材料損傷の発生順序に着目した 合成はりの耐荷挙動に関する実験的研究

溝江 慶久¹・中島 章典²・NGUYEN Van Duong³・永尾 和大⁴

¹正会員 川田工業株式会社 鋼構造事業部 (〒114-8562 東京都北区滝野川1-3-11)

E-mail: y.mizoe@kawada.co.jp

²フェロー会員 宇都宮大学大学院教授 工学研究部 (〒321-8585 栃木県宇都宮市陽東7-1-2)

E-mail: akinorin@cc.utsunomiya-u.ac.jp

³非会員 オリエンタル白石株式会社 (〒135-0061 東京都江東区豊洲5-6-52)

E-mail: duong.nguyen@orsc.co.jp

⁴非会員 JFEエンジニアリング株式会社 (〒100-0005 東京都千代田区丸の内1-8-1)

E-mail: nagao-kazuhiro@jfe-eng.co.jp

土木学会複合構造標準示方書では、合成はりの曲げ破壊照査に際し、鋼はりの座屈挙動に応じて3つの断面クラスに分類し、それぞれ異なる限界状態(材料損傷)を想定することとしているが、このような断面分類を行うことなく、発生する材料損傷の種類やそれらの発生順序を任意に設定することができれば、鋼とコンクリートの材料特性を最大限に活かした合理的な設計が行える可能性がある。そこで本研究では、上記のような設計法の構築に資するため、コンパクト断面(全塑性モーメントまで座屈しない断面)に分類され、頭付きスタッドの配置間隔が異なる2種類の合成はり模型試験体の静的載荷試験結果を整理し、両者の構成部材の損傷順序を比較して、耐荷挙動の違いについて検討した。

Key Words : composite beam, constitutive materials, load carrying behavior, shear connectors

1. はじめに

土木学会の複合構造標準示方書¹⁾や鋼・合成構造標準示方書²⁾では、合成はりの曲げ破壊照査に際し、鋼はりの座屈挙動に応じて、コンパクト断面、ノンコンパクト断面、スレンダー断面の3つに分類し、それぞれコンクリートの圧縮破壊、鋼部材の降伏、鋼部材の座屈といった異なる材料損傷を限界状態とすることにしている。しかしながら、このような断面分類を行うことなく、発生する材料損傷の種類やそれらの発生順序を任意に設定し、耐荷挙動(降伏耐力や曲げ耐力、それら耐力に対応する変位など)を自在に制御することができれば、鋼とコンクリートの材料特性を最大限に活かした合理的な設計が行える可能性がある。

合成はりに関しては、これまで曲げ耐力を中心に耐力評価に関して数多くの研究が行われてきた。例えば、大垣ら^{3),4)}は、正曲げを受ける合成桁模型試験体の静的載荷試験を実施し、同試験の範囲内では、鋼断面がノンコンパクト断面であっても腹板の座屈は生じず、等価応力ブロックにより曲げ耐力を評価できることを確認してい

る。さらに、正曲げおよび曲げせん断の組合せ載荷を受ける合成桁の弾塑性解析を行い、同解析の範囲内では、腹板の幅厚比によらず、腹板がほぼ全塑性の状態で終局強度を評価できることを確認している。また、長井ら⁵⁾は、正曲げを受ける合成桁模型試験体の静的載荷試験を実施し、塑性中立軸が床版内にあり、スタッド下部を取り巻くコンクリートにひび割れが生じる場合にも、終局時にはコンクリートの引張域を無視した計算上の全塑性モーメントに達することを確認している。

このように、合成はりが正曲げを受ける場合、早期に鋼はりの座屈が生じる場合を除き、曲げ耐力は鋼はりの断面によらずに全塑性の状態で評価できる可能性がある。実際、高久ら⁶⁾は、ファイバーモデルによる弾塑性解析を実施し、支間中央部に適用したコンパクト断面の塑性化が想定どおりに先行して生じ、最終的に床版上面の圧壊や鋼はり全断面の降伏を経て全断面が塑性化することを確認している。

上述の材料損傷の発生過程に着目した耐荷挙動の制御に基づく設計法の構築には、これらの耐力評価に関する知見に加え、合成はりの耐荷挙動を各構成部材の材料損

図-1 はり試験体側面図

図-2 はり試験体断面図

表-1 使用材料の特性

材 料	Type I	Type II
コンクリート	圧縮強度 (N/mm ²)	36.4
	引張強度 (N/mm ²)	3.2
	弾性係数 (N/mm ²)	26,900
軸方向鉄筋 D13	降伏強度 (N/mm ²)	343
	引張強度 (N/mm ²)	466
せん断補強鉄筋 D10	降伏強度 (N/mm ²)	353
	引張強度 (N/mm ²)	480
スタッド φ 16	降伏強度 (N/mm ²)	395
	引張強度 (N/mm ²)	463
上フランジ, ウェブ t 9	降伏強度 (N/mm ²)	380
	引張強度 (N/mm ²)	532
下フランジ t 12	降伏強度 (N/mm ²)	396
	引張強度 (N/mm ²)	537

※鋼材(鉄筋, スタッド, 上下フランジ, ウェブ)の弾性係数は 205,000 N/mm²とした。

傷と関連付けて説明することが必要である。そこで、本研究では、配置する頭付きスタッドの間隔が異なる2体の合成はり模型試験体の静的載荷試験結果を整理し、床版コンクリートの圧縮破壊や鋼はりの降伏など、合成はりを構成する部材の損傷順序から耐荷挙動の解明を試みた。また、頭付きスタッド間隔が、それらの耐荷挙動に及ぼす影響について検討するとともに、合わせて実施した押抜き試験の試験結果と比較して、模型試験体内の頭付きスタッドに作用する水平せん断力について考察を行った。なお、鋼とコンクリートの材料特性を活かすには、鋼はりコンクリート床版がそれぞれ引張力と圧縮力を全塑性状態に至るまで負担し続けるのが望ましいと考え、試験体の鋼はり断面には全塑性モーメントまで座屈しないコンパクト断面を採用した。

2. 静的載荷試験

検討に用いたはり試験体の側面図と断面図を図-1および図-2に、試験体に用いた各材料の特性を表-1に示す。試験体は、載荷フレームの寸法およびジャッキ能力の制約から、全高520mm、スパン4000mmの単純合成はりとし、上フランジ(100×9mm)と下フランジ(120×12mm)、ウェブ(379×9mm)で構成される鋼はりに厚さ120mmのコンクリート床版を軸径16mm、高さ90mmの頭付きスタッドを介して合成している。床版内にははり軸方向にD13鉄筋を配置するとともに、せん断補強筋としてD10鉄筋を頭付きスタッド間の中央に配置している。また、Type I とType II では、鋼はりおよびコンクリート床版の

寸法は同じで、頭付きスタッドの配置間隔がそれぞれ200mm、150mmと異なっている。なお、この配置間隔は、下記に示すように、試験体の全塑性モーメント到達前後で頭付きスタッドが破壊するように設定した。

試験では、スパン1/3点に集中荷重を載荷し、図-3に示すように、載荷点のたわみや鋼はりとコンクリート床版間のずれ変位のほか、鉄筋や鋼はりの部材軸方向ひずみをおもに設計せん断力が大きい左支点側で計測している。また、鋼はりウェブの上方では、3軸方向ゲージを用いて主ひずみも計測している。

ところで、はり試験体の断面は、複合構造標準示方書に示された式(1)を満足するため、全塑性モーメントまで座屈しない断面(コンパクト断面)に相当する。

$$\frac{h_w}{t_w} \leq \frac{2.0}{\alpha} \sqrt{\frac{E_s}{f_{yd}}} \quad (1)$$

ここに、 h_w : 鋼はりウェブの純高さ (mm), t_w : 鋼はりウェブ厚 (mm), α : 鋼はりウェブの塑性中立軸から圧縮域の高さと純高さの比, E_s : 鋼はりウェブの弾性係数 (N/mm²), f_{yd} : 鋼はりウェブの設計降伏強度 (N/mm²)である。

そこで、全塑性モーメント時の応力分布を図-4に示すように仮定して曲げ耐力に対応する荷重値を算出すると、

(a) Type I

(b) Type II

Type I で701kN, Type II で743kNとなる。しかしながら、はり試験体の塑性中立軸位置は鋼はりウェブ内にあり、鋼はりが全塑性状態になる前にコンクリート床版上縁が圧縮破壊し、曲げ耐力が全塑性モーメントに到達できない場合がある。そこで、複合構造標準示方書に示された式(2)に従い、曲げ耐力(=全塑性モーメント)を低減して設計曲げ耐力に対応する荷重値を求めると、Type I で611kN, Type II で640kNとなる。

$$M_{ud} = \left(1.05 - 0.33 \frac{D_p}{D_t} \right) \frac{M_{pl}}{\gamma_b} \quad (2)$$

一方、試験に用いた頭付きスタッドのせん断耐力を複合構造標準示方書を参考に式(3)から算出すると、Type I で93.1kN/本、Type II で93.4kN/本となる。

$$\begin{aligned} V_{ssu} &= \min(V_{ssu1}, V_{ssu2}) \\ V_{ssu1} &= 31A_{ss} \sqrt{(h_{ss}/d_{ss})f'_c} + 10000 \\ V_{ssu2} &= A_{ss} f_{ssu} \end{aligned} \quad (3)$$

ここに, $V_{ssu}, V_{ssu1}, V_{ssu2}$: せん断耐力 (N), A_{ss} : 頭付き

なお、本試験では、頭付きスタッドに作用する水平せん断力とずれ変位の関係を得るため、それぞれのはり試験と並行して押抜き試験を実施している。試験体の形状と寸法は図-5に示すとおりで、それぞれのはり試験体と同じ材料を用い、頭付きスタッドに対するコンクリートの打設方向を同一にして製作した。コンクリートブロッ

図-6 載荷点のたわみ

図-7 頭付きスタッドのずれ変位

図-8 押抜き試験結果

クの配筋もはり試験体のコンクリート床版と同一としている。また、荷重載荷は、頭付きスタッドの押抜き試験方法(案)⁷⁾に準じて実施したが、はり試験体内の頭付きスタッドの挙動を再現するため、試験体はコンクリートブロックの中央下を回転および水平移動が可能なように支点支持した⁸⁾。

3. 全体挙動

(1) 載荷点のたわみ

載荷点直下で計測したたわみと荷重の関係を図-6に示す。図中には、完全合成ならびに非合成を仮定した場合の計算値をともに示した。計算にはType I の材料特性を用いたが、Type I とType II の計算値の差異はほとんどない。なお、本文中に示す非合成とは、コンクリート床版

(a) 表面ひずみ

(b) ひずみ成分

図-9 頭付きスタッドのひずみ

と鋼はりが各々の弾性係数の比に応じて荷重を分担し合い、重ねはりとして挙動することを示している。

図-6より、Type II が載荷初期に完全合成に近似した挙動を示す一方で、Type I は載荷初期から完全合成とは乖離したたわみを示していることがわかる。また、いずれもたわみが約13mmに到達して以降に急増し始めているが、その際の荷重値はType I で約550kN、Type II で約630kNであり、1割ほど異なる。なお、急増前の500kN到達時のたわみはType I で10.8mm、Type II で8.7mmであり、Type I のほうが2割ほど大きい。

このように、両者のたわみに差異が生じたのは頭付きスタッドの配置間隔によるものであり、Type I は配置間隔が広いために不完全度⁹⁾(完全合成からの乖離)が大きくなり、たわみが大きくなったものと推測される。また、Type II は載荷初期に完全合成にかなり近似した挙動を示したことから、鋼はりとコンクリート床版の間に付着力が存在していた可能性があり、この点も両者のたわみに差異が生じた一因であると考えられる。

(2) 頭付きスタッドのずれ変位とひずみ

左支点側最端部の頭付きスタッド位置(図-3参照)で計測した鋼はりとコンクリート床版間のずれ変位を図-7に、合わせて実施した押抜き試験の結果を図-8に示す。

図-7より、ずれ変位はいずれの試験体においても約0.8mmに到達して以降に急増し始めているが、その際の

(a) 上段鉄筋

(b) 下段鉄筋

図-10 B断面の鉄筋ひずみ

(a) 上段鉄筋

(b) 下段鉄筋

図-11 C断面の鉄筋ひずみ

荷重値はType I で約510kN, Type II で約660kNであり, たわみが急増した際の荷重値に近い。また, 最大荷重時のずれ変位はType I で約3.0mm, Type II で約2.5mmである。ここで, 図-8の押抜き試験結果と比較すると, これら最大荷重時のずれ変位は, 押抜き試験における最大ずれ変位の半分程度以下であり, Type I, Type II とも, 最大荷重時に頭付きスタッドは破壊に至っていないと考えられる。また, 押抜き試験におけるずれ変位の急増は約1.0mmに到達して以降に生じており, はり試験体のずれ変位の急増点とほぼ一致する。

上記のずれ変位計測位置にある頭付きスタッドの表面ひずみを図-9(a)に, それらから算出したひずみ成分を図-9(b)に示す。ひずみは頭付きスタッドの中央高さの支点側および載荷点側の両面で計測しており, 軸成分はそれらの和の半分, 曲げ成分は差の半分として計算している。

図-9(a)より, 頭付きスタッドの表面ひずみは, Type I では約520kN時に, Type II では約660kN時に両面が降伏ひずみ(Type I は 1930μ , Type II は 1960μ)に達している。すなわち, 頭付きスタッドの中央高さにおける降伏は, ずれ変位の急増とほぼ同じタイミングで生じている。また, 図-9(b)のひずみ成分に着目すると, 表面ひずみが降伏ひずみに達するまでは, 軸方向にひずみはほとんど生じておらず, 曲げひずみのみ発生していることがわかる。

このように, 両試験体で降伏ひずみ到達時の荷重値に差異が生じたのは, 降伏ひずみ到達時の荷重比1.27 (=

$660\text{kN} / 520\text{kN}$)が頭付きスタッドの配置間隔の比1.33 (= $200\text{mm} / 150\text{mm}$)にほぼ一致していることから, 作用した水平せん断力の差によるものと考えられる。

4. 各部材のひずみ挙動

(1) 床版上下縁のひずみ

床版上下縁のひずみは, コンクリート床版内に配置した上下鉄筋のひずみから平面保持を仮定して算出したが, 図-3に示したように, 鉄筋のひずみはそれぞれの上下面で計測しており, 床版上下縁のひずみの算出にはこれらの各平均値を用いた。

はじめに図-10と図-11の鉄筋ひずみについて概説する。図中には, 完全合成ならびに非合成を仮定した場合の計算値をとともに示したが, 計算にはType I の材料特性を用いている(Type I とType II の計算値の差異は0~6%)。上段鉄筋のひずみは荷重の増加とともに圧縮方向に増加し, B断面では, Type I, Type II ともに, 660~670kN程度で圧縮側の降伏ひずみ(Type I は 1670μ , Type II は 1720μ)に達している。また, Type II では最高荷重に等しい755kN時にC断面においても圧縮側の降伏ひずみに達している。一方, 下段鉄筋のひずみ挙動はType I とType II で異なり, 頭付きスタッドの配置間隔が広いType I では, B断面, C断面ともに, 載荷荷重が500kNを超えて以降に引張方向へ増加する傾向を示した。なお, Type II では, 約750kN

写真-1 Type II試験体に生じたせん断ひび割れ

時にB断面で、最高荷重に等しい755kN時にC断面で圧縮側の降伏ひずみに到達している。なお、C断面において、下段鉄筋のひずみが上段鉄筋よりも圧縮側に大きく増加したのは、試験中に荷重点からC断面にむかって発生したせん断ひび割れ(写真-1参照)による影響であると推測される。

B断面における床版上下縁のひずみを図-12に示す。図中には、完全合成を仮定した場合の計算値をともに示したが、計算にはType I の材料特性を用いている(Type I と Type II の計算値の差異は4~7%)。床版上縁のひずみは、載荷荷重が600kN程度までの範囲でType I が小さい値を示したが、いずれの試験体も約620kN時に圧縮強度に相当するひずみ2000 μ に到達している。また、最高荷重が大きいType II は約680kN時に終局圧縮ひずみに相当する3500 μ に到達した。一方、床版下縁のひずみは、Type II が荷重初期に圧縮を呈していたのに対し、Type I は荷重初期から引張を呈していた。また、いずれの試験体も引張強度に相当するひずみ100 μ に到達したが、その際の荷重値はType I で約300kN、Type II で約620kNである。

C断面における床版上下縁のひずみを図-13に示す。図中には、完全合成を仮定した場合の計算値をともに示したが、計算にはType I の材料特性を用いている(Type I と Type II の計算値の差異は0~2%)。床版上縁のひずみは、B断面と同様、各荷重段階においてType I が小さい値を示した。いずれの試験体も、圧縮強度に相当するひずみ2000 μ には到達していない。一方、床版下縁のひずみは、Type II が常に圧縮を呈していたのに対し、Type I は荷重初期に圧縮を呈していたものの、途中で引張側に転じ、約500kN時に引張強度に相当するひずみ100 μ に到達した。

以上のように、頭付きスタッドの配置間隔が広いType I の床版上縁ひずみは、各荷重段階においてType II よりも小さい値を示し、床版下縁ひずみは引張側に大きい値を示した。これは、上述したたわみの差異と同様に、Type I の不完全度がType II よりも大きいためであると考えられる。さらに、Type II のコンクリート床版が上下鉄筋とともに降伏するほど圧縮を負担していたのに対し、

図-12 B断面の床版ひずみ

図-13 C断面の床版ひずみ

Type I のコンクリート床版は早期かつ広範囲にわたって引張強度に達した点が両者の大きな相違である。

なお、ここでの床版ひずみは、床版内の鉄筋ひずみの計測値から推測しているため、床版下縁の引張強度到達後は、下段鉄筋のひずみが大きくなり、推測した床版上縁のひずみが過大であった可能性があることを付記しておく。

(2) 鋼はり上下縁のひずみ

B断面およびC断面における鋼はり上下縁のひずみを図-14と図-15に示す。同ひずみは、それぞれ上フランジ上面の中央、下フランジ下面の中央で計測している。また、図中には、完全合成ならびに非合成を仮定した場合の計算値をともに示したが、計算にはType I の材料特性を用いており、Type I と Type II の計算値の差異は2~7%である。

まず、荷重点に近いB断面に着目する。図-14より、鋼はり上縁のひずみは、載荷荷重が500kN程度までの範囲ではほぼ等しい値を示したが、それ以降は頭付きスタッドの配置間隔が広いType I のほうが大きくなり、Type I では約670kN時に、Type II では約730kN時に圧縮側の降伏ひずみ(Type I は1850 μ 、Type II は2090 μ)に到達していることがわかる。また、鋼はり下縁のひずみは、Type I では430kN時に、Type II では約510kN時に引張側の降伏ひずみ(Type I は1930 μ 、Type II は2000 μ)に達し、その後、Type

(a) 鋼はり上縁

(b) 鋼はり下縁

図-14 B断面の鋼はり上下縁ひずみ

(a) 鋼はり上縁

(b) 鋼はり下縁

図-15 C断面の鋼はり上下縁ひずみ

I では約500kN時に、Type II では約610kN時に急増する傾向を示したが、その際のひずみはいずれも2500~3000 μ 程度である。

次に、載荷点から少し離れたC断面に着目する。図-15より、鋼はり上縁のひずみは、B断面と同様、載荷荷重が500kN程度を超えて以降にType I が若干大きい値を示し、Type I では最高荷重到達直後の約680kN時に圧縮側の降伏ひずみに達したものの、Type II では降伏ひずみに到達することはなかった。また、鋼はり下縁のひずみは、Type I では約550kN時に、Type II では約540kN時に引張側の降伏ひずみに達した。なお、Type II では、B断面と同様に、2500~3000 μ に到達した約690kN時に急増する傾向を示した。

以上のように、鋼はり下縁のひずみは、降伏後の2500~3000 μ に到達した際に急増する傾向を示したが、これは降伏域が下フランジの全断面に拡がり、鋼はり下フランジが塑性化したことを表しているものと推測される。

(3) 鋼はりウェブのひずみ

B断面およびC断面における鋼はりウェブのひずみを図-16と図-17に示す。同ひずみは、ウェブの片面で計測している。また、図中には、完全合成ならびに非合成を仮定した場合の部材軸方向ひずみに関する計算値をともに示したが、計算にはType I の材料特性を用いた。Type I とType II の計算値の差異は、完全合成を仮定した場合に、

ウェブ上方において中立軸位置の違いによる影響が大きく表れて約15%あるが、その他は2~3%である。

まず、載荷点に近いB断面に着目する。図-16より、完全合成を仮定した場合の中立軸位置に近いウェブ上方において、部材軸方向ひずみの絶対値はType I、Type II ともに最大・最小主ひずみの絶対値に比べてかなり小さいことがわかる。また、Type I では降伏ひずみ(1850 μ)に到達することはなかったが、Type II では720~730kN時に最大・最小主ひずみがそれぞれ引張・圧縮側の降伏ひずみ(2090 μ)に達している。一方、鋼はりの中央高さに位置するウェブ中央の部材軸方向ひずみは、Type I では約520kN時に、Type II では約600kN時に急増し始めているが、その際のひずみは降伏ひずみに比べてかなり小さい。

次に、載荷点から少し離れたC断面に着目する。図-17からわかるように、ウェブ上方の部材軸方向ひずみの絶対値は、B断面と同様、Type I、Type II ともに最大・最小主ひずみの絶対値に比べてかなり小さく、載荷終了まで降伏ひずみには達しなかった。最大・最小主ひずみは、Type I では約680kN時に、Type II では約750kN時にそれぞれ引張・圧縮側の降伏ひずみに到達している。また、ウェブ中央のひずみは、Type I では約500kN時に、Type II では約600kN時に急増し始めているが、B断面と同様、その際のひずみは降伏ひずみに比べてかなり小さい。

以上のように、ウェブ上方では、最大・最小主ひずみの絶対値が部材軸方向ひずみの絶対値よりもかなり大き

(a) ウェブ上方

(b) ウェブ中央

図-16 B断面の鋼はりウェブひずみ

(a) ウェブ上方

(b) ウェブ中央

図-17 C断面の鋼はりウェブひずみ

くなったが、各主ひずみの絶対値がほぼ等しいため、同位置ではせん断ひずみが支配的になっているものと考えられる。また、同様に、ウェブ中央では、曲げモーメントに加え、せん断力が影響を及ぼし、部材軸方向ひずみがかなり小さい段階でウェブが塑性化したと考えられる。なお、ウェブ中央に関し、頭付きスタッドの配置間隔が広いType I がType II に比べて早期に塑性化した、これはウェブ材料の降伏強度が1割ほど小さいのに加え、鋼桁下縁の降伏が早期に生じたために、それ以降、ウェブの引張負担が大きくなり、そこにせん断の影響が加わったためと考えられる。

5. 各部材の損傷順序

Type I およびType II の最高荷重に至るまでの材料損傷の状況を表-2にまとめる。表中には上記で算出した両試験体の曲げ耐力および設計曲げ耐力をともに示した。

頭付きスタッドの配置間隔が広いType I では、床版下縁が早期に引張強度に達し、これに追従するように、鋼はり下縁が塑性化した。また、同時に鋼はり一床版間のずれが急増したが、たわみが急増するよりも約40kNほど早い。たわみの急増後は、鋼はり下縁の降伏範囲が部

材軸方向に広がり、本試験体の設計曲げ耐力に近い荷重段階で床版上縁が圧縮強度に達して以降は、床版内鉄筋の降伏や、鋼はり上縁およびウェブ上方の降伏など、圧縮領域にある材料の損傷を経て最高荷重に達している。

一方、頭付きスタッドの配置間隔が狭いType II では、鋼はり下縁が降伏に至った後、鋼はりウェブ中央と鋼はり下縁が順に塑性化し、床版上縁が圧縮強度に、床版下縁が引張強度に達した。また、同時に鋼はり一床版間のずれやたわみも急増しており、この際の荷重値は同試験体の設計曲げ耐力に近い。その後、床版内鉄筋の降伏や、鋼はり上縁およびウェブ上方の降伏など、圧縮領域にある材料の損傷を経て最高荷重に達したことは、Type I と同様である。

以上より、頭付きスタッドの配置間隔を狭くし、不完全度を小さくすることで、床版下縁の引張強度への到達や鋼はり下縁の降伏、鋼はり一床版間のずれやたわみの急増など、使用性に係わる事象の発生荷重を大きくできるとともに、床版上縁が圧縮強度に到達してから最高荷重に至るまでの荷重増分も大きくできると考えられる。また、両試験体とも、塑性中立軸位置が鋼はり内にありながら、床版下縁が引張強度に到達するなど、曲げ耐力算出時に仮定した図-4の応力分布と異なる挙動を示した

表-2 材料損傷のまとめ

荷 重	Type I (スタッド配置間隔 200mm)			Type II (スタッド配置間隔 150mm)		
	全体挙動	B断面 載荷点から 133mm	C断面 載荷点から 333mm	全体挙動	B断面 載荷点から 150mm	C断面 載荷点から 300mm
300kN		床版下縁引張強度				
430kN		鋼はり下縁降伏				
500kN		鋼はり下縁塑性化	床版下縁引張強度 ウェブ中央塑性化			
510kN	ずれ急増				鋼はり下縁降伏	
520kN	スタッド降伏	ウェブ中央塑性化				
540kN						鋼はり下縁降伏
550kN	たわみ急増		鋼はり下縁降伏			
600kN					ウェブ中央塑性化	ウェブ中央塑性化
610kN	<設計曲げ耐力>				鋼はり下縁塑性化	
620kN		床版上縁圧縮強度			床版下縁引張強度	
630kN				たわみ急増	床版上縁圧縮強度	
640kN				<設計曲げ耐力>		
660kN				ずれ急増 スタッド降伏	上段鉄筋降伏	
670kN		鋼はり上縁降伏 上段鉄筋降伏				
680kN			ウェブ上方降伏		床版上縁圧縮破壊	
684kN	最高荷重					
701kN	<曲げ耐力>					
720kN					ウェブ上方降伏	
730kN					鋼はり上縁降伏	
743kN				<曲げ耐力>		
750kN					下段鉄筋降伏	ウェブ上方降伏
755kN				最高荷重		上段鉄筋降伏 下段鉄筋降伏

(a) Type I

(b) Type II

図-18 鋼はりの中立軸位置の変化

が、最高荷重は設計曲げ耐力を大きく上回り、全塑性モーメントから算出した曲げ耐力とほぼ一致した。

ここで、B断面における鋼はりの中立軸位置の変化を図-18に示す。縦軸の中立軸位置は、図-3に示した鋼は

り上縁、腹板上方および腹板中央の部材軸方向ひずみから求めた、ひずみがゼロとなった位置である。また、図中には、完全合成ならびに非合成を仮定した場合の弾性中立軸と塑性中立軸をともに示した。これより、鋼はり

図-19 軸力差と水平せん断力

の中立軸位置は、非合成よりも完全合成を仮定した場合に近く、載荷終了直前には上方に移動し、塑性中立軸に近づく傾向を示している。

よって、本試験体では、頭付きスタッドが載荷終了まで破壊することなくコンクリート床版と鋼はりを結合し続けたことにより、床版下縁が引張強度に、床版上縁が圧縮強度に到達して以降も、床版コンクリートや床版内鉄筋が鋼はり上縁と共同して圧縮力を負担したため、抵抗モーメントが完全合成を仮定した場合の全塑性モーメントに近づいたと考えられる。同時に、このような合成はりの耐荷挙動を精緻に追跡するためには、コンクリート床版や鋼はりの材料損傷に伴う頭付きスタッドのずれ性状の変化を適切にモデル化した数値解析を行う必要があると考えられる。その上、同解析に鋼はりの弾塑性座屈の影響を考慮することができれば、鋼はりの断面分類によらない統一的な曲げ破壊照査を行える可能性がある。

6. 軸力差と水平せん断力の関係

両試験体が弾性範囲内にあると考えられる300kNまでの荷重範囲における、鋼はりひずみから算出した軸力差と、鋼はり一床版間のずれ変位から算出した水平せん断力を図-19に示す。ここで、軸力差は、B断面、C断面、D断面(C断面から左支点側に頭付きスタッドの配置間隔だけ離れた断面)における鋼はりひずみに鋼はり断面積を乗じて軸力を求め、それらの差分から算出した。また、水平せん断力は、鋼はり一床版間のずれ変位を押抜き試験から得られた水平せん断力-ずれ変位関係に当てはめて算出した。なお、Type IIにおいて、B-C断面間のずれ変位は計測していない。

図-19より、軸力差に着目すると、荷重値が300kN時の両断面間の平均値は、Type Iで約75kN、Type IIで約55kNである。すなわち、Type Iのほうが36%大きく、各断面間の離れ(頭付きスタッドの配置間隔)の比1.33(=200mm/150mm)にほぼ一致する。また、水平せん断力に着目す

ると、荷重値が300kN時の各断面間の平均値は、Type Iで約60kN、Type IIで約40kNであり、この差異も頭付きスタッドの配置間隔の比におおむね一致する。

軸力差と水平せん断力とでは、Type Iで約2割、Type IIで約3割だけ水平せん断力のほうが小さい。すなわち、頭付きスタッドには軸力差に相当するほどの水平せん断力が作用しなかったことになるが、その度合いは頭付きスタッドの配置間隔が狭いType IIのほうが大きい。図-6で示したように、Type IIは載荷初期に完全合成にかなり近似した挙動を示し、鋼はりコンクリート床版の間に付着力が存在していた可能性があることから、頭付きスタッドに作用する水平せん断力は、鋼はりコンクリート床版間の付着によって小さくなると推測される。

7. おわりに

本研究では、コンパクト断面(全塑性モーメントまで座屈しない断面)に分類され、頭付きスタッドの配置間隔が異なる2種類の合成はり試験体を対象に、両者の構成部材の損傷順序を比較し、耐荷挙動の違いについて検討した。さらに、ともに行われた押抜き試験結果と比較し、はり試験体内の頭付きスタッドに作用する水平せん断力について考察を行った。

本研究によって得られた主な結果をまとめると以下のようになる。

1. 頭付きスタッドの配置間隔によらず、合成はり試験体は、鋼はり下縁が降伏に至った後、床版上縁が圧縮強度に達し、その後、床版内鉄筋の降伏や、鋼はり上縁およびウェブの降伏など、圧縮領域にある材料の損傷を経て最高荷重に到達する。
2. 頭付きスタッドの配置間隔を狭くすることで、床版下縁の引張強度への到達や鋼はり下縁の降伏、鋼はり一床版間のずれやたわみの急増など、使用性に係わる事象の発生荷重を大きくできる。その上、床版上縁が圧縮強度に到達してから最高荷重に至

るまでの荷重増分を大きくできる。

3. 塑性中立軸位置が鋼はり内にある場合でも、最高荷重の段階では床版下縁が引張強度に到達するなど、完全合成を仮定した全塑性モーメント時の応力分布と異なる挙動を示す。しかし、最高荷重に到達するまで、コンクリート床版と鋼はりが結合され続ければ、最高荷重は上記の応力分布から算出した曲げ耐力にほぼ一致する。
4. 本試験体の頭付きスタッドに作用する水平せん断力は、スタッド前後のはり断面に生じる軸力の差よりも2〜3割ほど小さい。また、その小さくなる割合は、鋼はりとコンクリート床版の間に付着力が存在する場合に大きくなる。

このように、鋼はりの座屈が生じない条件下では、合成はりを構成する鋼はりとコンクリート床版の諸元が同等であっても、頭付きスタッドの配置間隔によって耐荷挙動が変化するため、鋼とコンクリートの材料特性を最大限に活かすには、構成部材の諸元の設定に加え、ずれ止め配置に関する検討も必要であると考えられる。ただし、合成はりの耐荷挙動は、鋼はりやコンクリート床版の寸法、載荷・支持条件の違いによって異なるものと予想されるため、負の曲げモーメントを受ける場合やせん断力が卓越する領域での挙動も含め、それらに対する検討は今後の課題としたい。

謝辞：本研究は、土木学会複合構造委員会の複合構造物の耐荷メカニズム研究小委員会の活動から動機を得ました。また、本研究の実験は、科学研究費補助金(基盤研究(C), 課題番号25420476)の補助を受けて実施しました。ここに関係各位に謝意を表します。

参考文献

- 1) (社)土木学会複合構造委員会：2014年制定 複合構造標準示方書，2015.3.
- 2) (社)土木学会鋼構造委員会：2007年制定 鋼・合成構造標準示方書，2007.3.
- 3) 大垣賀津雄，川口喜史，磯江暁，高橋昭一，川尻克利，長井正嗣：合成2主桁橋の鋼主桁補剛設計に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.44A，pp.1229-1239，1998.3.
- 4) 大垣賀津雄，安川義行，稲葉尚文，長井正嗣：正曲げモーメントを受ける合成2主桁無補剛腹板の弾塑性挙動に関する解析的研究，第5回複合構造の活用に関するシンポジウム講演論文集，pp.49-56，2003.11.
- 5) 長井正嗣，稲葉尚文，奥井義昭，宮下剛，平山繁幸，細見直史：合成I桁の正，負曲げ及び相関強度評価に関する一考察，構造工学論文集，Vol.55A，pp.115-123，2009.3.
- 6) 高久英彰，藤野和雄，岸隆，佐々木力，三宅隆文，田中雅人：コンパクト断面を設計に採用した鋼連続合成桁橋，橋梁と基礎，pp.5-10，2011.12.
- 7) (社)日本鋼構造協会：頭付きスタッドの押抜き試験方法(案)，JSSCテクニカルレポート，No.35，pp.1-24，1996.11.
- 8) 島弘，中島章典，渡辺忠朋：土木分野におけるずれ止めの性能評価法—土木学会複合構造委員会研究小委員会—，第9回複合・合成構造の活用に関するシンポジウム，pp.29-37，2011.11.
- 9) 中島章典，溝江慶久：不完全合成桁の不完全度の簡易推定法，土木学会論文集，No.537/I-35，pp.89-96，1996.4.

(2015. 11. 26 受付)

EXPERIMENTAL STUDY ON LOAD CARRYING BEHAVIOR OF COMPOSITE BEAM FOCUSING ON SEQUENCE OF DAMAGE OF CONSTITUTIVE MATERIALS

Yoshihisa MIZOE, Akinori NAKAJIMA, Van Duong NGUYEN
and Kazuhiro NAGAO

The ultimate moment of resistance of the composite beam with the steel beam and the reinforced concrete slab generally depends on the classification of the cross sections. JSCE Standard Specifications for Hybrid Structures also use the classification of the compact, non-compact and slender cross sections to calculate the ultimate moment of resistance of the composite beam. However if we can calculate the ultimate moment of resistance of the composite beam regardless of the classification of the cross section, more rational proportion of the composite beam can be potentially designed using constitutive material performance as possible as we can.

In this research, we conduct the static test of the composite beam specimens which is the beam with the compact cross section and we attempt to confirm the load carrying behavior of the specimen in detail. In this case, two types of the specimens with studs differently arranged at equal intervals are employed and we investigate especially the sequence of the damage of the steel beam and the concrete slab such as the yielding of steel and the compressive failure of concrete.