

鉄骨梁に対して上方にかさ上げられた床スラブの 拘束効果を考慮した横座屈補剛工法の開発

田中 昂平*¹・安田 聡*¹・氏家 大介*¹・成原 弘之*²・松本 修一*³・杉山 雄亮*⁴

Keywords : composite steel girder, lateral buckling, slab raising, headed stud, plastic deformation capacity

合成梁, 横座屈, スラブかさ上げ, 頭付きスタッド, 塑性変形性能

1. はじめに

大スパン H 形断面鉄骨梁は、曲げを受けると図-1 に示すような部材のねじれを伴う横座屈と呼ばれる劣化挙動を生じることが知られている。このような挙動を防止して部材に要求される変形性能を確保するために、小梁や方杖といった横補剛材を材軸直交方向に設ける手法が一般に用いられており、横補剛材の設計法は各種指針¹⁾などや基準書²⁾において整理されてきた。一方で、鉄骨造建物の梁部材は床スラブが連続的に取付く場合が多く、図-2(a)のように頭付きスタッドを介して H 形断面梁の上フランジと床スラブが結合される合成梁では、床スラブの拘束効果によってそれ自体横座屈に抵抗できることも指摘されている³⁾。

当社は、これまでに構造実験ならびに有限要素解析による検討を通じて上記の床スラブによる拘束効果

を実証し⁴⁾⁵⁾、床スラブの補剛力に応じて従来の横補剛材を一部もしくは全て省略することで、コスト低減と部材性能の確保を両立した合理化設計法を確立してきた⁶⁾。ただし、同一階内でスラブレベルが異なる場合に用いられる図-2(b)の仕様による合成梁で床スラブが鉄骨梁に対して上方にかさ上げられるとき、横座屈による最大構面外変位を生じる下フランジとスラブ間の距離が大きくなることで補剛力の低下が予想されるほか、スタッド頭部がスラブの等厚部分に届かないことで破壊形式の違いに起因する耐力低下の懸念がある。

そこで、本研究では鉄骨梁に対して上方にかさ上げられた床スラブによる拘束効果を把握し、部材性能の評価法を構築することを目的として、構造実験ならびに有限要素解析を実施する。本報では、2章でスラブのかさ上げ部分における力学特性を確認するための要素実験結果を、3章でスラブのかさ上げを伴う合成梁の保有性能と終局形式を確認するための部材実験結果をそれぞれ示したうえで、4章で有限要素解析を用いた性能評価法の提案と検証を行う。

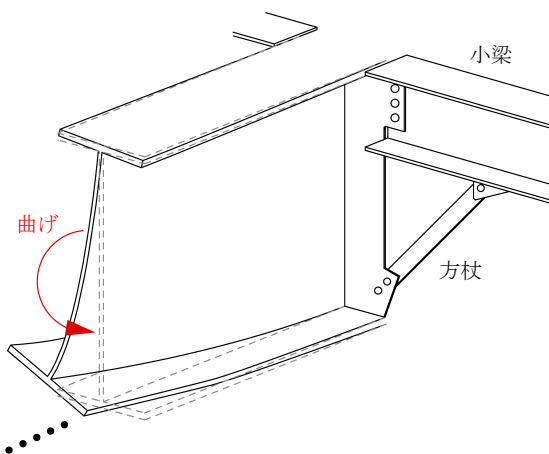


図-1 横座屈ならびに横補剛材
Fig.1 Lateral buckling and lateral bracing members

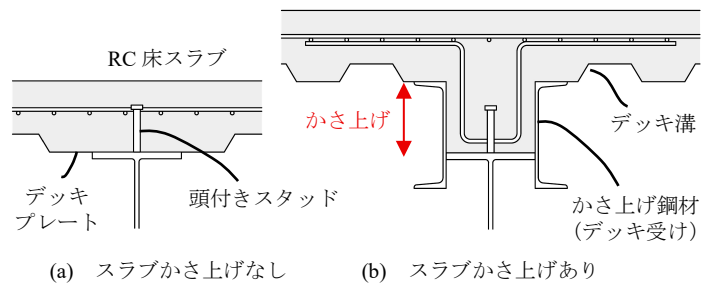


図-2 合成梁
Fig.2 Composite steel girder

* 1 技術センター 都市基盤技術研究部 構造研究室

* 2 技術センター 都市基盤技術研究部

* 3 設計本部 設計企画部

* 4 設計本部 構造設計第二部

2. 要素試験体によるスラブ拘束確認実験

2.1 実験概要

試験体一覧を表-1 に、試験体形状と変位計測位置を図-3 にそれぞれ示す。試験体は合成梁のスパンの一部を取り出し上下を反転させた実大要素モデルであり、スラブには弾性係数が小さい軽量 2 種コンクリートを用いている。実験変数は 2 種類の梁断面と対応して定めるスタッド配置のほか、スラブかさ上げの有無・スラブ側フランジにスチフナを溶接することによるフランジ面外拘束の有無とする。ただし、スラブかさ上げなしの試験体においても図-2 のデッキ溝を想定して山上高さ程度の立上りを設けている。また、スチフナは材軸方向全長にわたりスタッド位置を含んで均等配置している。本実験では、図-2 のデッキプレートやかさ上げ鋼材による影響を考慮せず安全側の性能評価を行うため、全試験体でこれらを再現していない。

加力は横座屈に伴う鉄骨梁の変形状態を模擬した水平力を試験体頂部に作用させることで行う。荷履歴は単調加力を基本とするが、除荷・再載荷時の復元力特性を確認するために、F シリーズ試験体では同パラメータの R シリーズ試験体における終局耐力の 60%程度の荷重で一度除荷を実施する。

変位計測には接触式の高感度変位計を用いるほか、3D モーションキャプチャによる光学式計測を併用する。本報では両計測値の対応を確認したうえで、フランジの面外変形を許容する F シリーズ試験体におけるフランジ中心点の詳細な履歴性状を把握するために、次の方法で図-4 に示すように光学式計測値を整理する。

- [1] 鉄骨梁の回転外縁側におけるフランジ自由端の剛体運動を仮定して、スタッドによる引張力が作用する点の移動先を各計測座標から定める。
- [2] スタッド位置とフランジ中心点の間で線形の曲げモーメント分布を仮定して、弾性理論に基づきフランジ中心点の移動先を定める。

表-1 試験体一覧
Table 1 List of specimens

試験体	H (mm)	スタッド本数 [ピッチ(mm)]	D (mm)	フランジ拘束
s50-R	750	1 列×2 [300]	50	あり
s50-F				なし
s300-R			300	あり
s300-F				なし
d50-R	1200	2 列×2 [200]	50	あり
d50-F				なし
d300-R			300	あり
d300-F				なし

なお、曲げモーメントの大きさはスタッドに作用する引張力から求め、材軸方向全長にわたりフランジは一樣に曲げを負担するものとする。このとき、スタッドに作用する引張力は、軸部の曲げ外縁に貼付した歪ゲージの計測値が弾性域に収まっていることを確認したうえで、それらの平均によって定める。スタッドに作用する曲げの影響は小さいため考慮しない。

2.2 実験結果

実験で得られたフランジ中心点とスラブ等厚部の相対的な曲げモーメント-回転角関係を図-5 に、せん断力-水平変位関係を図-6 にそれぞれ示す。いずれの試験体も加力開始時にはフランジとコンクリートの接触面における付着によって引張応力が伝達されており、本報では両者の剥離が生じた後の実験結果のみを考察の対象とする。また、光学式計測値の一部用いて整理した F シリーズの実験結果は数値にばらつきを有しており、測定精度の検証が今後の課題である。

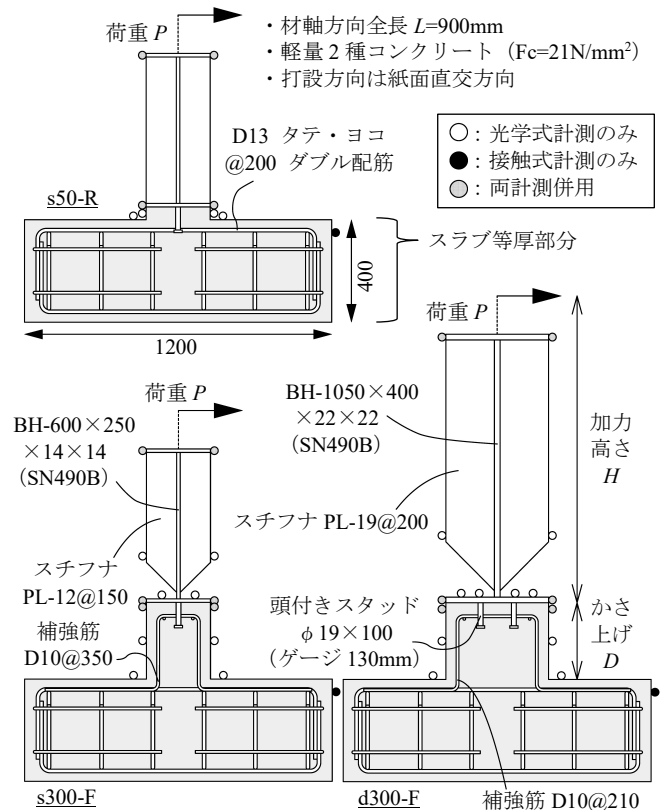


図-3 試験体形状・変位計測位置
Fig.3 Details of specimens and marker position

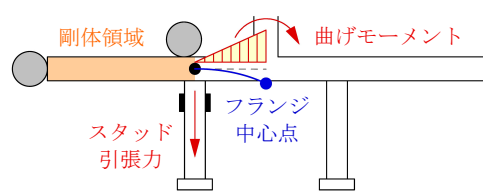


図-4 フランジ中心点の算定
Fig.4 Determination of flange center position

2.2.1 回転剛性の評価

図-5(a)に示す R シリーズ試験体の実験結果のうち、スラブのかさ上げを設けない場合の回転角は、スタッドの抜出しによって生じる変形と読み換えることができる。文献 3)では既往の実験結果に対して、材軸方向のスタッド列数 n 、スタッドの軸部断面積 A_s 、スタッド長さ l_s 、スタッドの弾性係数 E_s 、回転中心のフランジ縁からスタッドまでの距離 b を用いた式(1)による剛性評価法が提案されている。

$$K_{r1} = n \cdot \frac{A_s \cdot E_s \cdot b^2}{l_s} \quad (1)$$

一方で、式(1)はスタッド自体の伸び変形のみを表したものであり、スタッド頭部によるコンクリート支圧部分の変形成分を考慮していないため実際の回転剛性を過大評価している点が聲高ら^{7,8)}によって指摘されている。文献 7)では上記の支圧変形に関する剛性を、コンクリートの弾性係数 E_c 、スタッドの引張力に対するコーン状破壊面の有効投影面積 A_c を取り入れた式(2)で回帰的に表現しており、式(1)と式(2)の直列系として回転剛性の評価を行うことを提案している。

$$K_{r2} = n \cdot \frac{A_c \cdot E_c \cdot b^2}{40l_s} \quad (2)$$

文献 8)に則ってフランジ幅方向に並ぶ各スタッドに対して式(1)、式(2)を適用して定めた回転剛性を図-5(a)

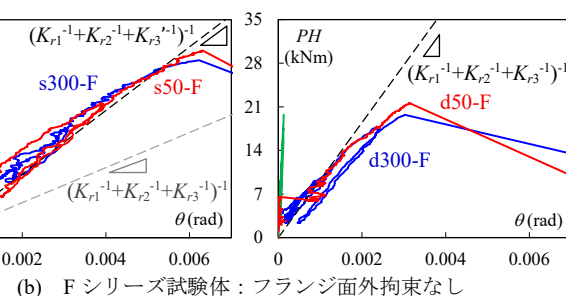
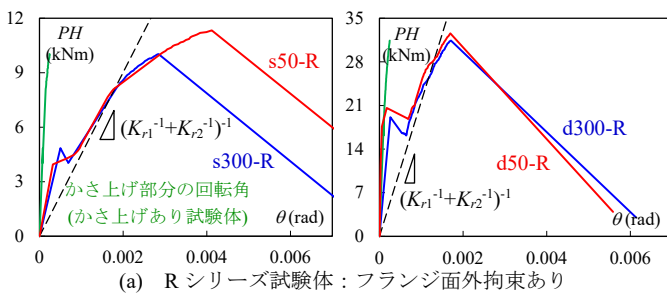


図-5 曲げモーメント-回転角関係
Fig.5 Bending moment - rotation angle relationship

に併記しており、実験結果と良好な対応が確認できる。このことから、普通コンクリートならびに軽量 1 種コンクリートを対象に検討されてきた式(2)は、軽量 2 種コンクリートに対しても同様に適用可能であることが読み取れる。

続いて、図-5(a)中のスラブかさ上げを設けた R シリーズ試験体に着目すると、回転剛性にはかさ上げを設けない場合と大きな違いが見られない。これは図-5(a)に併記するコンクリートのかさ上げ部分で生じる回転角がスタッドの抜出しによる回転角より十分小さいためであり、スラブかさ上げを設ける場合も式(1)、式(2)のみによって回転剛性を精度良く評価できている。

これに対して図-5(b)に示す F シリーズ試験体では、同パラメータの R シリーズ試験体と比較して回転剛性が大きく低下している。これはフランジの面外変形に起因するものであり、その回転成分は文献 3)における図-7 の評価モデルに基づいて、フランジの面外曲げ剛性 $E_f I_f$ 、フランジ半幅の長さ b_1 もしくはスタッドゲージ b_2 による式(3)で与えられる。

$$\begin{cases} K_{r3} = \frac{3E_f \cdot I_f}{b_1} & (\text{スタッド 1 列配置}) \\ K_{r3} = \frac{64E_f \cdot I_f}{5b_2} & (\text{スタッド 2 列配置}) \end{cases} \quad (3)$$

式(1)~式(3)の直列系として評価した回転剛性計算値を図-5(b)に併記しており、これよりスタッド 2 列配置の試験体では実験結果との対応が良好であるものの、

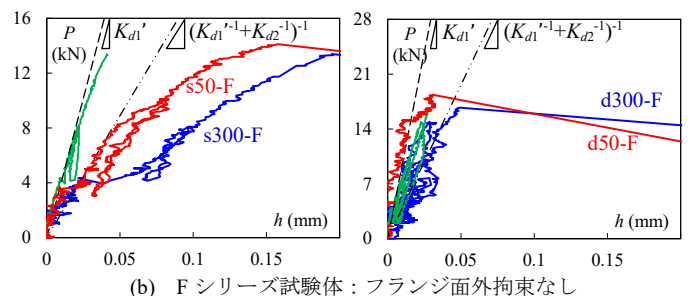
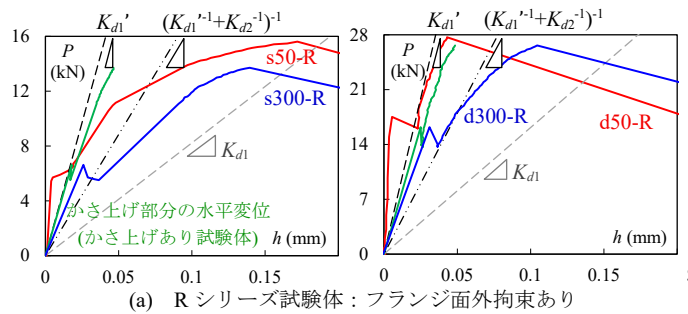


図-6 せん断力-水平変位関係
Fig.6 Shear force - horizontal displacement relationship

スタッド 1 列配置の試験体では実験結果を過小評価していることが分かる。その理由として、本報の試験体はフランジの面外曲げ剛性が比較的小さく、図-8(a)の評価モデルの中でスタッドの拔出し量に対して過大なフランジの変形を仮定していることが挙げられる。そこで、実験におけるコンクリートのひび割れ観察状況に即して曲げモーメント分布の仮定を図-8(b)のように改めて、式(4)により回転剛性を算定することで図-5(b)に示すように実験結果を概ね捉えることができる。

$$K_{r3}' = \frac{24E_f \cdot I_f}{5b_1} \quad (4)$$

2.2.2 水平剛性の評価

図-6(a)に示す R シリーズ試験体の実験結果のうち、スラブのかさ上げを設けない場合の水平変位は、スタッドのせん断ずれによって生じる変形と読み換えることができる。既往の研究では、スタッドを弾性支持杭に見立てて文献 9)で導かれた式(5)、式(6)の荷重変形関係を援用して水平剛性を定める手法が提案されている。

$$u = \frac{\sqrt[4]{k/4E_s I_s}}{k} Q \quad (5)$$

$$k = \frac{E_c}{1.5(0.7 + 6Q/d_s l_s \sigma_c)} \quad (6)$$

ここで、 $E_s I_s$ はスタッドの曲げ剛性、 d_s はスタッド径、 σ_c はコンクリートの圧縮強度を表す。図-6(a)には、文献 3)に準じたスタッドの終局せん断力¹⁰⁾到達時の割線剛性 K_{d1} ならびに文献 7)に準じた実験における終局耐力

到達時の割線剛性 K_{d1}' をそれぞれ併記している。これより、文献 7)の評価法は本実験の水平剛性をより精度良く捉えられていることが分かる。

続いて、図-6(a)中のスラブかさ上げを設けた R シリーズ試験体に着目すると、コンクリートのかさ上げ部分ではスタッドのずれ変位と同程度の水平変位が生じており、その影響を無視できない。そこで、上述の K_{d1}' とかさ上げ部分の水平剛性 K_{d2} の直列系として全体の水平剛性を表現することで、スラブのかさ上げを設けた場合の実験結果についても評価することができる。

また、図-6(b)に示す F シリーズ試験体では、同パラメータの R シリーズ試験体と水平剛性に大きな違いは見られず、実験結果の除荷剛性はいずれも計算値と概ね対応している。

2.2.3 終局耐力の評価

加力終了後の試験体を 3D スキャナで取り込み作成したスタッド位置におけるコンクリート破壊面の断面図を抜粋して図-9 に示す。これより、かさ上げの有無による破壊面の差異はほとんど見られず、いずれもスタッド周囲のコンクリートのコーン状破壊によって終局状態に至ったことが読み取れる。

各試験体の最大荷重を比較すると、かさ上げを設ける場合やスタッド 1 列配置でフランジの面外変形を許容する場合には、かさ上げを設けずフランジの面外変形を拘束する場合より 5~10%程度耐力が低下している。また、スタッド 2 列配置でフランジの面外変形を許容する場合には耐力低下が 35%程度と顕著である。これは図-10 に示すように、フランジ幅方向に並ぶ両スタッドに作用する引張荷重の比率がフランジ面外拘束の有無によって大きく異なるためである。

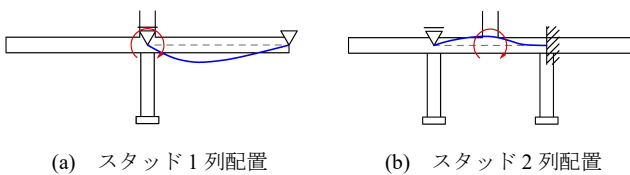


図-7 フランジ面外変形の評価モデル³⁾
Fig.7 Model of flange deformation

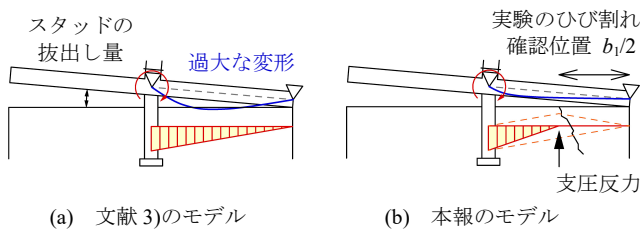


図-8 曲げモーメント分布の仮定と変形状態
Fig.8 Assumption of moment distribution and corresponding deformation

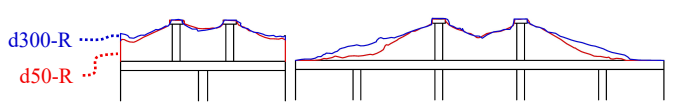


図-9 加力後のコンクリート破壊面
Fig.9 Failure surface of specimen concrete

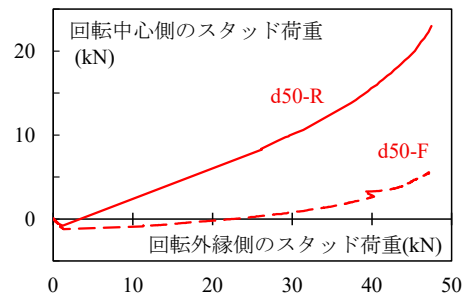


図-10 幅方向に並ぶスタッドの引張荷重比率
Fig.10 Tensile force of studs placed in beam width direction

続いて、各スタッドがせん断力を均等に負担するものと仮定して、破壊時にスタッドに作用していた引張力 T_{max} ・せん断力 Q_{max} をそれぞれ学会指針¹⁰⁾に基づく単体での終局荷重 T_u ・ Q_u で無次元化したうえで、図-11 にプロットして示す。図-11 には、スタッドが回転中心からの距離に比例して引張力を負担するものと仮定して、文献 7)、文献 8) でコーン状破壊によって終局状態に至った実験結果を併せて示している。ただし、算定した引張力が規格下限値によるスタッドの降伏荷重を上回る試験体はプロットから除外している。これより、本実験における終局耐力は既往の実験値に対しておおよそ下限程度であり、材軸方向に複数列のスタッドを配した試験体とは類似した傾向が確認できる。さらに、埋込長がスタッドより大きい頭付きアンカーボルトを対象に引張・せん断組合せ荷重下の終局耐力を同様に整理した文献 11) における式(7)の耐力評価を実験結果のプロットとともに図-11 に併記しており、こちらも本報の実験結果と一定の対応が見られる。

$$(T_{max}/T_u) + (Q_{max}/Q_u) = 2/3 \quad (7)$$

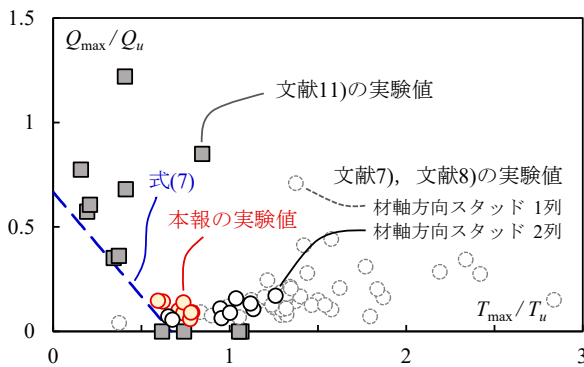


図-11 組合せ荷重下における終局耐力
Fig.11 Ultimate strength under combined loading

3. 合成梁架構の繰返し載荷実験

3.1 実験概要

試験体諸元を表-2 に、試験体形状と加力装置への据付状況を図-12 にそれぞれ示す。試験体は溶接組立 H 形断面梁とコンクリート床スラブを頭付きスタッドで結合した完全合成梁¹⁰⁾で、梁両端は直交梁を設けた H 形断面柱と接合している。各試験体は左右半スパンでスラブのかさ上げの有無を実験変数としており、かさ上げ部分では 2 章の要素実験と同様にデッキプレートやかさ上げ鋼材を再現していない。

本報の試験体のうち、No.1 試験体はスラブによる補剛効果に期待して小梁等の横補剛材を全て省略する場

表-2 試験体諸元
Table 2 Parameters of specimens

試験体名	No.1	No.2	
鉄骨梁	断面	BH-500×190×12×16	BH-600×200×10.5×16 (ウェブは PL-12 を加工)
	鋼種	SN490B	TMCP385B
	幅厚比	フランジ：5.9 ウェブ：39.0 (FA ランク)	フランジ：6.3 ウェブ：54.1 (FC ランク)
	スパン	11000mm	
床スラブ	細長比 λ_f	265	250
	材料	軽量 2 種コンクリート ($F_c=21N/mm^2$)	
	スラブ厚	50mm	40mm
	スラブ幅	2400mm (学会指針 ¹⁰⁾ の有効幅)	
スタッド	かさ上げ高さ	右端側：30mm 左端側：155mm	右端側：25mm 左端側：150mm
	配筋	溶接金網 $\phi 3.2$ -@50mm 1 段配置	
	軸径	$\phi 10$	
	呼び長さ	60mm	50mm
	配置	2 列配置・ゲージ 100mm (小梁上は 1 列配置)	
	ピッチ	150mm	100mm
試験体縮尺	1/1.6 (62.5%)	1/2 (50.0%)	

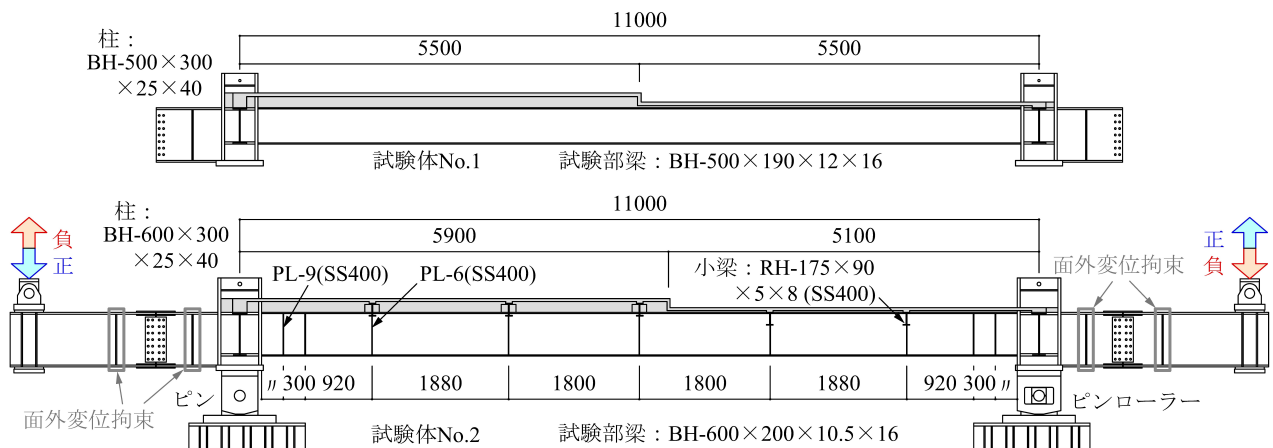


図-12 試験体形状・加力装置
Fig.12 Details of specimens and loading setup

合の変形性能を検証するためのもので、横座屈が大きく進展したときのかさ上げ部の終局挙動を併せて確認する。一方、No.2 試験体は横座屈に対する性能確保に比較的不利な大断面（梁せい 1200mm 相当）・大スパン（柱芯間 22m 相当）・高強度（TMCP385）の部材条件を想定して、スラブの補剛効果を見込んだうえで少数の小梁を併用するような場合を対象としている。そのため、No.2 試験体に取り付く小梁せいは図-13に示すように大梁せいやかさ上げ高さに対して小さく、材軸方向の小梁取付位置も強度が低い 490N/mm² 級鋼材の梁に対して規定される均等補剛方法・端部補剛方法の設計条件²⁾をいずれも満足していない。

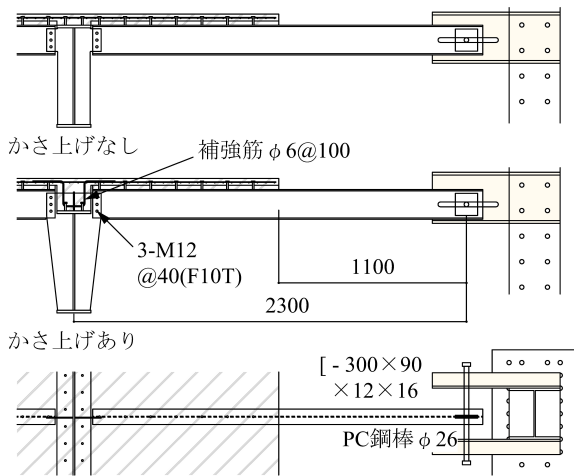


図-13 小梁の取付状況 (No.2 試験体)
Fig.13 Details of lateral bracing members (specimen No.2)

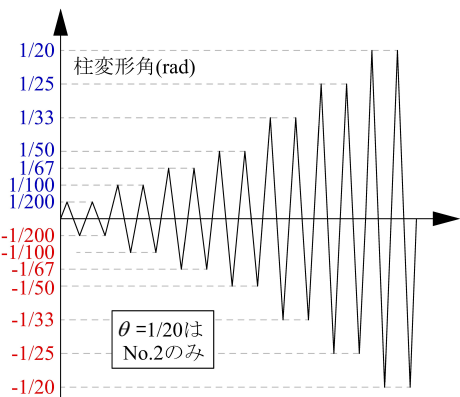


図-14 荷履歴
Fig.14 Loading history

加力は柱下部をピン・ローラー支持して、試験部と対向して柱に取り付けた加力梁の先端をアクチュエータで鉛直方向に押し引きすることで行う。このとき、梁試験部にはせん断力と一様勾配の曲げモーメントが作用する。両加力点では鉛直変位の大きさが同一になるよう制御を行い、柱変形角を基準とした図-14の正負交番漸増振幅繰返しによる荷履歴を採用する。

3.2 実験結果

各試験体の梁端曲げモーメント-柱変形角関係を図-15に、各サイクルの振幅ピーク時における下フランジの構面外変形分布を $\theta=1/50$ 以降について図-16にそれぞれ示す。図-15には、純鉄骨の全塑性耐力 sM_p ならびに合成梁の正曲げ耐力 cM_p の計算値をそれぞれ破線で併記している。また、No.1 試験体では図-15中に点線で示す範囲で意図した加力制御が行われず一時的に正曲げ側の变形のみが大きく進行した。ただし、以降の正曲げ側耐力推移は安定しており、実験結果への影響は軽微と考えられる。

図-15で横座屈が生じる負曲げ側耐力推移に着目すると、No.1 試験体は $\theta=1/33$ (2回目)、No.2 試験体は $\theta=1/25$ (1回目)の加力終了後まで耐力低下を生じておらず、その後もNo.1 試験体で $\theta=1/25$ 、No.2 試験体で $\theta=1/20$ の变形に至るまで純鉄骨の全塑性耐力を保持していることから、いずれの試験体もかさ上げの有無によらず高い変形性能が確認できる。このことは図-16か

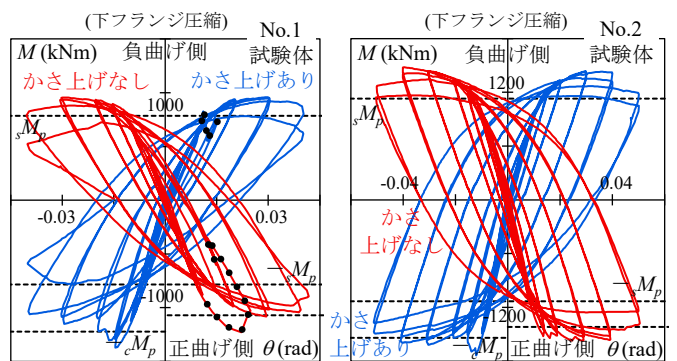


図-15 梁端曲げモーメント-柱変形角関係
Fig.15 Bending moment at beam end - column rotation angle relationship

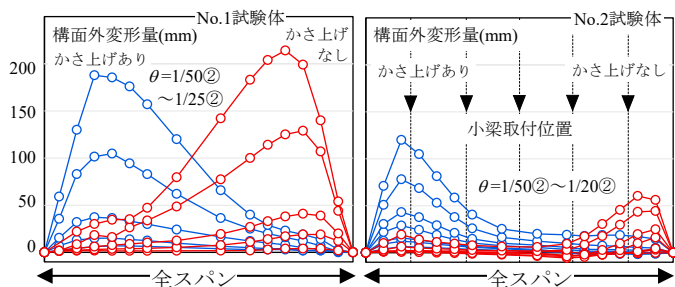


図-16 振幅ピーク時の下フランジ構面外変形分布
Fig.16 Lateral buckling deformation distribution of lower flange

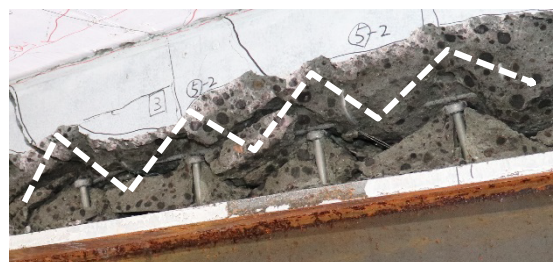


写真-1 かさ上げ部の破壊状況 (No.1 試験体)
Photo.1 Failure mode of slab raising (specimen No.1)

からも読み取ることができ、No.1 試験体では構面外変形の増大が最終 2 サイクルを除いて緩やかで、その推移は両端とも概ね同等であることが分かる。No.2 試験体についても、かさ上げの有無によって小梁の取付高さが異なることに伴い大変形域の構面外変形量には両端で差が見られるものの、いずれも小梁とスラブの併用による大きな横補剛効果が確認できる。

No.1 試験体では $\theta=1/25$ (1 回目)のかさ上げ側負曲げ加力時に写真-1 に示すようなかさ上げコンクリートの破壊が生じており、繰返し加力に伴って破壊域が材軸方向に拡大し、最終的にはスパン中央を超えて他端側まで及んだ。このとき、頭付きスタッドの周囲には2章の要素実験と同様のコーン状破壊面が形成されており、No.1 試験体の最終 2 サイクルで両端ともに耐力低下と構面外変形が急激に進行しているのは、このような終局形式に起因している。これに対して、No.2 試験体では最終サイクルに至るまでかさ上げ部分の脆性的な破壊は確認されなかった。これは、小梁による横補剛を併用することで、頭付きスタッドが床スラブに伝達する曲げモーメントが低減されたことによるものと考えられる。

4. 有限要素解析による性能評価

4.1 解析モデル

3章の部材実験で確認されたスラブかさ上げを有する合成梁の変形性能をさらに広範なパラメータに対して検討するために、実験結果を精度良く再現可能な解析モデルを構築する。解析には汎用非線形有限要素解析プログラム Abaqus (ver.2016) を用いる。

解析モデルを図-17 に示す。本モデルでは、スラブかさ上げを設けない合成梁の変形性能を概ね追跡できる既報⁵⁾の解析モデルに準じて、床スラブを2本の弾性ビーム要素に置換したうえで鉄骨梁との間にばね要素を配置して頭付きスタッドを介した接合部の挙動を模擬している。このとき、2本のビーム要素はスラブの面内曲げ抵抗による上フランジの構面外変位拘束ならびにねじり抵抗による上フランジの回転拘束をそれぞれ表現しているため、鉄骨梁との相対変形を規定する各ばね剛性は2章で評価した水平剛性・回転剛性と対応する。そこで、かさ上げを有する合成梁に関するばね剛性は図-18 に示す各成分について表-3 のように与えられるものとする。また、本報の解析モデルでは、図-18 中のかさ上げ部分における曲げモーメント分布に応じて

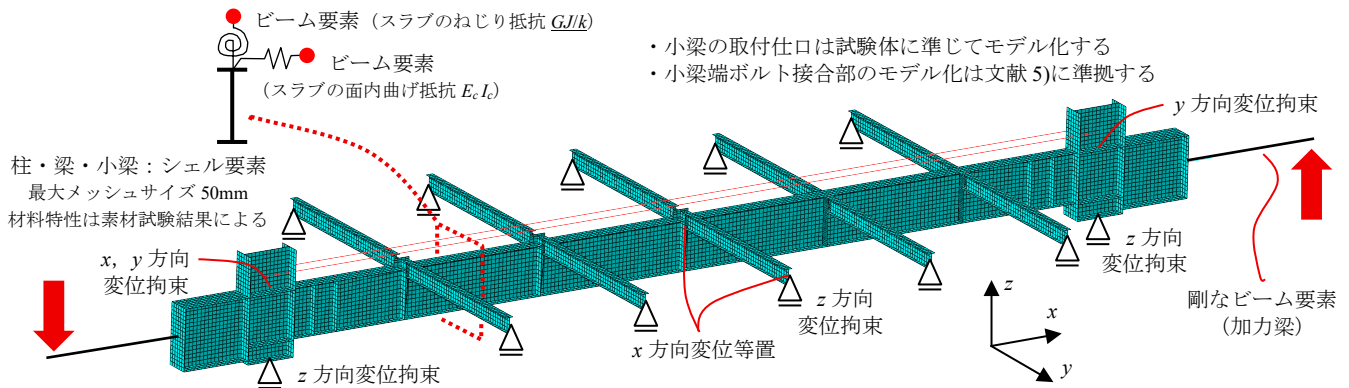


図-17 有限要素解析モデル
Fig.17 Details of finite element analysis model

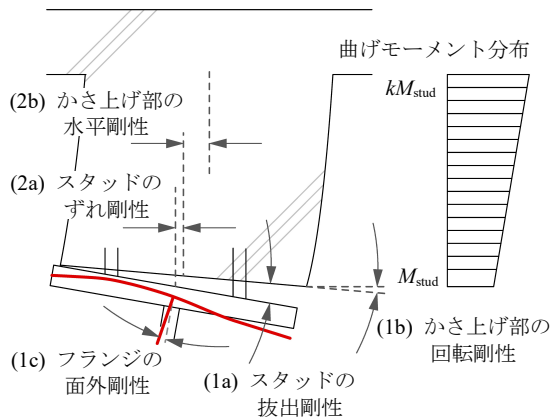


図-18 ばね剛性の構成要素
Fig.18 Components of spring stiffness

表-3 ばね剛性の算定法
Table 3 Equations for calculating spring stiffness

種別	剛性成分	算定法
回転剛性	(1a) スタッドの抜出剛性	式(1), 式(2)の直列系 [文献8]
	(1b) かさ上げ部の回転剛性	微小のため無視
	(1c) フランジの面外剛性	式(3) [文献3]
水平剛性	(2a) スタッドのずれ剛性	式(5), 式(6) [文献9]
	(2b) かさ上げ部の水平剛性	割線剛性は用いず多折線近似 図-18中の曲げモーメント分布に対して弾性理論に基づき算定

※ばね剛性はフランジ幅方向に並ぶ2本のスタッドに対して材軸方向ピッチごとに算定

ビーム要素のねじり定数を低減することでスラブ等厚部に作用するねじりモーメントの拡大を考慮している。

4.2 解析結果

3章の部材実験におけるかさ上げ側梁端部の曲げモーメント-柱変形角関係について、再現解析結果を図-19に示す。これより、かさ上げ部の破壊が生じるまでの負曲げ時耐力を本報の解析モデルによって良好に追跡できていることが分かる。また、解析中で各ばね要素に作用する構面外荷重ならびに曲げモーメントの値を用いて、図-20のように頭付きスタッドに作用する引張力、せん断力を推定する。これは、図-10のように2章の要素実験で確認された、回転中心側に配したスタッドが引張力をほとんど負担していない傾向に基づくものである。かさ上げ部の破壊を生じた3章のNo.1試験体の再現解析について、定めた各スタッドの作用荷重を図-11と同様に学会指針¹⁰⁾の終局荷重で無次元化し、同時期のプロットを実線で結んで図-21に示す。図-21には式(7)による終局耐力評価を併記しており、図-19中に示した解析結果から予測されるかさ上げ部の破壊時期も実験結果と概ね対応していることが確認できる。

5. まとめ

スラブかさ上げを伴う合成梁の変形性能と終局形式を評価するために実施した検討の結果を以下に示す。

- (1) 頭付きスタッドを介した床スラブ-鉄骨梁間の力学特性について、要素実験結果と既往の評価法の対応を確認した。その際、スラブかさ上げの影響を評価するためにはかさ上げ部におけるコンクリートの弾性変形を一部で考慮する必要があることを示した。
- (2) 大スパン合成梁架構の繰返し載荷実験を通して、かさ上げを設けた場合もスラブによる大きな横補剛効果を確認することができた。また、小梁による補剛を少数併用することでかさ上げ部における脆性的な破壊を抑制することができた。
- (3) 要素実験で確認したスタッド接合部の力学特性を有限要素解析に取り入れることで、部材実験で確認された変形性能や破壊時期を概ね良好に再現することができた。

今後は構築した解析モデルを用いて、さらに広範な条件に対して合成梁の部材性能を検証していきたい。

参考文献

- 1) 日本建築学会：鋼構造塑性設計指針，2017。
- 2) 建築行政情報センター，日本建築防災協会：2020年版建築物の構造関係技術基準解説書，2020。
- 3) 日本建築学会：鋼構造物の座屈に関する諸問題 2013，2013。
- 4) 安田聡，成原弘之，有山伸之，澤本佳和，岡安隆史，佐野公俊：合成梁の横座屈性状に関する研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.847~850，2012。
- 5) 成原弘之，安田聡，氏家大介，松本修一：小梁付き合成梁の横座屈性状に関する研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.917~922，2015。
- 6) 大成建設株式会社：合成梁の保有耐力横補剛の取り扱い（大成式），BCJ 評定-ST0221-03，2021。
- 7) 髯高裕治，伊賀はるな，伊山潤，長谷川隆：H形断面梁の横座屈挙動に対するコンクリート床スラブによる拘束効果，鋼構造論文集，第25巻，第97号，pp.47~59，2018。
- 8) 伊藤冬樹，上野朋也，髯高裕治，高田武之，内田衛，平井健太：梁幅方向に複数行の頭付きスタッドが配置された合成梁における上フランジの回転拘束効果，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.675~678，2022。
- 9) 赤尾親助，栗田章光，平城弘一：頭付きスタッドの押抜き挙動に及ぼすコンクリートの打込み方向の影響，土木学会論文集，第380号，pp.311~320，1987。
- 10) 日本建築学会：各種合成構造設計指針・同解説，2010。
- 11) 白井佑樹，山田哲，坂田弘安，島田侑子，吉敷祥一：組合せ荷重を受けるアンカーボルトと周辺コンクリートの力学的挙動に関する実験研究，日本建築学会構造系論文集，第80巻，第717号，pp.1735~1744，2015。

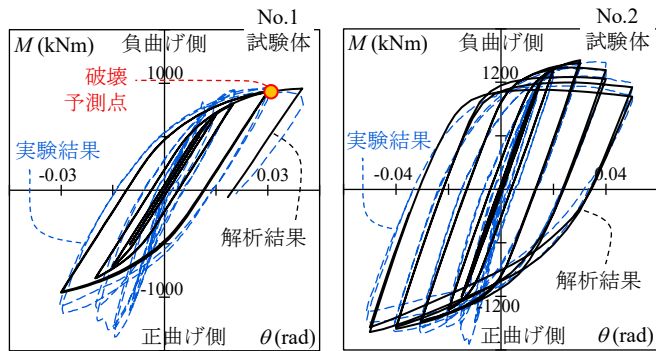


図-19 再現解析結果
Fig.19 Result of simulation analysis

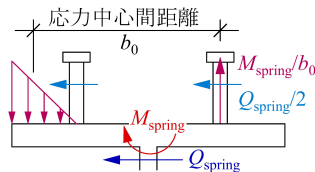


図-20 スタッド荷重の算定法
Fig.20 Method of calculating force of studs

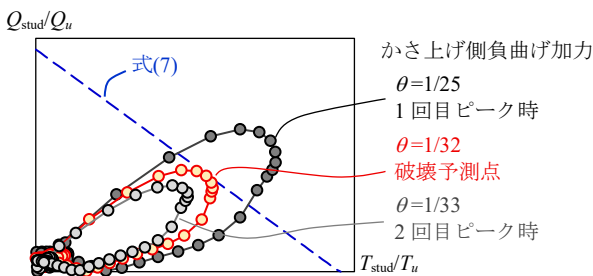


図-21 解析中のスタッド荷重 (No.1 試験体)
Fig.21 Force of each studs based on analysis (specimen No.1)