

HBL[®] 385 鉄骨梁横座屈補剛工法の開発

Lateral Buckling Restrained Steel Beam: HBLTM385

安田 享平 YASUDA Kyohei JFE スチール 建材センター 建材開発部 建築技術室
梅田 敏弘 UMEDA Toshihiro JFE スチール スチール研究所 土木・建築研究部
金城 陽介 KANESHIRO Yosuke JFE スチール スチール研究所 土木・建築研究部

要旨

JFE スチールは、2017 年 6 月に（一財）日本建築総合試験所において HBL[®]385 に適用可能な「鉄骨梁横座屈補剛工法」の建築技術性能証明を取得した。本工法は、床スラブと H 形断面の鉄骨梁とを頭付きスタッドで結合し、床スラブによる上フランジの拘束効果を見込むことで、鉄骨梁の横座屈補剛を行うものである。本工法により、小梁等の補剛材や接合部材が削減でき、設計・施工における省力化が可能となる。本報では、横座屈耐力ならびに変形性能の評価に用いる弾性横座屈耐力推定式の導出と、横座屈補剛効果の検証を目的に実施した実験および解析について報告する。

Abstract:

JFE Steel obtained performance certification of “Method for lateral buckling restrained steel beam” applicable to HBLTM385 at GBRC in June 2017. This method is expected to restrain lateral buckling of steel beam by the floor slab, which is connected to steel beam with headed studs and restrains the upper flange. By using this method, numbers of stiffeners such as small beams and joint members can be reduced, and man-hours in design and construction can be saved. In this paper, the derivation of the elastic lateral buckling strength, bending tests and analysis are reported.

1. はじめに

鋼構造骨組では H 形断面の鉄骨梁に横座屈が生じることから、設計時には横座屈耐力や変形能力に対する検討が必須となる。日本建築学会の各種指針^{1,3)}においては、鉄骨梁の両端の境界条件や応力状態を考慮した弾性横座屈耐力を算出する式がまとめられ、それらを用いて横座屈細長比を定義し部材の最大耐力や変形性能を評価している。実際の設計においてはこれらの知見を基に塑性変形能力の確保を目的として必要な耐力・剛性を有する補剛材としての小梁等を設ける必要がある⁴⁾。一方で、鉄骨梁の上フランジは母屋や床スラブによって連続的に拘束されている場合が多く、この横座屈補剛効果を見込むことでより合理的な横座屈補剛設計ができることが明らかになっている。既往の研究^{5,8)}においては連続補剛された H 形断面梁が横座屈するときの弾性横座屈耐力式の提案や、400 N/mm²、490 N/mm² 級鋼梁を対象にした構造実験、FEM 解析を行い、床スラブの梁上フランジ拘束効果に関する報告がされている。以上の研究成果が一般的な設計法として確立され広く普及すれば、横座屈補剛に用いる小梁等の補剛材や接合ピースの削減による鉄骨重量減とそれらの耐火被覆の省略、さらには切断・穴あけ等の加工や溶接量の低減に繋がり、経済性に優れる

設計・施工が可能となる。

他方、2002 年に JFE スチールが他社に先駆けて商品化した引張強さ 550 N/mm² 以上の高強度鋼である HBL[®]385 は、昨今の旺盛な建築鉄骨需要を追い風に超高層建築物を中心に梁材としても広く普及している。ただし、横座屈現象においては補剛に必要な補剛材本数は 400 N/mm²、490 N/mm² 級鋼梁よりも増やす必要がある。また、前述のような床スラブによる横座屈補剛を検証した事例はまだない。

本報では、床スラブによる HBL[®]385 鉄骨梁の横座屈補剛の検証結果を報告する。まず、各種指針^{1,3)}と同様に、横座屈細長比による部材の耐力、ならびに変形性能の評価に必要な床スラブ付き鉄骨梁の弾性横座屈耐力の推定式を提案する。次に HBL[®]385 を梁材とした床スラブ付き鉄骨梁の構造実験および FEM 解析を行い、得られた部材の耐力ならびに変形性能と、提案する推定式を用いた横座屈細長比との関係を示す。上記の検証結果をもって「鉄骨梁横座屈補剛工法」として（一財）日本建築総合試験所の建築技術性能証明を取得している。最後に、採用実績と適用効果について触れる。

2. 弾性横座屈耐力

本報では、弾性横座屈耐力を推定するに当たり、文献 5) を参考に固有値計算の結果を簡易に予測する新しい式を提

案した。本章では式の導出とその妥当性について述べる。

2.1 弾性横座屈耐力推定式の導出

床スラブ付き鉄骨梁の弾性横座屈耐力を算出するための力学モデルを図1, 図2に示す。このモデルは、逆対称曲げモーメント M が作用する両端固定支持された長さ L の鉄骨梁である。上フランジは、床スラブによる補剛効果を見込んで水平移動と回転を拘束している。また、一般に鉄骨梁の板厚は梁せい D に比べて $1/10$ 以下と小さいため、図2 (b) のような板厚を無視した断面を用いる。

本報では、鉄骨梁の座屈波形を仮定した仮想仕事の原理により弾性横座屈耐力を求める。実際には、梁端部付近の局部座屈および梁全体の横座屈が同時に現れるが、対象とする鉄骨梁は辺長比 $\lambda_w=L/b_w$ が大きく、局部座屈に比べて横座屈が支配的になることを考えて、局部座屈の影響を無視し、ウェブの変位関数 $W(x, z)$ および下フランジの変位関数 $F(x, y)$ を次式のように仮定する。

$$W(x, z) = \left(1 - \frac{z}{b_w}\right)^2 \left\{ \left(1 + \frac{z}{b_w}\right) f_1(x) - \frac{z}{b_w} f_2(x) \right\} \dots \dots \dots (1)$$

$$F(x, y) = \frac{f_1(x) + f_2(x)}{b_w} y \dots \dots \dots (2)$$

ここで、 $f_1(x)$, $f_2(x)$ は両端固定支持された単一圧縮材の m 次までの座屈モードの和であり、次式で表される。

$$f_1(x) = \sum_{k=1}^m a_k \mu_k, \quad f_2(x) = \sum_{k=1}^m b_k \mu_k \dots \dots \dots (3), (4)$$

ただし、

$$\mu_k = \cos \frac{(k-1)\pi x}{L} - \cos \frac{(k+1)\pi x}{L} \dots \dots \dots (5)$$

全ポテンシャルエネルギー Π は鉄骨梁に蓄積される内部エネルギーと外力仕事の差であり、次式で表される。

$$\Pi = (U_{WP} + U_{FP} + U_{FD}) - (T_{WP} + T_{FP} + T_{FD}) \dots \dots (6)$$

ここで、 U_{WP} , U_{FP} , U_{FD} , T_{WP} , T_{FP} , T_{FD} は下記の通りである。

U_{WP} : ウェブの板要素としての全歪エネルギー

$$U_{WP} = \int_0^{b_w} \int_0^L \frac{D_w}{2} \left[\left(\frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \right)^2 + \left(\frac{\partial^2 W}{\partial z^2} \right)^2 + 2\nu \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \frac{\partial^2 W}{\partial z^2} + 2(1-\nu) \left(\frac{\partial^2 W}{\partial x \partial z} \right)^2 \right] dx dz$$

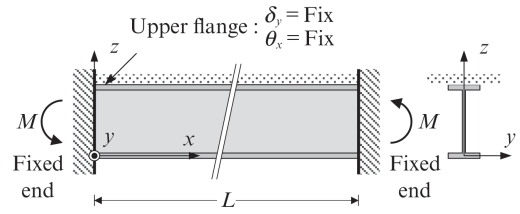


図1 鉄骨梁の力学モデル

Fig. 1 Mechanical model of steel beam

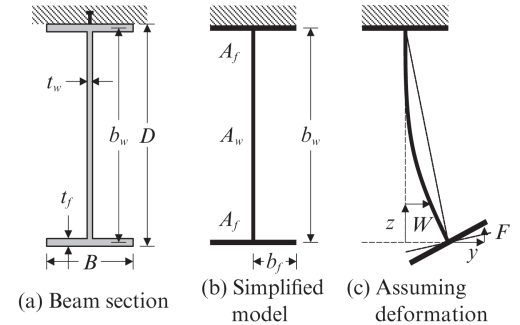


図2 梁断面の簡略化と変形の仮定

Fig. 2 Simplified beam section & assuming deformation

U_{FP} : 下フランジの板要素としての全歪エネルギー

$$U_{FP} = \int_{-b_f}^{b_f} \int_0^L \frac{D_f}{2} \left[\left(\frac{\partial^2 F}{\partial x^2} \right)^2 + 2(1-\nu) \left(\frac{\partial^2 F}{\partial x \partial y} \right)^2 \right] dx dy$$

U_{FD} : 下フランジの面内変位による全歪エネルギー

$$U_{FD} = \int_0^L \frac{EI_f}{2} \left(\frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \Big|_{z=0} \right)^2 dx$$

T_{WP} : 外力がウェブになす仕事

$$T_{WP} = \int_0^{b_w} \int_0^L \frac{t_w \sigma_e}{2} \left[\left(1 - \frac{2x}{L}\right) \left(1 - \frac{2z}{b_w}\right) \left(\frac{\partial W}{\partial x} \right)^2 + \frac{4z}{A_w L} \frac{\partial W}{\partial x} \frac{\partial W}{\partial z} \right] dx dz$$

T_{FP} : 外力が下フランジになす仕事

$$T_{FP} = \int_{-b_f}^{b_f} \int_0^L \frac{t_f \sigma_e}{2} \left(1 - \frac{2x}{L}\right) \left(\frac{\partial F}{\partial x} \right)^2 dx dy$$

T_{FD} : 外力が下フランジに面内変形を生じさせる仕事

$$T_{FD} = \int_0^L \frac{A_f \sigma_e}{2} \left(1 - \frac{2x}{L}\right) \left(\frac{\partial W}{\partial x} \Big|_{z=0} \right)^2 dx$$

E : ヤング係数 ν : ポアソン比 σ_e : 弾性横座屈応力

D_w : ウェブの板剛度 D_f : フランジの板剛度

Z: 梁の断面係数

I_f : 下フランジの弱軸まわりのモーメント

弾性横座屈応力 σ_e は、(6)式的全ポテンシャルエネルギー Π を最小にする変位の組, $a_1, \dots, a_m, b_1, \dots, b_m$ を求めることによって得られる。しかしながら, $a_1, \dots, a_m, b_1, \dots, b_m$ を求めるには, $2m$ 次元の固有値問題を解く必要があるため, σ_e は陽関数の形式で表すことができない。そこで, $f_1(x), f_2(x)$ が既知であると仮定し, さらに, $b_w/L \ll 1$ であることを考えれば, σ_e は次式のように平易な式で近似することができる。

$$\sigma_e \approx \frac{\frac{4D_w}{b_w^3} \int_0^L f_1 \left(f_1 - \frac{f_2}{2} \right) dx + EI_f \int_0^L \left(\frac{\partial^2 f_1}{\partial x^2} \right)^2 dx}{\left(A_f + \frac{23}{140} b_w t_w \right) \int_0^L (1-2x) \left(\frac{\partial f_1}{\partial x} \right)^2 dx} \quad (7)$$

(7) 式に梁の断面係数 Z を乗ずることで弾性横座屈耐力推定 M_e が算出できる。

$$M_e = Z \sigma_e \quad (8)$$

2.2 推定式の妥当性検証

推定式の妥当性を検証するために, 図1の力学モデルを想定した FEM 解析による固有値解析を実施した。解析モデルは図3に示すように上フランジの拘束を境界条件に置き換え, 鉄骨梁のみをモデル化している。

表1に, 解析ケース一覧と FEM 解析および(8)式の弾性横座屈耐力との比較を示す。主な解析パラメータは, 板厚と梁長さとした。(8)式は, 板厚や梁長さも変化しても, 誤差1割未満で弾性横座屈耐力を精度よく推定できることが分かる。

3. 構造実験による検討

HBL[®]385 を用いた鉄骨梁の床スラブによる横座屈補剛効果の検証を目的に実施した曲げ実験について本章に示す。

3.1 試験体

試験体は図4に示すように両端が柱に接合された床スラブ付き鉄骨梁で, 実大寸法の1/2縮小を想定した。表2に試験体一覧を示す。実験パラメータとして細長比, 梁ウェブの幅厚比, 梁鋼種, 合成率(頭付きスタッド本数を日本建築学会指針⁹⁾で規定される完全合成梁に必要な頭付きスタッド本数で除した値), デッキプレート形状を設定した。

梁材は HBL[®]385B-L または同等の機械的性質の Modify 材か SN490B を用いた溶接組立 H 形断面である。表3に機械的性質を示す。梁長さは細長比 λ_y が 150 か 250 となるよう

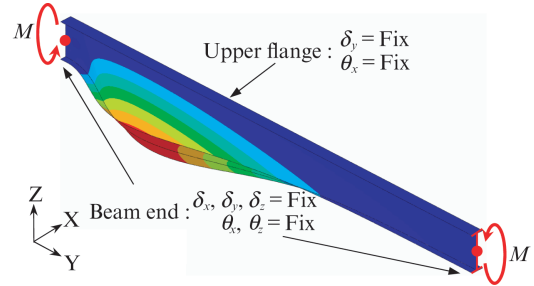


図3 解析モデル

Fig. 3 Analysis model

表1 ケース一覧と弾性横座屈耐力の比較
Table 1 Lists of analysis cases & results

Case	Steel beam		M_e		
	Beam section	L (mm)	① FEM	② Eq.(8)	①/②
No. 1		8 700	2 010	2 026	0.99
No. 2	H-350×150×9×16	7 000	2 413	2 324	1.04
No. 3		5 200	2 922	3 041	0.96
No. 4	H-350×150×6×16	9 700	1 058	1 114	0.95
No. 5	H-350×150×9×9	5 200	588	576	1.02

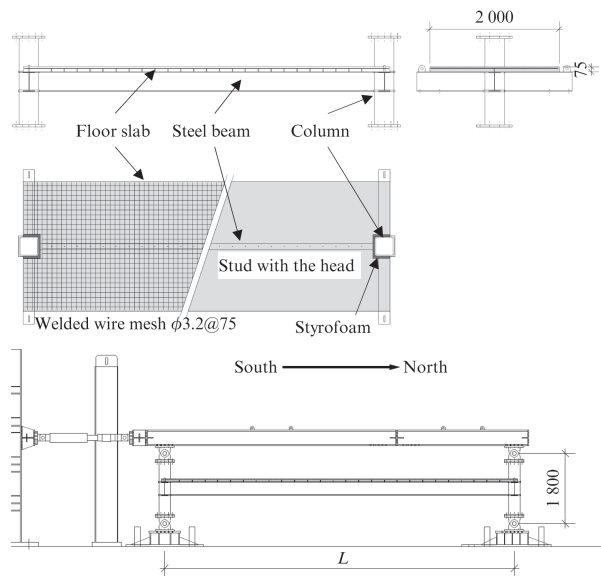


図4 試験体と荷重装置

Fig. 4 Specimens & loading system

設定し, 幅厚比は FA, FB の2種類とした。柱にはいずれも BCR295 (「BCR」は社団法人日本鉄鋼連盟の登録商標) の $\square-300 \times 300 \times 16$ を用いた。頭付きスタッドは軸径 10 mm, 高さ 50 mm で1列, 等間隔に配置した。床スラブ厚さは 75 mm とし, 溶接金網 ($\phi 3.2@75$) を床スラブ上側に1段で配筋した。合成効果による負曲げ側の圧縮領域縮小を防ぐために, 主梁側1面において床スラブと柱の間に

表2 試験体一覧
Table 2 List of Test Specimens

Specimens	Steel beam					Floor Slab			
	Designation	Beam section	L (mm)	λ_y	Wide thickness ratio rank of beam web	Concrete	Composite ratio ⁹⁾	Steel deck plate	
HA250	HBL385 [®] B-L (& Modify)	BH-350×150×9×16	8 700	253	FA	$F_c = 21 \text{ N/mm}^2$ Normal concrete	1.0	Flat	
HA150				151					
HB250		BH-300×100×6×9	5 200	253	FB		0.5		
HB250a				254			1.0		Wave shaped
HB250b				254					Flat
LA250	SN490B	BH-400×150×9×16	8 700	262	FA				

λ_y : Slenderness ratio

表3 梁材の機械的性質
Table 3 Mechanical properties of steel beams

Materials	YS (N/mm ²)	TS (N/mm ²)	YR (%)	EL (%)
PL-16 (HBL [®] 385B-L)	406.2	553.4	73.4	27.9
PL-9 (Modify)	427.1	578.3	73.9	22.0
PL-6 (Modify)	442.5	602.9	73.4	21.7
PL-16 (SN490B)	394.6	544.5	72.5	25.9
PL-9 (SN490B)	388.3	544.1	71.4	24.6

スタイロフォームを設けた。HA250 試験体のみ柱3面に設置した。コンクリートの打設後4週の圧縮強度は19.2~25.0 N/mm²である。

3.2 載荷方法

図4に示す通り、試験体柱の上下端にピン治具を設置し、上端のピンを載荷梁とつなぎ、油圧ジャッキで載荷梁を通じて両柱に水平変位を与えた。載荷は変位制御とし、層間変形角で0.01 rad, 0.02 rad, ...と0.01 radずつ漸増しながら各振幅2回繰り返し、負曲げ側でおおよそ最大曲げ耐力に達したサイクルで繰り返し載荷を終了し、押切載荷を行った。

3.3 実験結果

図5に各試験体の南北に位置する梁両端の曲げモーメントMと回転角θの関係を示す。写真1に横座屈状況の一例を示す。図中の破線は純鉄骨梁の全塑性曲げ耐力M_pを示す。ウェブFAの試験体は横座屈により、ウェブFBの試験体は局部座屈と横座屈の連成座屈により耐力が低下した。最大耐力以降、梁の軸方向変形の拘束により耐力低下勾配が徐々に緩やかになっている。

表4に各実験結果を、図6(a)に負曲げ側最大耐力M_{min}/M_pと横座屈細長比λ_bの関係を、図6(b)に負曲げ側がM_pまで耐力劣化した点における塑性変形倍率Rと横座屈細長比λ_bの関係を示す。ここでλ_bとRは次式で定義され

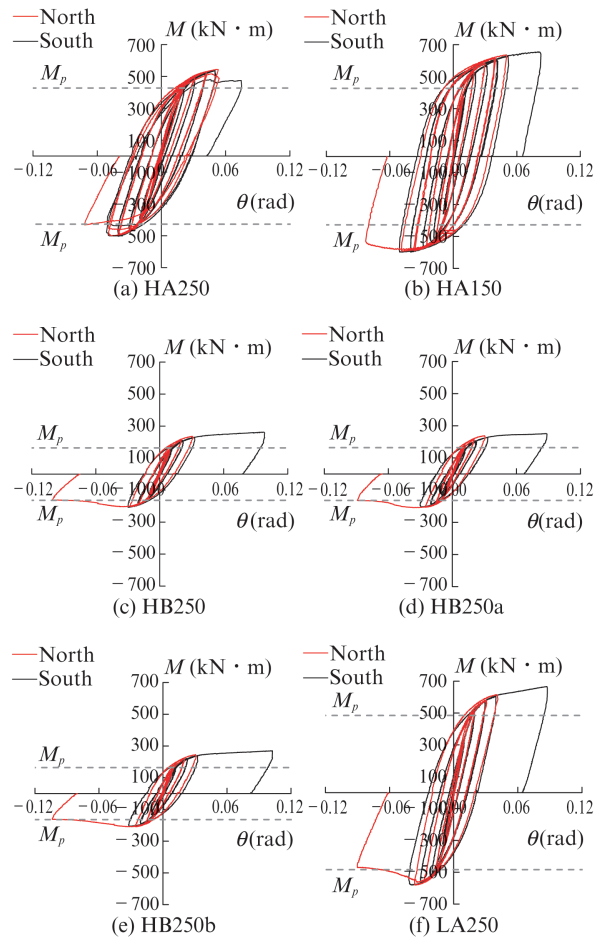


図5 M-θ
Fig. 5 M-θ

る¹⁾。

$$\lambda_b = \sqrt{M_p / M_e} \dots\dots\dots (9)$$

M_p: 純鉄骨梁の全塑性曲げ耐力

M_e: 2章(8)式の弾性横座屈耐力推定式

$$R = \theta / \theta_p - 1 \dots\dots\dots (10)$$

θ: 負曲げ側がM_pまで耐力劣化した時の梁端回転角



写真 1 横座屈形状 (HB250)

Photo 1 Lateral buckling behavior (HB250)

表 4 実験結果
Table 4 Test results

Specimens	M_p (kN · m)	θ_p (rad)	λ_b	M_{min}/M_p	R
HA250	427.2	0.019	0.46	1.17	2.02
HA150	427.2	0.012	0.37	1.39	6.54
HB250	163.8	0.015	0.54	1.25	4.51
HB250a	163.8	0.015	0.54	1.27	5.16
HB250b	163.8	0.015	0.54	1.28	4.86
LA250	484.5	0.016	0.49	1.20	3.24

θ_p : 純鉄骨梁の M_p に対する弾性回転角

試験体 HA250 を除いて M_{min}/M_p , R のいずれも λ_b が大きくなるにつれ小さくなる相関が確認できる。試験体 HA250 が低い値を示すのは、柱の3面にスタyroフォームを設置したことで押切载荷時に床スラブ全体が水平移動したことによると考えられる。合成率、デッキプレートの形状による影響は小さい。

4. FEM 解析による検討

本章では鉄骨梁の横座屈現象と床スラブによる横座屈補剛効果を再現する解析モデルを構築し、前章で示した曲げ実験結果とのキャリブレーションを行う。また、実断面を想定した網羅的な解析検討を行う。

4.1 キャリブレーション

4.1.1 解析対象と条件

試験体 HB250 を用いて比較を行う。解析モデルを図7に示す。解析には有限要素解析ソフト MSC Marc を使い、鉄骨部はシェル要素、床スラブはビーム要素、頭付きスタッドはばね要素によりモデル化した。柱上部節点を水平方向に同一変位とすることで载荷梁を模擬した。柱とダイアフラムは弾性とし、鉄骨梁は表3の応力-歪関係を与え歪硬化は複合硬化則を用いた。床スラブの材料定数はコンクリートの素材試験結果を用いたが、引張力は負担しないよう引張降伏応力を溶接金網から算出した。ばね要素の剛性・耐力は既往文献^{10,11)}を参考にした。柱頭ピン位置に強制変位を加

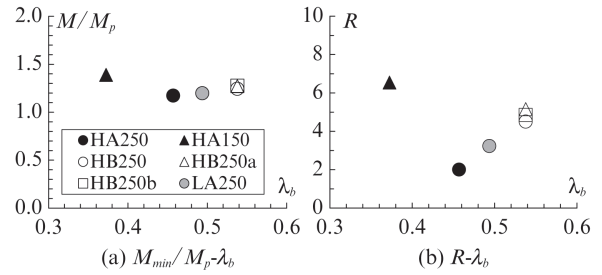


図 6 実験結果

Fig. 6 Test results

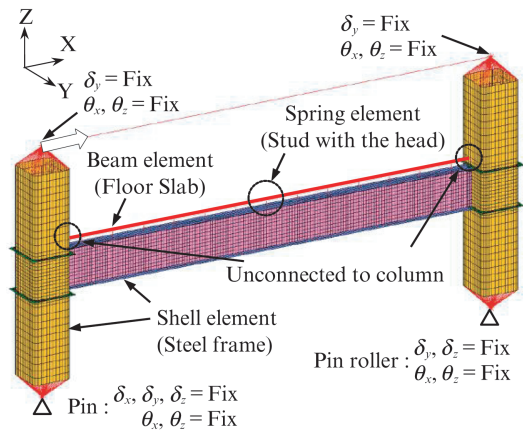


図 7 解析モデル

Fig. 7 Analysis model

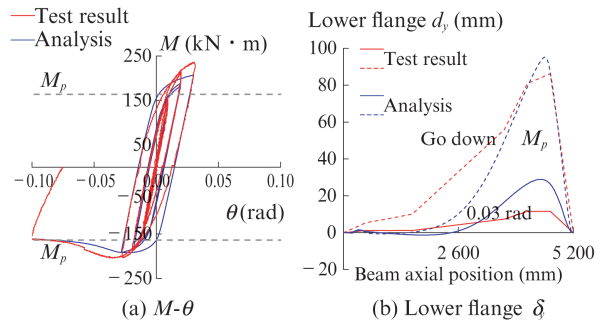


図 8 キャリブレーション結果 (HB250)

Fig. 8 Calibration results of HB250

え、実験と同様の履歴となるよう層間変形制御の漸増振幅繰返し载荷を行った。事前に固有値解析を行い、最大変位が梁長さの 1/1 000 となる初期不整を与えた。

4.1.2 解析結果

図8(a)に実験の負曲げ側の $M-\theta$ 関係に解析結果を重ねて示す。解析と実験で剛性、剛性変化点はおおむね一致するが、解析ではバウシinger効果を考慮しておらず、押切载荷初期の曲げモーメントが大きくなっている。押切载荷時では実験同様に、解析においても 0.03 rad を超えるまで耐力は低下していない。また、解析では、実験よりも耐力上昇が

小さく早い段階で耐力低下しているが、初期不整が原因であると考えられる。

図8 (b) に梁端回転角が 0.03 rad および負曲げ側が M_p まで耐力劣化した際の、下フランジ水平変位と梁長さの関係を実験結果と解析結果を重ねて示す。変位量、最大位置ともによく一致し、解析は実験の横座屈性状を再現できている。

4.2 パラメトリックスタディ

4.2.1 解析対象と条件

前項で作成した解析モデルを用いて、多種のパラメータと最大耐力および塑性変形倍率との関係を解析により確認する。対象は表5に示すように、横座屈細長比 λ_b 、梁ウェブの幅厚比、梁鋼種をパラメータとした計8ケースである。

鉄骨梁に軸力が作用しないように、右側柱下端はローラー支持とし、両柱の部材角が等しくなるように柱上下端節点に強制変位を与えた。梁の応力-歪関係は規格値に基づき、降伏強さ、引張強さ以降の勾配を初期剛性の1/50、1/1000とするトリリニア型とした。床スラブの材料定数はキャリブレーション時と同じである。頭付きスタッドは、合成率1を満足するように1列に配置し、既往文献^{10,11)}を参考にばね要素の剛性・耐力を設定した。解析方法は強制変位による単調載荷とし、その他はキャリブレーション時と同様とした。

4.2.2 解析結果

表5に解析結果を示す。図9 (a) に負曲げ側最大耐力 M_{min}/M_p と横座屈細長比 λ_b の関係を、図9 (b) に負曲げ側が M_p まで耐力劣化した点における塑性変形倍率 R と横座屈細長比 λ_b の関係を示す。 M_{min}/M_p , R は λ_b が最も小さいNo.1で最大となり、 λ_b が大きくなるにつれて低下する。また、本検討の範囲内においては、 λ_b が同程度であれば幅厚比ランクや強度を変更しても M_{min}/M_p , R に大きな差は生じないことが確認できる。

5. おわりに

本工法は2017年6月に(一財)日本建築総合試験所の建築技術性能証明を取得し、その後、時を移さずに採用実績をあげている。表6に示すのはHBL[®]385の適用効果の一例であり、HBL[®]385のBH断面に対し、幅厚比ランク、細長比 λ_b を用いて設計する従来の方法¹²⁾で計算される補剛材の必要間隔、本工法により部材ランクを変えず適用できる最大梁長さを示している。本工法の適用範囲であれば、従来設計に対し凡そ2倍の梁長さまで横補剛材が不要になる。

おわりに、本報ではHBL[®]385を梁材として床スラブによる横座屈補剛効果の検証を目的に、弾性横座屈耐力式の提案や構造実験、FEM解析を行った。以下に本報で得られた

表5 解析一覧

Table 5 List of analysis case

Case	Steel beam				Calculation			Analysis result	
	Designation	Beam section	L (mm)	Wide thickness ratio rank of beam web	M_p (kN·m)	θ_p (rad)	λ_b	M_{min}/M_p	R
No. 1	HBL385 [®] B	BH-1200×400×25×40	13 920	FA	10 164	0.008	0.41	1.25	7.47
No. 2			16 240			0.010	0.44	1.20	5.29
No. 3			18 560			0.011	0.47	1.16	3.77
No. 4			20 800			0.013	0.50	1.12	2.70
No. 5			23 200			0.014	0.52	1.08	1.88
No. 6	BH-1200×400×23×40	FB	16 240	9 923	0.010	0.45	1.19	5.10	
No. 7			20 000		0.012	0.50	1.12	2.83	
No. 8	SN490B	BH-1200×400×25×40	20 300	FA	8 580	0.010	0.45	1.19	4.67

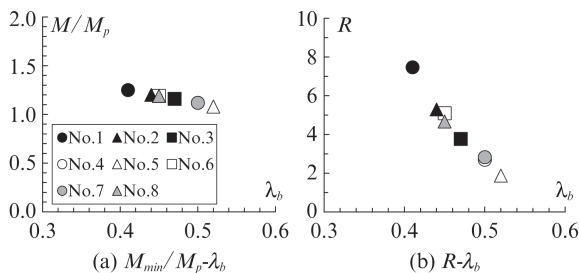


図9 パラメトリックスタディ結果

Fig. 9 Parametric study results

表6 本工法適用効果の一例
Table 6 Example of application effect

Beam section HBL [®] 385	Wide thickness ratio rank of beam	Stiffener spacing (m)	Max L (this method) (m)
BH-1000×400×19×36	FB	10.0	22.2
BH-900×350×19×36	FA	8.7	16.1
BH-800×350×16×32	FA	9.0	16.2
BH-800×300×16×28	FA	7.2	13.0

知見を示す。

- (1) 床スラブによる横座屈補剛効果を境界条件に置き換えた力学モデルを構築し、仮想仕事の原理から弾性横座屈耐力推定式を提案した。FEMによる固有値解析結果と比較し、その妥当性を示した。
- (2) HBL[®]385 鉄骨梁の曲げ実験において、いずれの試験体においても負曲げ側最大耐力は純鉄骨梁の全塑性曲げ耐力以上の値を示した。また、負曲げ側最大耐力や塑性変形倍率が、弾性横座屈耐力推定式を用いて算定する横座屈細長比と相関があることを確認した。
- (3) FEMにより床スラブによる横座屈補剛効果を再現することが可能である。また、多種のパラメータを用いたFEMにより横座屈細長比、梁ウェブの幅厚比、梁鋼種などと負曲げ側最大耐力、塑性変形倍率との相関を確認した。

本工法の開発にあたり、清水建設株式会社の皆様に多大なるご助力を頂いた。ここに記して謝意を表します。

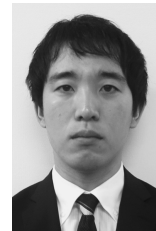
参考文献

- 1) 日本建築学会. 鋼構造座屈設計指針. 2018.
- 2) 日本建築学会. 鋼構造限界状態設計指針・同解説. 2010.
- 3) 日本建築学会. 鋼構造塑性設計指針. 2017.
- 4) 国土交通省住宅局建築指導課, 国土交通省国土技術政策総合研究所, 独立行政法人建築研究所, 日本建築行政会議. 2015年版建築物の構造

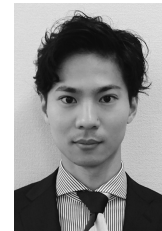
- 関係技術基準解説書. 2015.
- 5) 五十嵐規矩夫, 大西佑樹. 上フランジを連続完全拘束された H 形断面梁の弾性座屈耐力. 日本建築学会構造系論文集. 2014, vol. 79, no. 706, p. 1899-1908.
 - 6) 宇佐美徹, 金子洋文, 山崎賢二他. スラブ付鉄骨梁の横座屈挙動その1~14. 日本建築学会大会学術講演梗概集. C-1 構造 III, 2007-2012.
 - 7) 安田聡, 成原弘之, 有山信之, 澤本佳和, 岡安隆史, 佐野公俊. 合成梁の横座屈性状に関する研究. 日本建築学会大会学術講演梗概集. C-1 構造 III, 2010, p. 879-882.
 - 8) 伊賀はるな, 聲高裕治, 伊山潤, 長谷川隆. コンクリート床スラブによる H 形断面梁の横座屈補剛効果に関する検討その1~12. 日本建築学会大会学術講演梗概集. C-1 構造 III, 2013-2016.
 - 9) 日本建築学会. 各種合成構造設計指針・同解説. 2010.
 - 10) 伊賀はるな, 聲高裕治, 伊山潤, 長谷川隆. 合成梁のねじり剛性に及ぼす頭付きスタッドの拘束効果確認実験. 鋼構造年次論文報告集. 2013, vol. 21, p. 414-421.
 - 11) 日本鋼構造協会. 頭付き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. 1996, no. 35.
 - 12) たとえば, JFE スチール. 鋼構造設計便覧. 2018.



安田 享平



梅田 敏弘



金城 陽介