金属・Vol.28 No.3 鋼構造研究特集号, pp.2-79, 1976年7月
- 23) 五十嵐定義, 井上一朗, 金 成規, 多田元英: 合成梁部材の弾塑性に関する考察, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.2165-2166, 1981年9月
- 24) 五十嵐定義, 井上一朗, 金 成規, 多田元英, 金子佳生: 合成梁の弾塑性剛性行列に関する考察, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1887-1888, 1982年10月
- 25) 加藤 勉, 田川泰久: 合成ばり履歴モデルの提案, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1169-1170, 1987年10月
- 26) 加藤 勉, 田川泰久, 西尾 裕: 合成ばり履歴モデルの検証, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1171-1172, 1987年10月
- 27) 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
- 28) Deric John Oehlers: Splitting Induced by Shear Connectors in Composite Beams, Journal of Structural Engineering, Vol.115, No.2, pp.341-362, February, 1989
- 29) Deric John Oehlers and Sung Moo Park: Shear Connectors in Composite Beams with Longitudinally Crack Slabs, Journal of Structural Engineering, Vol.118, No.8, pp.2004-2022, August, 1992
- 30) 山田 稔, 辻 文三: 鋼材の応力-ひずみ関係に関する研究(I: 等方+移動硬化モデル), 日本建築学会論文報告集第270号, pp.17-22, 1978年8月
- 31) 藤本盛久, 和田 章, 白方和彦, 小杉 立: 筋連付鉄骨ラーメンの弾塑性解析に関する研究, 日本建築学会論文報告集第209号, pp.41-51, 1973年7月
- 32) 山野辺宏治, 矢部喜堂, 川井喜大, 和田 章: 鉄骨造合成梁の履歴性状に関する研究(その1. 弾塑性解析の提案), 日本建築学会大会学術講演梗概集・構造 Vol. II, pp.1707-1708, 1992年8月
- 33) 堀江竜巳, 矢部喜堂, 川井喜大, 山野辺宏治: 合成梁を有する鉄骨架構の弾塑性性状(その1. 実験概要及び結果), 日本建築学会大会学術講演梗概集・構造 Vol. II, pp.1629-1630, 1993年9月
- 34) 山野辺宏治, 矢部喜堂, 川井喜大, 堀江竜巳: 合成梁を有する鉄骨架構の弾塑性性状(その2. 架構における合成梁の挙動及び結果の考察), 日本建築学会大会学術講演梗概集・構造 Vol. II, pp.1629-1630, 1993年9月
- 35) 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及び結果の考察), 日本建築学会大会学術講演梗概集・構造 Vol. II, pp.1123-1124, 1994年9月
- 36) 山野辺宏治, 矢部喜堂, 和田 章: 3スパン連続合成梁を有する鉄骨骨組の水平加力実験, 日本建築学会構造系論文集 第487号, pp.121-129, 1996年9月
- 37) 山野辺宏治, 矢部喜堂, 和田 章: 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, 日本建築学会構造系論文集 第493号, pp.91-98, 1997年3月
- 38) 日本建築学会: 合成ばり構造設計指針・同解説, 1985

(1997年4月10日原稿受理, 1997年7月8日採用決定)