

# スチフナ補剛した薄肉ウェブ鉄骨大梁構法の開発

—鉄骨梁サイズを最適化するS+（スチフナプラス）構法—

石井 大吾 久保山 寛之 小澤 祐周 牛坂 伸也  
(技術研究所) (設計本部) (設計本部) (設計本部)

## Development of the structural system for thin-web steel beam reinforced with stiffener plates

— S+ (Stiffener Plus) structural system for optimizing steel beam size—

Daigo Ishii, Hiroyuki Kuboyama, Yuji Ozawa and Shinya Ushizaka

鉄骨造建物を対象として、大梁ウェブを薄肉化することで鋼材量を削減し、梁端部においてはウェブをスチフナプレートで補剛することで大梁全体として必要な塑性変形能力を確保する構法を開発した。

本報では、まず、梁端部のスチフナプレートによる補強方法の概要と、その設計法を示した。また、高強度鋼材(550N/mm<sup>2</sup>級鋼材)までを含めた設計法の妥当性を検証するため、FEM解析によるパラメータスタディを実施し、FEM解析結果を安全側に評価できることを示した。最後に、1/2スケールの試験体を用いた構造実験を実施し、構造実験試験体が十分な塑性変形性能を有することを示し、本構法の有効性を確認した。

The authors developed a structural system for steel structures where an end of a girder is reinforced by stiffener plates. Using the system, the required plastic deformation capability can be retained for the entire girder with a thinner web plate, leading to reduction of the total amount of the steel.

In this paper, the outline of reinforcement method is first shown, along with its design method which application range is extended for high strength steel. Secondly, a series of parametric studies is carried out with the help of finite element method (FEM) to verify the proposed design method. Finally, in order to confirm the plastic deformation capability of a reinforced steel girder, a series of structural performance tests is carried out using 1/2 scale specimens, and the validity of the proposed structural system is shown.

### 1. はじめに

鉄骨造建物を対象として、大梁ウェブを薄肉化することで鋼材量の削減を図り、一方で梁端部においては、ウェブをスチフナプレートで補剛することで大梁全体として必要な塑性変形能力を確保する構法が各種提案されている<sup>例えば1)</sup>。これらの構法は、梁成が大きい超高層建物へ適用した場合、ウェブの薄肉化による鋼材量の削減効果が高い。ただし、梁の鋼種は高強度鋼材とする場合が多く、高強度鋼材への適用性を検証する必要がある。また、既往の構法は補強方法が複雑であるものが多く、更なる合理化が可能と考えられる。

本開発では、高強度鋼材への適用が可能で、かつ簡易な補強法を採用して合理化を図った構法を提案する。本報では、まず、提案構法の概要とその設計法について示す。また、FEM解析によるパ

ラメータスタディを実施し、提案した設計法の妥当性について検証する。さらに1/2スケールの試験体を用いて構造実験を実施し、補強した鉄骨大梁の塑性変形能力について検証する。なお、試験体には建築構造用高性能550N/mm<sup>2</sup>級鋼材を使用し、提案構法の適用性を検証する。

### 2. 提案構法の概要と設計法

#### 2.1 構法概要

提案構法の概要を図-1に示す。対象とする大梁は、フランジの幅厚比はFAランクであるが、ウェブの幅厚比は薄肉化した結果、FDランクとしている。梁端部の塑性化領域には、ウェブの片側に2枚の水平スチフナを設置する。既往の類似構法では、垂直スチフナや格子状スチフナを配置したものもあるが、水平スチフナのみの簡易な補

強とすることで、工場での製作性が良好になり、広範囲を効率よく補強することができ、生産性向上を図ることができる。

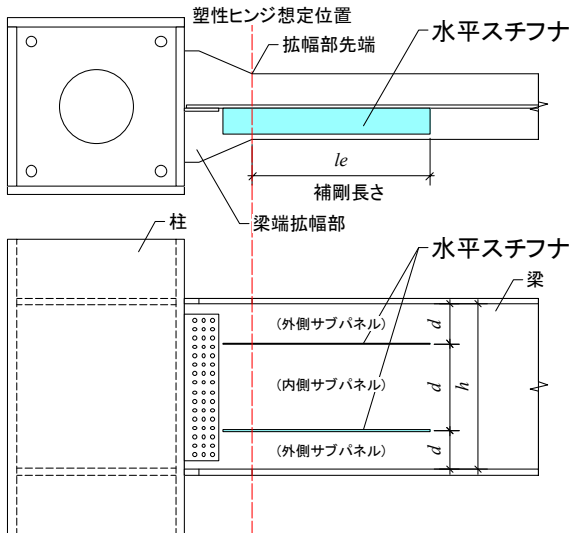


図-1 構法概要

## 2.2 設計法

### 2.2.1 ウェブの等価幅厚比の検討

ウェブをスチフナプレートで補剛し、分割された区間(以下、サブパネル)の幅厚比の検討方法について示す。既往の文献<sup>2)</sup>の等価幅厚比の算定方法を準用し、算定した等価幅厚比が梁として必要な幅厚比制限を満足するように設計する。

既往の文献<sup>2)</sup>によれば、サブパネルの等価幅厚比は、次式を用いて求められる。なお、図-2(b)に示すように、2枚のスチフナプレートで補剛する場合、分割された外側のサブパネルと内側のサブパネルのそれぞれについて等価幅厚比を算定し、大きい方の等価幅厚比で幅厚比制限の照査を行う。

$$\left(\frac{d}{t_w}\right)_{eq} = \frac{d}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{K_{cr}}{K'_{cr}}} \quad (1)$$

$$K_{cr}, K'_{cr} = \frac{5.35}{\sqrt{1 + \left(6 \frac{Z_w}{Z_H} \cdot \frac{l_e}{h} \cdot \frac{5.35}{k(\alpha)}\right)^2}} \quad (2)$$

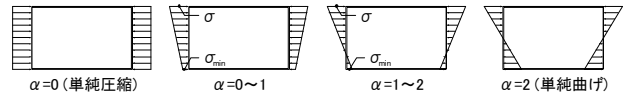
$$k(\alpha) = 2.6\alpha^3 - 1.6\alpha^2 + 2.7\alpha + 4 \quad (3)$$

$$\alpha = 1 - \frac{\sigma_{min}}{\sigma} \quad (\text{図-2}) \quad (4)$$

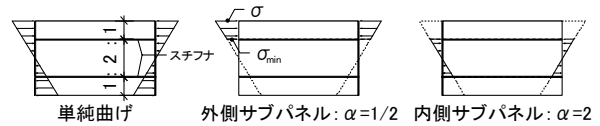
ここで、

- $d$  : サブパネルの成 [mm]
- $t_w$  : ウェブの板厚 [mm]
- $K_{cr}$  : 無補剛の場合の座屈係数

- $K'_{cr}$  : サブパネルの座屈係数
- $Z_w$  : ウェブのみの断面係数 [mm<sup>3</sup>]
- $Z_H$  : H形断面の断面係数 [mm<sup>3</sup>]
- $h$  : ウェブの成 [mm]
- $l_e$  : スチフナ補剛の長さ [mm]
- $\alpha$  : 圧縮応力度分布係数



(a) 鋼構造設計規準<sup>3)</sup>に示された $\alpha$



(b) 2枚のスチフナを1:2:1の分割比とした場合

図-2 圧縮応力度分布係数

### 2.2.2 スチフナプレートの補剛長さの設定

スチフナプレートによる補剛長さは、当該梁の設計用モーメント分布に応じて設定する。図-3に示すように、補剛端部の設計用モーメント $M_D$ に対して、補剛していない梁断面の局部座屈限界耐力 $M_c$ が上回ることを確認する。ここで、局部座屈限界耐力は、「日本建築学会：鋼構造限界状態設計指針<sup>4)</sup>」に基づき算定する。薄肉化したウェブについて着目すると、局部座屈限界耐力は次式で求められる。

$$M_c = wF_{cr} \cdot Z_H \quad (5)$$

$$wF_{cr} = \left( 5190 - 453 \cdot \frac{h}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{F_{yw}}{E}} \right) \cdot 50 \cdot \frac{F_{yw}}{E} \quad (6)$$

ここで、

- $M_c$  : ウェブの局部座屈限界耐力 [Nmm]
- $wF_{cr}$  : ウェブの座屈応力度 [N/mm<sup>2</sup>]
- $F_{yw}$  : ウェブの降伏点 [N/mm<sup>2</sup>]
- $E$  : 鋼材のヤング係数 [N/mm<sup>2</sup>]

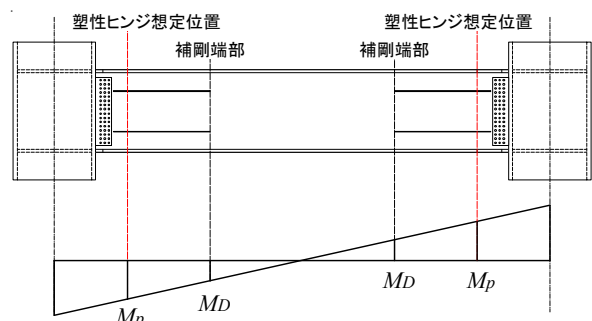


図-3 梁の設計用モーメント分布と補剛長さ



### 2.2.3 スチフナプレートの必要剛性の検討

スチフナプレートの必要剛性は、「日本建築学会：鋼構造設計規準<sup>3)</sup>」に基づき検討する。スチフナの断面2次半径*i*(ウェブ面を主軸として算定)が、次式で求めた値以上であることを確認する。

$$\frac{i}{t_w} = C_m \cdot \{135(0.5 - \eta)^3 + 3\} \cdot \beta^{2/3} \quad (7)$$

$$C_m = 0.7 + \frac{1}{200(n + 1)} \cdot \frac{i}{t_w} \cdot \frac{1}{\delta} \quad (8)$$

ただし、

$$\eta = \frac{d_{min}}{h} \quad (9)$$

$$\beta = \frac{l_e}{h} \quad (10)$$

$$\delta = \frac{A_s}{h \cdot t_w} \quad (11)$$

ここで、

*i* : スチフナの断面2次半径 [mm]

*n* : スチフナの枚数 [枚]

*d<sub>min</sub>* : サブパネルの最小成 [mm]

*A<sub>s</sub>* : スチフナの断面積 [mm<sup>2</sup>]

## 3. FEM 解析

### 3.1 解析パラメータ

前章に示した本構法の設計法の妥当性について FEM 解析により確認する。解析パラメータは、スチフナ補剛による等価幅厚比、補剛長さおよびスチフナの断面2次半径である。解析ケース一覧を表-1に示す。また、各解析ケースの形状・寸法を図-4に示す。各解析ケース共通で、スパン7.2m(内法6.0m)の半分をモデル化し、梁は H-1200x450x19x40(TMCP385B)とした。梁端部フランジは水平ハンチで拡幅し、柱フェイス位置では H-1200x750x19x40とした。塑性ヒンジ想定位置は、拡幅部先端(図-4参照)として設計した。

Case-0 は本構法の設計法の条件を満たした標準ケースである。スチフナには高さ175mmの PL-12(SM490A)を2枚用いて、ウェブの片側のみを1:2:1の比率で分割して補剛した。補剛長さは、拡幅部先端から1200mmとした。

Case-F1~F3 は、スチフナ補剛位置を変えることで等価幅厚比を FA ランクから FD ランクまで変化させた。それぞれ解析ケースにおけるウェブの等価幅厚比および幅厚比ランクを表-1に併せて示す。

Case-L1~L3 は、スチフナ補剛長さをパラメータとした。梁端部では梁ウェブと柱ガセットプレートとの高力ボルト接合部があることを想定して、所定の長さ分(260mm)はスチフナ補剛していない。なお、2.2.2項に示した必要補剛長さは517mmである。

Case-I1~I3 は、スチフナ高さを変えることでスチフナの断面2次半径を変化させた。断面2次半径比 *i/t<sub>w</sub>* を表-1に併せて示す。なお、Case-0における2.2.3項に示した必要断面2次半径比は4.63である。

表-1 解析ケース一覧

解析Case	等価幅厚比 <i>e<sub>d</sub></i> ( <i>d/t<sub>w</sub></i> )	幅厚比 ランク	補剛方法	補剛長さ <i>l<sub>e</sub></i> [mm]	スチフナ高さ <i>h<sub>s</sub></i> [mm]	断面2次半径比 <i>i/t<sub>w</sub></i>
Case-0	31.6	FA	分割1:2:1	1200	175	5.32
Case-F1	34.9	FA	分割1:1:1			
Case-F2	47.4	FB	分割1:6:1			
Case-F3	58.9	FD	補剛なし			
Case-L1	31.6	FA	分割1:2:1	2540	175	5.32
Case-L2				600		
Case-L3				300		
Case-I1	31.6	FA	分割1:2:1	1200	350	10.64
Case-I2					125	3.80
Case-I3					87.5	2.66

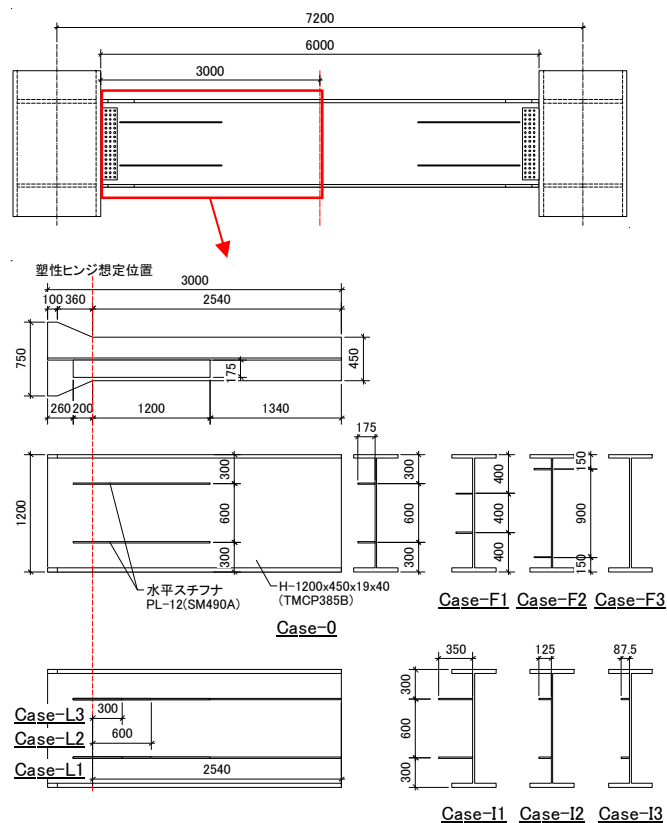


図-4 解析ケースの形状・寸法

### 3.2 解析モデル

解析には MD.Nastran2016.1(SOL106)を用いた。Case-0 の解析メッシュを図-5 に示す。梁およびスチフナは、SHELL 要素を用いて板厚中心位置でモデル化した。

梁端部は柱フェイス位置を完全固定とし、スパン中央位置は面外変形を拘束し、一方向に強制変形を与えて静的増分解析を行った。

解析は非線形解析とし、幾何学的非線形を考慮した。また、材料物性モデルを図-6 に示す。降伏点、引張強さにはそれぞれの鋼種の規格値を用い、既往の文献<sup>5)</sup>の手法に基づきモデル化した公称応力-公称歪関係をマルチリニアで入力した。

なお、梁ウェブの座屈を発生しやすくするために初期不整を与えた。初期不整の形状は、各モデルにおける1次の線形座屈固有値解析結果の変形状態とした。Case-0 の1次の線形座屈固有値解析

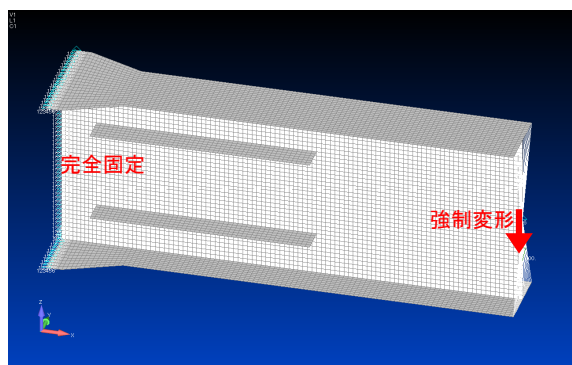
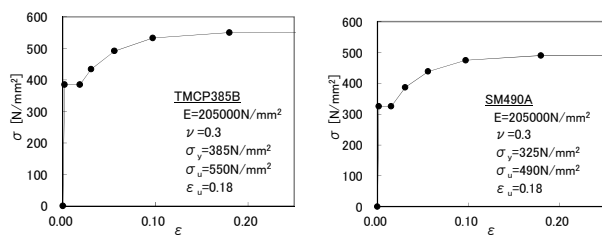


図-5 解析メッシュ：Case-0



(a) TMCP385B

(b) SM490A

図-6 材料物性モデル

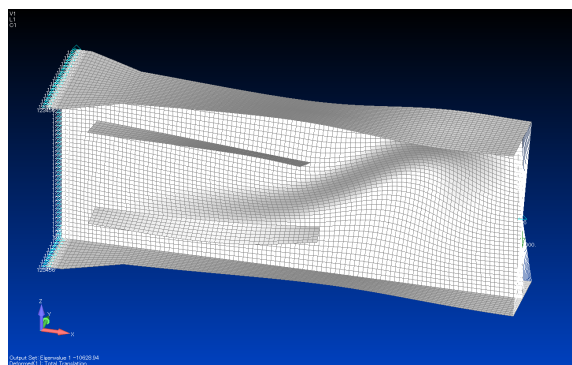
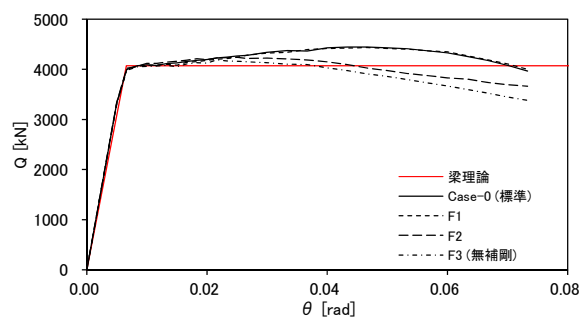


図-7 線形固有値解析結果 (1次)：Case-0

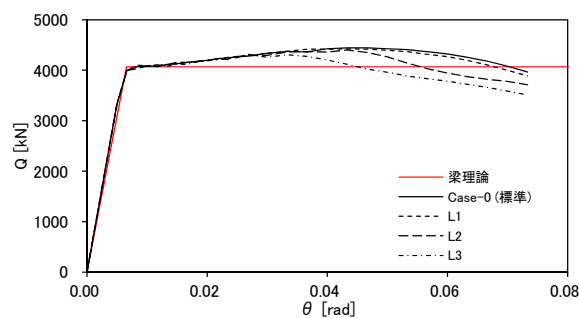
結果を図-7 に示す。また、初期不整の最大変形量は、鉄骨精度測定指針<sup>6)</sup>に示されたウェブの面外変形量の管理許容値である4mmとした。

### 3.3 解析結果

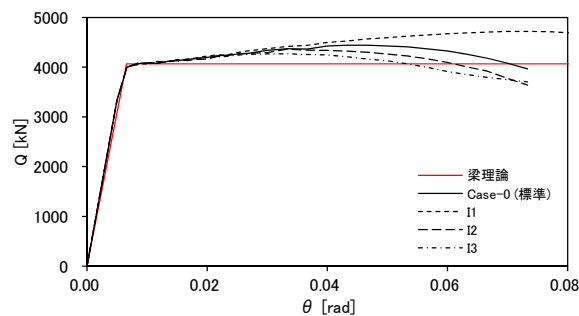
解析により得られた梁せん断力と梁部材角の関係を図-8 に示す。図中には、梁理論によって求められる計算剛性と全塑性耐力(フランジ拡幅部先端)の計算値をバイリニア曲線(図中、赤線)で併せて示す。また、初期剛性 $K$ 、降伏耐力 $Q_y$ 、最大耐力 $Q_u$ 、最大荷重時の変形角 $\theta_u$ および最大耐力以降、荷重が最大耐力の90%に低下した時点(90%耐力)の変形角 $\theta_{90\%}$ の一覧を表-2 に示す。ここで、初期剛性は最大耐力の1/3 荷重時の割線剛性とした。また、降伏耐力は Slope Factor 法により、荷重変形曲線の接線剛性が初期剛性の1/3 に低下した時点の荷重とした。



(a) Case-0, Case-F1~F3



(b) Case-0, Case-L1~L3



(c) Case-0, Case-I1~I3

図-8 梁せん断力と梁部材角の関係

表-2 解析結果一覧

解析Case	初期剛性 K [kN/rad]	降伏耐力 Q <sub>y</sub> [kN]	最大耐力 Q <sub>u</sub> [kN]	最大耐力時の 変形角 θ <sub>u</sub> [rad]	90%耐力時の 変形角 θ <sub>90%</sub> [rad]	Q <sub>y</sub> /Q <sub>p</sub>	Q <sub>u</sub> /Q <sub>p</sub>	μ <sub>u</sub>	μ <sub>90%</sub>
Case-0	667066	4034	4444	0.0467	0.0724	0.99	1.09	6.10	10.00
Case-F1	665208	4027	4433	0.0467	0.0736	0.99	1.09	6.10	10.19
Case-F2	671882	4039	4241	0.0250	0.0617	0.99	1.04	2.80	8.38
Case-F3	663581	4015	4189	0.0217	0.0546	0.99	1.03	2.29	7.31
Case-L1	669688	4051	4423	0.0433	0.0705	1.00	1.09	5.59	9.72
Case-L2	664883	4014	4403	0.0433	0.0593	0.99	1.08	5.59	8.01
Case-L3	664363	4033	4318	0.0267	0.0533	0.99	1.06	3.06	7.11
Case-I1	667491	4038	4721	0.0733	0.0907	0.99	1.16	10.15	12.79
Case-I2	666897	4027	4366	0.0333	0.0663	0.99	1.07	4.07	9.08
Case-I3	666372	4042	4269	0.0333	0.0638	0.99	1.05	4.07	8.70

図-8 に示した通り、いずれの解析ケースにおいても初期剛性は梁理論による計算剛性とほぼ一致した。また、無補剛の Case-F3 も含め、梁フランジ拡幅部先端で塑性化が発生し、その後、歪硬化による荷重増加を伴いながら塑性化が進行し、最大耐力に達した。終局状態では、ウェブの面外座屈が顕著となり、荷重低下する挙動を示した。表-2 に示した通り、各解析ケースの降伏耐力は全塑性耐力の計算値(4068kN)とほぼ一致しており、最大耐力は 1.03~1.16 倍程度であった。

### 3.4 設計法の妥当性の確認

各解析ケースの塑性変形性能について、塑性変形倍率に着目して検討し、2.2 節に示した設計法の妥当性を確認する。解析で得られた θ<sub>90%</sub> から、次式を用いて塑性変形倍率 μ<sub>90%</sub> を算定した。また、参考として、θ<sub>90%</sub> の代わりに θ<sub>u</sub> を用いて算定した塑性変形倍率 μ<sub>u</sub> についても表-2 に併せて示す。

$$\mu_{90\%} = \frac{\theta_{90\%}}{\theta_p} - 1 \quad (\text{図-9}) \quad (12)$$

ここで、

- μ<sub>90%</sub> : 塑性変形倍率
- θ<sub>90%</sub> : 最大耐力以降、荷重が最大耐力の 90% に低下した時点 (90%耐力) の部材角 [rad]
- θ<sub>p</sub> : 梁理論により計算した全塑性耐力時の部材角 [rad]

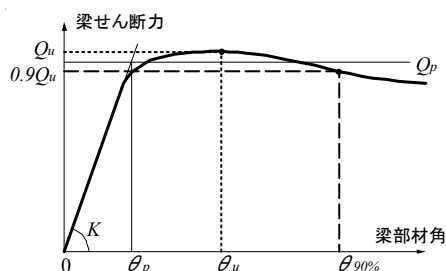


図-9 θ<sub>90%</sub> および θ<sub>u</sub> の定義

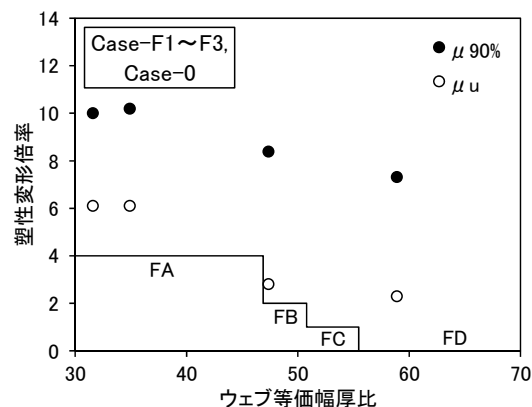


図-10 塑性変形倍率とウェブ等価幅厚比の対応

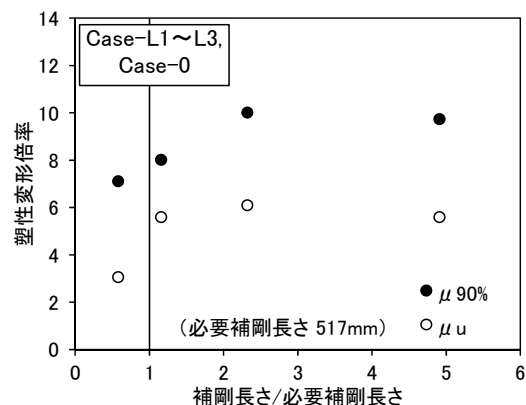


図-11 塑性変形倍率と補剛長さの対応

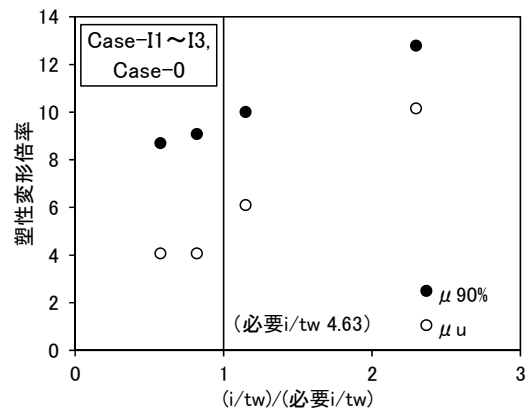


図-12 塑性変形倍率とスチフナ剛性の対応

ウェブの等価幅厚比の影響について検討する。  
Case-F1～F3 および Case-0 における塑性変形倍率  $\mu_{90\%}$ 、 $\mu_u$  とウェブ等価幅厚比の対応を図-10に示す。図中には、ウェブの幅厚比ランクと塑性変形倍率の設計値を併せて示す。図-10に示した通り、ウェブが FA ランクの Case-0 および Case-F1 の塑性変形倍率はほぼ同程度であるが、等価幅厚比の増加に伴い、塑性変形倍率が低下する傾向が見られる。

スチフナの補剛長さの影響について検討する。  
Case-L1～L3 および Case-0 における塑性変形倍率  $\mu_{90\%}$ 、 $\mu_u$  と補剛長さの対応を図-11に示す。ここで横軸の補剛長さは、2.2.2 項に示した必要補剛長さ(517mm)で無次元化して示した。図-11に示した通り、補剛長さの増加に伴い塑性変形倍率が增加する傾向が見られるが、Case-L1 は Case-0 とほぼ同程度で、増加は頭打ちになった。また、必要補剛長さに満たない Case-L3 では、他ケースと比較して  $\mu_u$  の低下が顕著であった。

スチフナの剛性( $i/t_w$ )の影響について検討する。  
Case-I1～I3 および Case-0 における塑性変形倍率  $\mu_{90\%}$ 、 $\mu_u$  とスチフナ剛性の対応を図-12に示す。ここで横軸のスチフナ剛性は、2.2.3 項で示した必要剛性(4.63)で無次元化して示した。図-12に示した通り、スチフナ剛性の増加に伴い塑性変形倍率が增加する傾向が見られる。

本解析の範囲では、いずれの解析ケースにおいても、塑性変形倍率  $\mu_{90\%}$  はそれぞれの解析ケースに対する設計値を上回っており、安全側の評価を与えている。また、解析結果の定性的な傾向は、設計法で考慮した力学的挙動と概ね整合していることを確認できた。

## 4. 構造実験

### 4.1 試験体

本構法の有効性を実験的に確認するため、1/2スケールの試験体を用いて構造実験を実施した。試験体の一覧を表-3、試験体の形状寸法を図-13、使用鋼材の機械的性質を表-4に示す。

試験体 A-1 は、3章に示した FEM 解析の標準ケース Case-0 を 1/2スケールに縮小した試験体である。梁には H-576x216x9x19(TMCP385B)を用い、梁端フランジは拡幅し、塑性ヒンジ想定位置は拡幅部先端とした。水平スチフナには PL-6x84(SM490A)を用い、梁成を分割比 1:2:1 で補剛した。

試験体 A-2 は、スチフナ補剛をしていない試験体であり、FEM 解析の Case-F3 に相当する。

試験体 A-3 は、試験体 A-1 の形状寸法に、梁端部から梁成の 1.0 倍+100mm 離れた位置に貫通孔(190.7φ)を追加した試験体である。貫通孔補強は在来工法(補強板裏表当て板+補強管溶接)とし、終局状態まで降伏しないように設計した。

試験体 B-1 はロングスパンを想定した試験体であり、加力スパンを試験体 A-1～A-3 の約 1.5 倍に延長した。また、試験体 A-1～A-3 よりもウェブ板厚が薄く(PL-7.7)、ウェブ幅厚比が大きい。ただし、2.2 節に示した設計法を満足するように設計した。

表-3 試験体一覧

試験体	パラメータ	梁	等価幅厚比 $e_{eq}(d/t_w)$	幅厚比 ランク
A-1	標準	中央: H-576x216x9x19(TMCP385B) 端部: H-576x360x9x19(TMCP385B)	32.0	FA
A-2	補剛なし		59.8	FD
A-3	貫通孔あり		32.0	FA
B-1	ロングスパン	中央: H-576x240x7.7x19(TMCP385B) 端部: H-576x384x7.7x19(TMCP385B)	37.4	FA

表-4 使用鋼材の機械的性質

使用部位	板厚	鋼種	降伏点 [N/mm <sup>2</sup> ]	引張強さ [N/mm <sup>2</sup> ]	伸び [%]
梁フランジ	PL-19	TMCP385B	425	568	22.7
梁ウェブ (A1～A3)	PL-9	TMCP385B	435	563	20.4
梁ウェブ (B1)	PL-7.7	TMCP385B	447	561	20.1
水平スチフナ	PL-6	SM490A	429	555	33.2
貫通孔補強板	PL-7.5	SS400	301	433	27.1
貫通孔補強管	φ-190.7x4.5	STK400	424	559	29.4

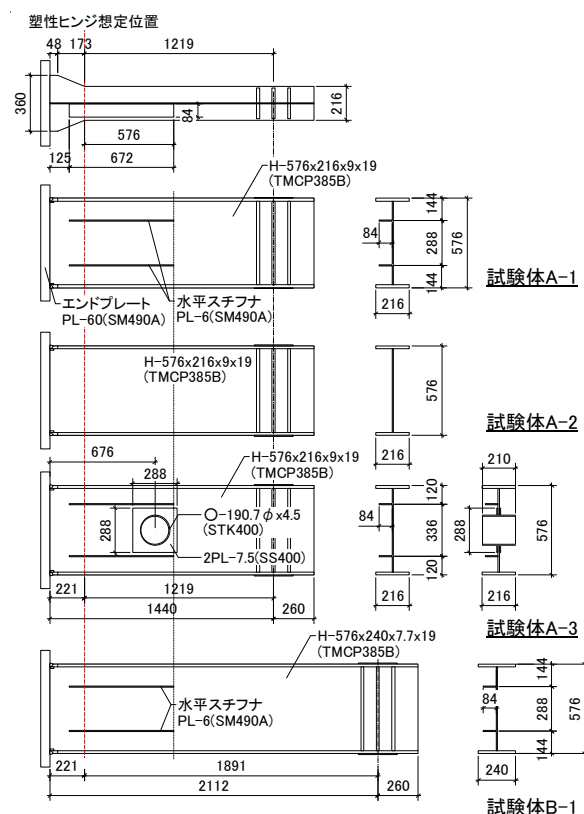


図-13 試験体の形状寸法

## 4.2 加力計画

加力装置を図-14に示す。梁端部のエンドプレートに完全固定とし、梁先端の加力点位置に2MN串型ジャッキをセットした。また、加力点近傍では、梁フランジ小口を横補剛梁で面外拘束した。

加力プログラムを図-15に示す。既往の文献<sup>7)</sup>に示された加力プログラムに準じて、正負交番の漸増繰返し加力を行った。計算上の塑性ヒンジ想定位置(拡幅部先端)での全塑性耐力時の部材角 $\theta_p$ を基準として、 $\pm 1/2\theta_p$ で1サイクル加力を行い弾性挙動を確認後、 $\pm 2\theta_p$ 、 $4\theta_p$ 、 $6\theta_p$ 、 $8\theta_p$ で2サイクルずつ、荷重が最大耐力の90%以下に低下するまで加力を行った。

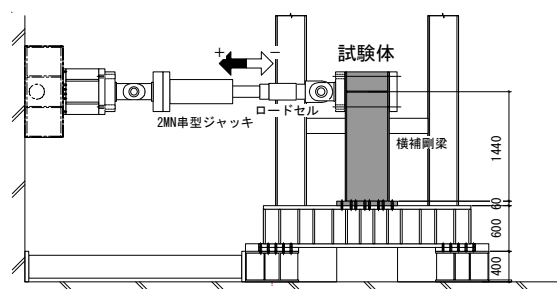


図-14 加力装置

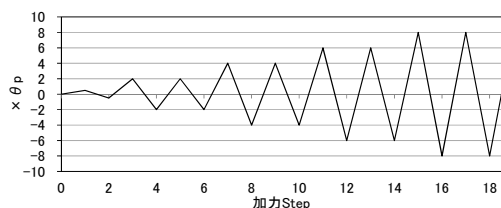


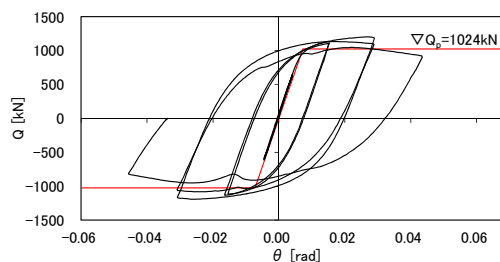
図-15 加力プログラム

## 4.3 実験結果

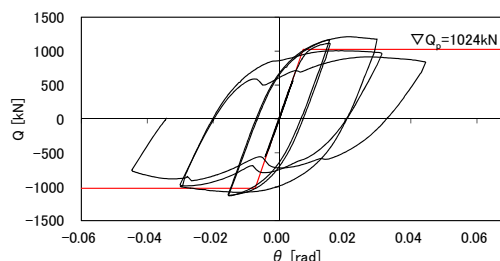
実験により得られた梁せん断力と梁部材角の関係を図-16に示す。図中には、梁理論による計算剛性と全塑性耐力をバイリニア曲線(図中、赤線)で合わせて示す。実験結果の一覧を表-5に示す。ここで各実験値の定義は、3.3節に示したFEM解析での定義と同一である。

本構法で補剛した試験体 A-1、A-3 および B-1 では、 $+4\theta_p$ の1回目の加力サイクルでの加力切返し時の荷重が最大耐力となった。以降の加力では、

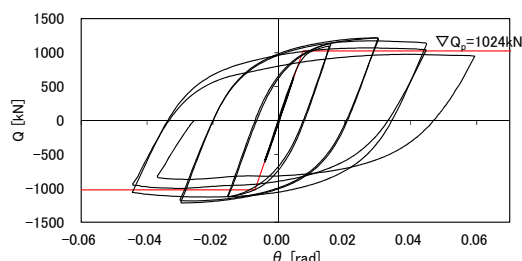
スチフナ補剛していない箇所でウェブの面外変形が顕著に現れた。最終的には補剛区間も含め、ウェブ全体が座屈し、加力を終了した。補剛なしの試験体 A-2 は、 $+4\theta_p$ の1回目の加力サイクル途中で最大耐力に達し、その時点で梁端ウェブの面外変形が顕著に現れた。以降の加力では、ウェブ全体に座屈が進展し、加力を終了した。各試験体の加力終了後の変形状態を写真-1に示す。



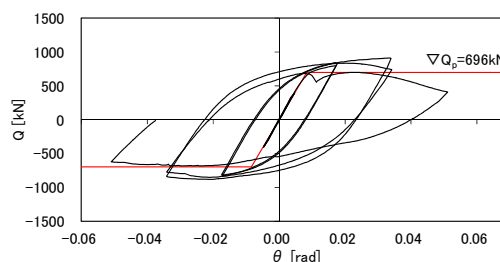
(a) 試験体 A-1



(b) 試験体 A-2



(c) 試験体 A-3



(d) 試験体 B-1

図-16 梁せん断力と梁部材角の関係

表-5 実験結果一覧

試験体		初期剛性 K [kN/rad]	降伏耐力 Q <sub>v</sub> [kN]	最大耐力 Q <sub>u</sub> [kN]	Q <sub>v</sub> /Q <sub>o</sub>	Q <sub>u</sub> /Q <sub>o</sub>	塑性変形倍率		累積塑性変形倍率 $\eta_A$
							$\mu_u$	$\mu_{90\%}$	
A-1	正側	151203	970	1198	0.95	1.17	2.88	4.45	22.5
	負側	134640	-894	-1191	-0.87	-1.16	-4.07	-5.27	
A-2	正側	134269	990	1212	0.97	1.18	2.49	3.63	10.4
	負側	132750	-912	-1130	-0.89	-1.10	-1.94	-4.08	
A-3	正側	140459	964	1217	0.94	1.19	3.67	5.81	35.0
	負側	142861	-881	-1216	-0.86	-1.19	-4.60	-7.42	
B-1	正側	84097	702	912	1.01	1.31	3.37	4.01	20.1
	負側	84842	-653	-880	-0.94	-1.26	-3.15	-6.35	



#### 4.4 塑性変形性能の確認

各試験体の塑性変形性能について検討する。図-16に示した荷重変形関係からスケルトン曲線を取り出し、累積塑性変形倍率 $\eta_A$ およびスケルトン曲線の塑性変形倍率 ${}_s\mu_{90\%}$ 、 ${}_s\mu_u$ を求めた(図-17参照)。その結果を図-18および表-5に併せて示す。

図-18および表-5に示した通り、本構法で補剛した試験体 A-1、A-3 および B-1 においては、スケルトン曲線における塑性変形倍率 ${}_s\mu_{90\%}$ が設計上 FA ランクの梁に求められる塑性変形倍率 4.0 以上の性能を上回ることを確認できた。また、累積塑性変形倍率 $\eta_A$ は補剛なしの試験体 A-2 と比較して約 2 倍以上に向上しており、補剛効果を確認できた。

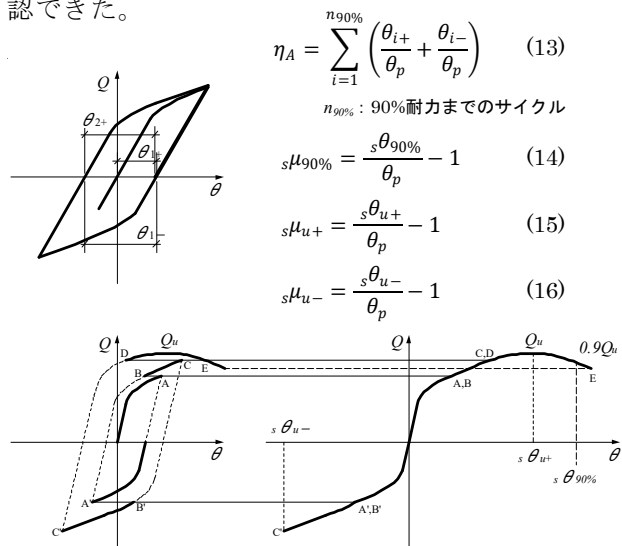


図-17 累積塑性変形倍率の定義

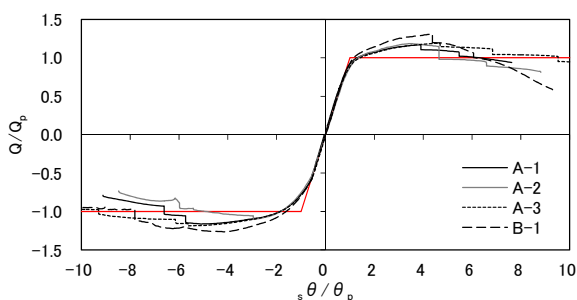


図-18 スケルトン曲線



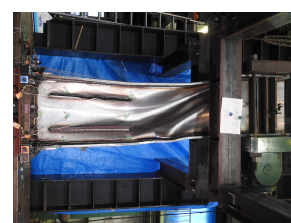
(a) 試験体 A-1



(b) 試験体 A-2



(c) 試験体 A-3



(d) 試験体 B-1

写真-1 加力終了後の試験体の変形状態

#### 5. まとめ

鉄骨造建物における大梁ウェブを薄肉化することで鋼材量を削減し、梁端部においてはスチフナプレートで補剛することで大梁全体として必要な塑性変形能力を確保する構法を提案し、その設計法を示した。また、FEM 解析および構造実験を実施し、提案構法の有効性を検証した。その結果、得られた知見を以下に示す。

- 1) 本 FEM 解析の範囲では、いずれの解析ケースにおいても、塑性変形倍率はそれぞれの設計値を上回っており、提案する設計法は安全側の評価を与える。
- 2) 本構法で補剛したウェブ FD ランクの試験体は、設計上 FA ランクの梁に求められる塑性変形能力を確保できる。

#### 謝辞

本開発は大阪工業大学との共同研究であり、本開発の推進に際し、大阪工業大学の向出静司准教授、久保田和暉氏および坂田夏輝氏には多大なご協力を得ました。ここに記して謝意を表します。

#### <参考文献>

- 1) 小野潤一郎, 一戸康生, 常木康弘, 他: ウェブ幅厚比が大きい梁に適用する梁端ウェブ補剛に関する研究 その 1~その 5, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.1153-1160, 2013.08
- 2) 星川努, 原田幸博: ウェブを軸方向スチフナで補剛した H 形鋼梁の塑性変形能力, 鋼構造論文集, 第 20 巻, 第 80 号, pp.19-32, 2013.12
- 3) 日本建築学会: 鋼構造設計規準, 2005.09
- 4) 日本建築学会: 鋼構造限界状態設計指針・同解説, 2010.02
- 5) 見波進, 山崎真司, 石井大吾: 鋼素材の応力歪関係の数式表現, 構造工学論文集, vol.50B, pp.361-366, 2004.03
- 6) 日本建築学会: 鉄骨精度測定指針, 2018.01
- 7) 建築研究所, 日本鉄鋼連盟: 鋼構造建築物の構造性能評価試験法に関する研究委員会報告書, 2002.04