

# H 形断面鋼柱に一次元数値解析モデルを用いた平面架構の崩壊解析

## COLLAPSE ANALYSIS OF PLANE FRAMES USING PHENOMENOLOGICAL FIBER MODEL OF WIDE FLANGE STEEL COLUMNS

松井良太<sup>\*1</sup>, 有賀 惇<sup>\*2</sup>, 森下邦宏<sup>\*3</sup>, 加藤基規<sup>\*4</sup>, 竹内 徹<sup>\*5</sup>

*Ryota MATSUI, Jun ARIGA, Kunihiro MORISHITA,  
Motoki KATO and Toru TAKEUCHI*

The authors have proposed a phenomenological fiber model to simulate local buckling behavior of steel structural components in building frames. This phenomenological model captures development of the plastic strain localization of steel columns subjected to high axial load. This study presents the accuracy of the phenomenological fiber models applied to truss members. As a result, the phenomenological fiber model simulates the force-deformation relationship of the truss members including local buckling. This phenomenological fiber model is used for numerical simulation of a braced steel frame with incremental dynamic analysis to investigate the effect of local buckling on the ultimate seismic performance.

**Keywords:** Wide flange shape, Local buckling, Deterioration behavior, High axial force, Seismic response

H 形断面, 局部座屈, 劣化挙動, 高軸力, 地震応答

### 1. 序

鋼構造骨組において塑性化する柱部材の応力状態・歪分布に影響を及ぼす要因は、軸力比や単復の曲率、二軸曲げなどが挙げられ、数値解析上におけるモデル化についても多くの提案がなされてきた。大井ら<sup>1)</sup>は、弾塑性ジョイントと呼ばれる骨格曲線を表現した4本の軸要素と1本のせん断要素を組み合わせたモデルを用いて、柱部材端部における弾塑性状態の軸力と曲げとの相関関係で塑性化を判定する手法を提案している。降伏関数に基づいた塑性流動則を用いた弾塑性ジョイントで柱部材の弾塑性荷重-変形履歴を追跡できる。同手法は一般化塑性ヒンジモデルなどと呼ばれ、柱部材の応力状態をモデル化する際の常套手段の一つと考えられる。山田ら<sup>2)</sup>、向出ら<sup>3)</sup>はさらに箱形断面鋼柱の終局耐力評価に影響を及ぼす局部座屈の劣化挙動をマルチスプリングに組み込んだ一般化塑性ヒンジモデルを提案している。このモデルでは、材の塑性化する領域が材軸方向へ広がる挙動を再現しなければ、最大耐力が過大に評価される。これに対し元結ら<sup>4)</sup>は、塑性領域の広がりを表現した梁要素で組成した塑性ヒンジモデルを提案している。

著者ら<sup>5)</sup>はファイバー要素に局部座屈による耐力劣化を考慮した応力-歪履歴を導入し、部材の断面力を評価する一次元ファイバーモデルを提案している。同モデルを用いれば、火力発電所プラント等のブレース付ラーメン骨組における柱部材のように、大地震時に高

い軸力を受けつつ、塑性化が広範囲に広がりながら曲げ座屈、局部座屈を生じる部材の挙動を再現し得ることを示した。一次元ファイバーモデルは、Gauss-lobatto 積分を用いて積和計算しており、設定した積分点におけるファイバーの歪を参照して弾塑性状態を決定している。この点が、弾性要素と塑性回転ばねを組み合わせで構成する一般化塑性ヒンジモデルと一線を画しており、局部座屈箇所など軸方向に塑性化領域が広がる場合では、一次元ファイバーモデルの方が実態に近い挙動を再現できると考えられる。

本論文では、柱部材を例にとり妥当性が確認されてきたH形断面の一次元ファイバーモデルを、曲げよりも軸力が支配的に作用する柱部材に適用した場合における精度を有限要素解析モデルと比較して検証する。文献 6), 7)などで提案してきた全体の変形から局部に集中する塑性歪を推定し得る歪振幅拡大係数を、一次元ファイバーモデルにおいても展開し、柱部材の破断を評価できるか検証する。また、対称条件により部材を半領域で構成することや部材の分割数、一次元ファイバーモデルによる断面力の評価値に与える影響について確認する。最後に得られた知見を総括し、一次元ファイバーモデルを用いて構成したブレース付ラーメン骨組モデルを対象に時刻歴応答解析を行い、一次元ファイバーモデルで再現可能となった柱部材の局部座屈が、地震応答や漸増動的解析の結果に与える影響について検証する。

<sup>\*1</sup> 北海道大学大学院工学研究院 准教授・博士(工学)

<sup>\*2</sup> 東京工業大学建築学系 大学院生

<sup>\*3</sup> 三菱重工業株式会社総合研究所 主席研究員・博士(工学)

<sup>\*4</sup> 三菱重工業株式会社総合研究所 上席主任

<sup>\*5</sup> 東京工業大学建築学系 教授・博士(工学)

Assoc. Prof., Grad. School of Eng., Hokkaido University, Dr.Eng.

Grad. Student, Tokyo Institute of Technology

Principal Researcher, Research & innovation Center, Mitsubishi Heavy Industries Co., Ltd., Dr.Eng.

Senior Deputy Manager, Research & Innovation Center, Mitsubishi Heavy Industries Co., Ltd.

Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

## 2. 一次元ファイバーモデルの概要

Fig. 1 に示すように、一次元ファイバーモデル (Phenomenological fiber model) では数個の一次元ファイバー要素 (Subdivision) を直列に接続させることで、部材の断面力を計算する。H 形断面では 16 本のファイバーで一次元ファイバー要素の断面を分割し、3 つの積分点における変位を参照して Fig. 2 に示した 6 つの Stage に分類した履歴特性により、各ファイバーの局部座屈による耐力劣化を表現する。文献 5) と同様に、せん断と曲げによる内力仕事と外力仕事の釣り合いから、Stage C に相当するフランジとウェブの圧縮側耐力劣化曲線  $n_f$ ,  $n_w$  をそれぞれ式(1)により算出する。

$$\begin{cases} n_f = \frac{1}{2} + \kappa_f \sqrt{\frac{1}{\delta_f \varepsilon_y} \frac{t_f}{b_f}} & \left( \kappa_f = \frac{\mu}{2\sqrt{2} \sin \phi \cos \phi} \right) \\ n_w = \frac{1}{2} + \kappa_w \sqrt{\frac{1}{\delta_w \varepsilon_y} \frac{t_w}{b_w}}, & \left( \kappa_w = \frac{2\mu}{2\sqrt{2} \sin \phi \cos \phi} \right) \end{cases} \quad (1)$$

ここに、各変数の添字の  $f$  はフランジ、 $w$  はウェブを示し、 $\delta$  は降伏変位で無次元化した変位、 $b$  はフランジ幅またはウェブの半幅、 $t_f$ ,  $t_w$  は板厚、 $\varepsilon_y$  は降伏歪、 $\phi$  は崩壊角を示す。 $\mu$  は式(2)より降伏比の逆数に相当する  $\alpha$  を用いた  $\beta$  より算出する。 $\alpha$  は文献 5) の検討を基に 1.5 とする。

$$\begin{cases} \beta = \sqrt{\cos^4 \phi + 4(\alpha^2 - \cos^2 \phi)(1 + 2 \sin^2 \phi)} \\ \mu = \frac{\beta^2 - (2 \sin^2 \phi - \cos^2 \phi)}{2\beta} \end{cases} \quad (2)$$

Fig. 2 に示す無次元化初期座屈応力  $n_0$  は、式(3)の板の弾塑性座屈応力  $\sigma_{cr}$  より算出した基準化細長比  $\lambda_c$  を用いて、式(4)で評価する。

$$\begin{cases} \lambda_c = \sqrt{\frac{\sigma_y}{\sigma_{cr}}} \\ \sigma_{cr} = k \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left( \frac{t}{b} \right)^2 \end{cases} \quad \left( \begin{array}{l} \text{flange: } k=1 \\ \text{web: } k=4 \end{array} \right) \quad (3)$$

$$n_0 = \frac{\sigma_0}{\sigma_y} = \begin{cases} 1 & (\lambda_c \leq 1) \\ \frac{1}{\lambda_c^2} & (1 < \lambda_c) \end{cases} \quad (4)$$

ここに、 $\sigma_y$  は鋼材の降伏応力度、 $k$  は板の弾塑性座屈の係数、 $E$  はヤング率、 $b$  はフランジ幅またはウェブの半幅、 $t$  は板厚、 $\nu$  はポアソン比を示す。

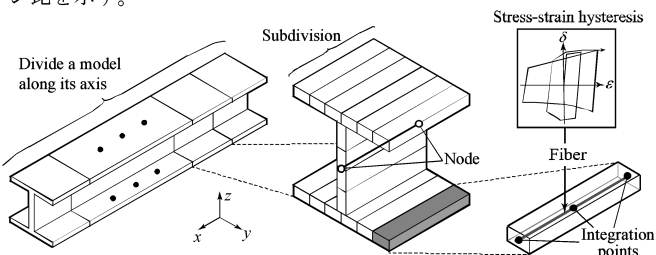


Fig. 1 Phenomenological fiber model for wide flange

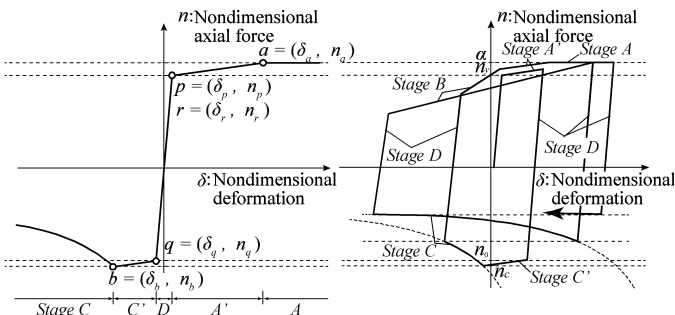


Fig. 2 Hysteresis curve of each fiber

また初期の劣化曲線 Stage C と Stage C' または弾性領域と Stage C の交点から導出される無次元化座屈後応力  $n_c$  は式(5)で算出する。

$$\begin{cases} \left\{ (n_c - n_0) \frac{E}{E_t} + n_0 \right\} (n_c - 0.5)^2 = \left( \kappa \frac{t}{b} \right)^2 \frac{1}{\varepsilon_y} & (\lambda_c \leq 1) \\ n_c (n_c - 0.5)^2 = \left( \kappa \frac{t}{b} \right)^2 \frac{1}{\varepsilon_y} & (1 < \lambda_c) \end{cases} \quad (5)$$

ここに、 $E_t$  は歪硬化後の接線係数、 $\kappa$  は式(1)のフランジの係数  $\kappa_f$ 、またはウェブの係数  $\kappa_w$  を示す。Fig. 2 に示す各基準点での耐力  $n$  は、無次元化変位  $\delta$  ( $\delta = \varepsilon / \varepsilon_y$ ,  $\varepsilon_y$ : 降伏歪 =  $\sigma_y / E$ ) で判別し、式(6)で定義する。なお各基準点の無次元化応力である  $n_a$ ,  $n_b$ ,  $n_p$ ,  $n_q$ ,  $n_r$  および各基準点の無次元化歪である  $\delta_a$ ,  $\delta_b$ ,  $\delta_p$ ,  $\delta_q$ ,  $\delta_r$  は文献 5) と同様の設定を用いる。

$$n(\delta) = \begin{cases} a & (\text{Stage A: } \delta_a \leq \delta) \\ n_r + \frac{n_a - n_r}{\delta_a - \delta_r} (\delta - \delta_r) & (\text{Stage A': } \delta_r \leq \delta \leq \delta_a) \\ n_p + \frac{n_r - n_p}{\delta_r - \delta_p} (\delta - \delta_p) & (\text{Stage B: } \delta_p \leq \delta \leq \delta_r) \\ - \left( \frac{1}{2} + \kappa \sqrt{\frac{1}{(\delta_s - \delta) \varepsilon_y} \frac{t}{b}} \right) & (\text{Stage C: } \delta \leq \delta_s \text{ and } \delta \leq \delta_q) \\ n_b + \frac{n_q - n_b}{\delta_q - \delta_b} (\delta - \delta_b) & (\text{Stage C': } \delta_b \leq \delta \leq \delta_q) \\ n_q + \frac{n_p - n_q}{\delta_p - \delta_q} (\delta - \delta_q) & (\text{Stage D: } \delta_q \leq \delta \leq \delta_p) \end{cases} \quad (6)$$

H 形断面部材の局部座屈の崩壊機構は、文献 5) を参照し Fig. 3 のように仮定する。H 形断面のフランジおよびウェブの局部座屈半波長式  $k_f b_f$  および  $k_w b_w$  とし、最も短い一次元ファイバー要素の軸長を局部座屈半波長に揃えて部材を分割する。

## 3. 全体曲げ座屈を生じる H 形断面部材の再現解析

### 3.1 復元力特性および応力状態の確認

文献 6) で両端ピン支持された H 形断面部材が Fig. 4(c) に示す載荷履歴より得られた部材の断面力等を、Fig. 4(a) に示すシェル要素モデルによる FEM 解析、および Fig. 4(b) に示す一次元ファイバーモデル

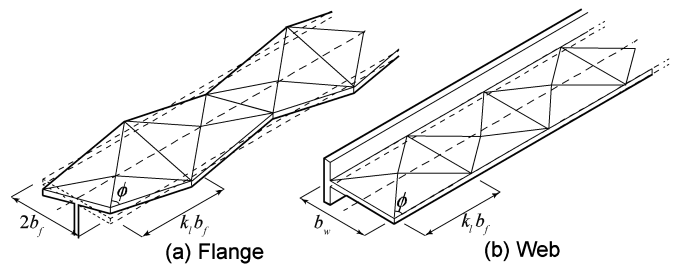


Fig. 3 Local buckling wavelength of flange and web plates

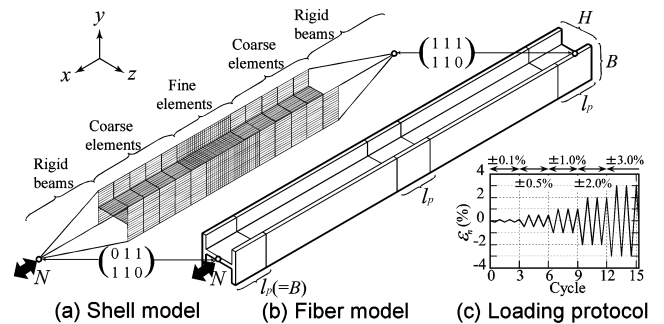


Fig. 4 Composition of numerical models and loading protocol

による計算で得られた結果と比較検証する。

シェル要素モデルについては、局部座屈を生じる可能性のある部材中央付近のみ細かい4節点シェル要素で分割し、それ以外は粗く分割して部材を構成する。Fig. 5 にシェル要素の材料特性を示す。材料特性は、文献 6) による鋼素材(SS400)の引張試験結果を引用し、材料の引張に伴う断面積の減少を考慮した真応力  $\sigma$ 、真歪  $\epsilon$  でモデル化する。硬化則には、非線形移動硬化則を用いる。対象とする H 形断面部材は Table 1 に示す文献 6) の計 9 体を参照しモデル化する。

Fig. 6 に Table 1 の 9 体のうち、H510, H513, H713 モデルを代表例として、等価軸応力  $\sigma_n$  等価軸歪  $\epsilon_n$  関係の実験結果および解析結果の比較と、局部座屈が進展した後の応力状態を示す。一次元ファイバーモデルより得られた  $\sigma_n$ - $\epsilon_n$  関係は、シェル要素モデルと概ね対応しており、引張耐力、圧縮耐力の実験結果を捉えている。一次元ファイバーモデルの応力状態は、全体曲げ座屈および局部座屈を生じた時点においてシェル要素モデルの結果とほぼ対応している。他のモデルにおいても同様の結果が得られた。以上より、一次元ファイバーモデルは、局部座屈を伴う全体曲げ座屈を生じる H 形断面部材の復元力特性および応力状態を追跡できると考えられる。

### 3.2 部材破断に至るまでの累積変形性能の確認

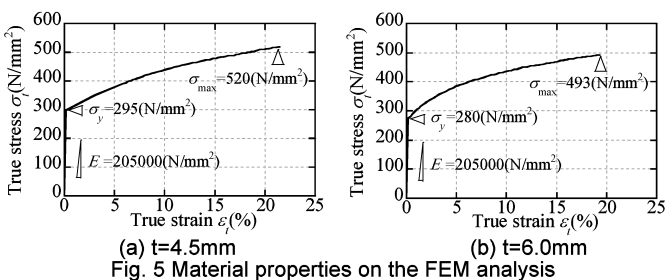
一次元ファイバーモデルにおける局部座屈部に集中する塑性歪を捉えることを試み、得られた塑性歪を文献 6) の手法を援用することで部材破断を評価し実験結果と比較する。文献 6) では、局部座屈部における塑性歪の集中を Fig. 7(a) の単要素モデル (Phenomenological stick model) で模擬し、局部座屈部における歪  $\epsilon_h$  を等価軸歪  $\epsilon_n$  より式(6)を用いて算出している。

$$\epsilon_h = \begin{cases} \epsilon_n & (\text{全体座屈前: } \Delta\epsilon_n \leq \epsilon_{cr}) \\ \epsilon_{nm} - \frac{\theta_h B}{L_k (1 - Z/Z_p)} & (\text{全体座屈後: } \epsilon_{cr} < \Delta\epsilon_n \leq \epsilon_{lb}) \\ \epsilon_{nm} - \left\{ \frac{3\varphi_h}{1.635(B/2t_f)} + \frac{3}{2} \left( 2t_f / B \right)^2 \right\} & (\text{局部座屈後: } \epsilon_{lb} < \Delta\epsilon_n) \end{cases} \quad (6)$$

ここに、 $\epsilon_{nm}$  は  $\epsilon_n$  の経験最大引張歪、 $\Delta\epsilon_n = \epsilon_{nm} - \epsilon_n$ 、 $\theta_h = \cos^{-1}(1 - \Delta\epsilon_n)$ 、 $B$  はフランジ幅、 $L_k$  は有効座屈長、 $Z$  は断面係数、 $Z_p$  は塑性断面係数で、 $\varphi_h$  は式(7)より算出する。

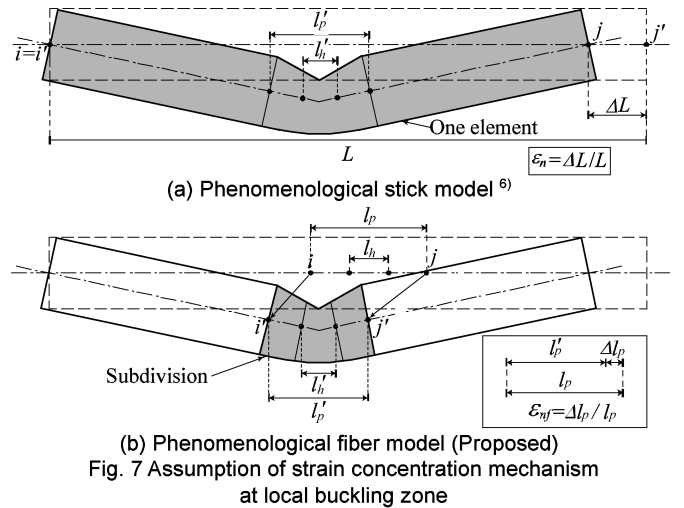
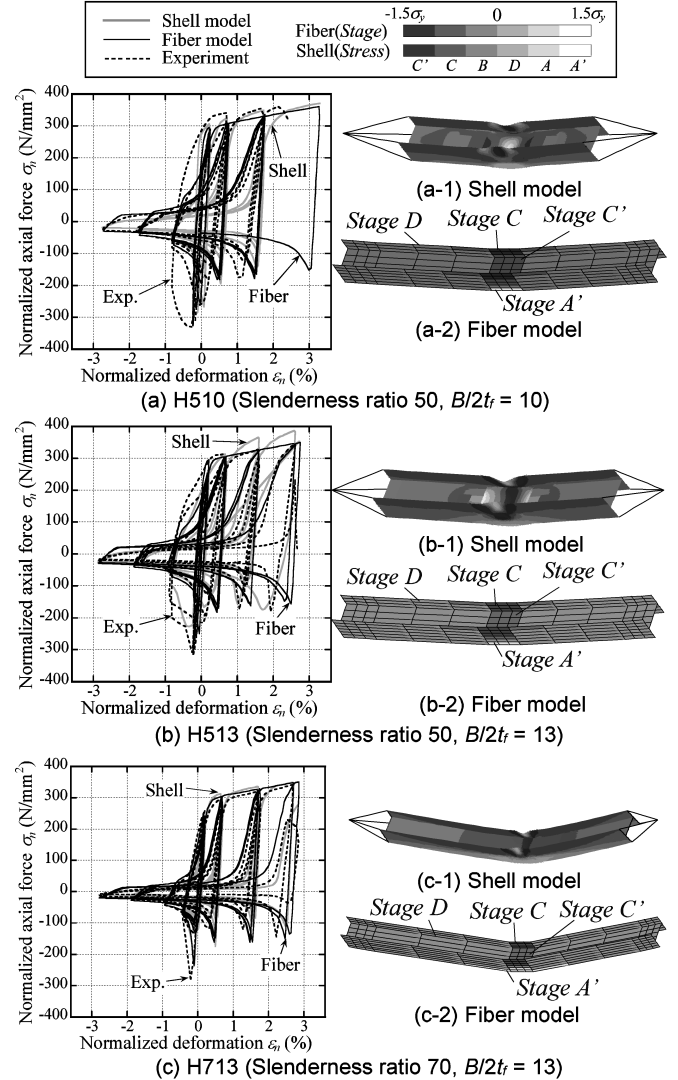
Table 1 Wide flange axial member sample dimension properties

| Specimen | L<br>(mm) | B<br>(mm) | H<br>(mm) | t <sub>f</sub><br>(mm) | t <sub>w</sub><br>(mm) | A<br>(mm <sup>2</sup> ) | λ   | B/2t <sub>f</sub> | σ <sub>y</sub><br>(N/mm <sup>2</sup> ) |
|----------|-----------|-----------|-----------|------------------------|------------------------|-------------------------|-----|-------------------|----------------------------------------|
| H506     | 874       | 72        | 72        | 6                      | 6                      | 1224                    | 50  | 6                 | 280                                    |
| H706     | 1224      | 72        | 72        | 6                      | 6                      | 1224                    | 70  | 6                 |                                        |
| H1006    | 1749      | 72        | 72        | 6                      | 6                      | 1224                    | 100 | 6                 |                                        |
| H510     | 1079      | 90        | 90        | 4.5                    | 4.5                    | 1175                    | 50  | 10                |                                        |
| H710     | 1511      | 90        | 90        | 4.5                    | 4.5                    | 1175                    | 70  | 10                | 295                                    |
| H1010    | 2159      | 90        | 90        | 4.5                    | 4.5                    | 1175                    | 100 | 10                |                                        |
| H513     | 1433      | 120       | 120       | 4.5                    | 4.5                    | 1580                    | 50  | 13                |                                        |
| H713     | 2006      | 120       | 120       | 4.5                    | 4.5                    | 1580                    | 70  | 13                |                                        |
| H1013    | 2865      | 120       | 120       | 4.5                    | 4.5                    | 1580                    | 100 | 13                |                                        |



$$\begin{cases} \varphi_h = \cos^{-1} \left( \frac{\sin(0.685 - \Delta\theta_h)}{0.6334} \right) \\ \Delta\theta_h = \theta_h - \theta_{lb} \end{cases} \quad (7)$$

$\theta_{lb}$  は局部座屈を生じる回転角  $\theta_h$  に相当する。式(6)で得られる局部歪  $\epsilon_h$  は、Fig. 8 に示すように局部座屈半波長の区間において一定の曲率を維持すると仮定した平均的な塑性歪を表している。一方、2.1



節で示した通り一次元ファイバーモデルは局部座屈の挙動を概ね再現できていることから、Fig. 7(b)に示す一次元ファイバー要素で得られる平均軸歪 $\varepsilon_{nf}$ を基に、式(8)により局部歪 $\varepsilon_{hn}$ が式(6)の局部歪と対応すると考えられ、両者を比較して分析する。

$$\varepsilon_{hn} = \begin{cases} \varepsilon_{nf} & (\Delta\varepsilon_{hn} \leq \varepsilon_{hnb}, \text{局部座屈前}) \\ \varepsilon_{hnm} - \left\{ \frac{3\phi_h}{1.635(B/2t_f)} + \frac{3}{2} \left( 2t_f / B \right)^2 \right\} & (\varepsilon_{hnb} < \Delta\varepsilon_{hn}, \text{局部座屈後}) \end{cases} \quad (8)$$

ここに $\varepsilon_{hnm}$ は $\varepsilon_{nf}$ の経験最大引張歪、 $\Delta\varepsilon_{hn} = \varepsilon_{hnm} - \varepsilon_{hn}$ である。両者の比較に先立ちシェル要素モデルによる局部座屈部における各シェル要素の軸歪の分布をFig. 9に示す。局部座屈後の2%1サイクル目で、局部座屈半波長の範囲内で軸歪が大きく進展している。この局部座屈半波長の範囲の軸歪をFig. 8のように平均化して算出した値 $\varepsilon_{h,ana}$ の推移をFig. 10に示す。ここでFig. 8中の塑性領域長 $l_h$ は文献(6)と同様の仮定を用い、 $l_p$ の1/3の長さとする。局部座屈部におけるシェル要素モデルの軸歪が、局部座屈後に表裏で符号が逆転していることから、繰返し軸力を受けるH形断面部材の局部座屈挙動を捉えられている。Fig. 11に一次元ファイバーモデル、単要素モデルおよびシェル要素モデルで得られた局部座屈部の局部歪振幅 $\Delta\varepsilon_{hn}$ 、 $\Delta\varepsilon_h$ および $\Delta\varepsilon_{h,ana}$ を比較して示す。なお $\Delta\varepsilon_{h,ana} = \varepsilon_{ntm,ana} - \varepsilon_{n,ana}$ とし、 $\varepsilon_{ntm,ana}$

は $\varepsilon_{h,ana}$ の経験最大引張歪である。H506では、一次元ファイバーモデルの局部歪 $\Delta\varepsilon_{hn}$ は局部座屈発生前に、単要素モデルの $\Delta\varepsilon_h$ よりシェル要素モデルの $\Delta\varepsilon_{h,ana}$ との差異が大きく、幅厚比が小さい場合には一次元ファイバーモデルで得られる局部歪の精度に注意を要する。

一次元ファイバーモデルおよび単要素モデルで得られた局部歪 $\varepsilon_{hn}$ 、 $\varepsilon_h$ の値から、文献(6)の既往実験において試験体が破断を経験したCycleまでの累積塑性歪および平均塑性歪振幅を算出した結果をFig. 12に示す。両値は、文献(7)で示した鋼材の疲労性能曲線と概ね適合しており、Fig. 7(b)の一次元ファイバーモデルにおける局部歪 $\varepsilon_{hn}$ の値をもとに、部材破断を判別し得ると考えられる。

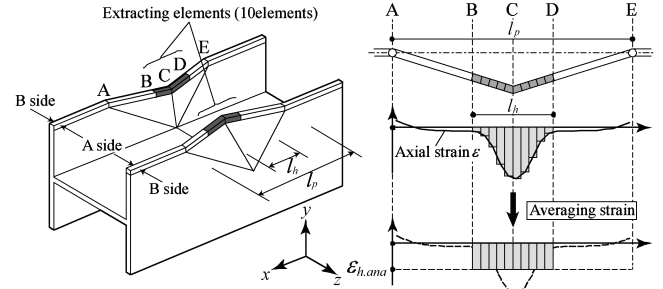


Fig. 8 Extracting local strain at local buckling zone

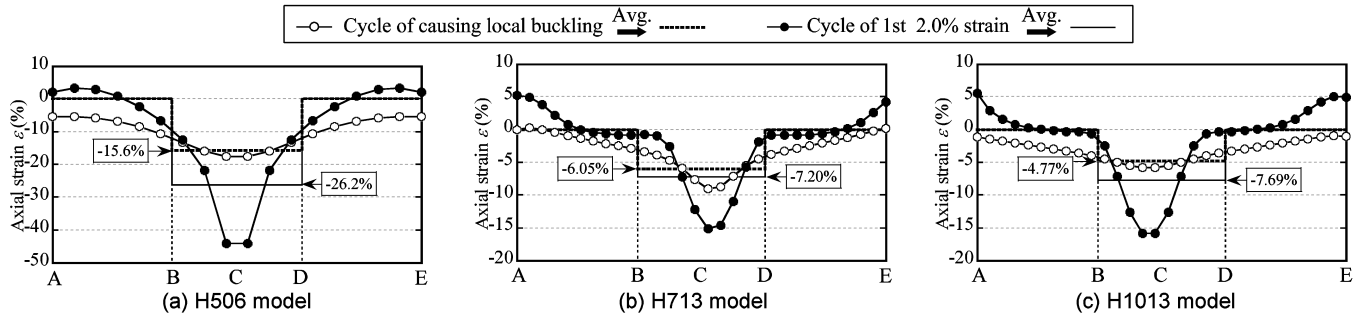


Fig. 9 Local strain distribution in the axial direction at local buckling zone calculated by shell models

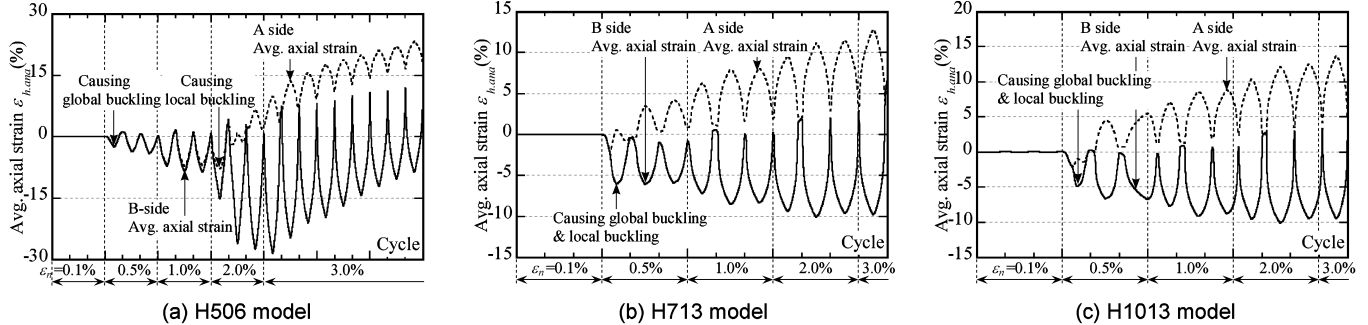


Fig. 10 Local strain transition at local buckling zone calculated by shell models

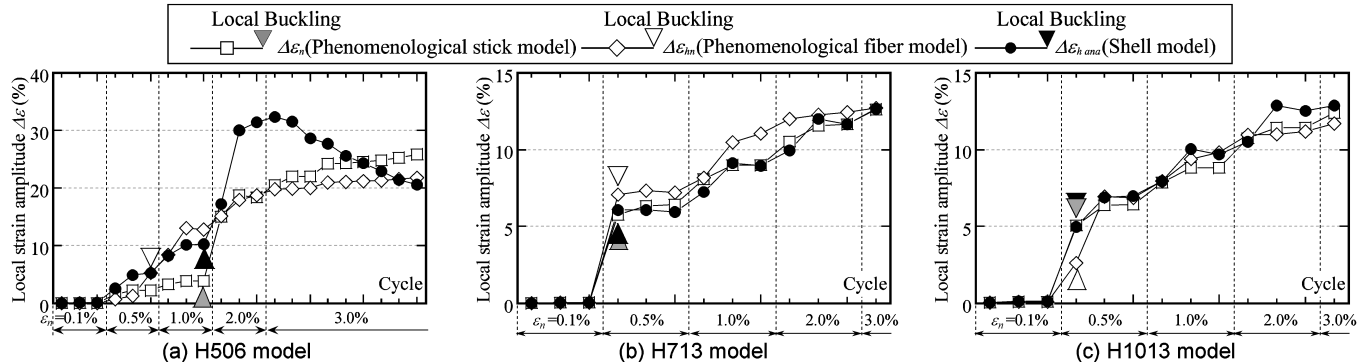


Fig. 11 Local strain amplitude calculated by shell models, phenomenological stick model and phenomenological fiber model



#### 4. 局部座屈を伴う H 形断面柱材の再現解析

文献 5) の FEM 解析を参照し、一次元ファイバーモデルの要素分割数やモデル化の方法が、断面力や応力分布に与える影響について分析する。Table 2(a) に示す 7 体の試験体を対象として、シェル要素モデルおよび一次元ファイバーモデルを構成する。Table 2(b) に見るように対称性から試験体 1~5 は H 形断面の柱材を半領域でモデル化し、試験体 6 は試験体 1 と同断面の柱材を全領域でモデル化し、両モデル化の影響について比較する。Fig. 13 に示すように、シェル要素モデルでは柱材を 4 節点シェル要素で分割して構成し、材料特性は降伏応力  $\sigma_y = 325 \text{ N/mm}^2$ 、弾性剛性  $E = 2.05 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ 、2 次勾配  $E/100$  としたバイリニアとし、幾何非線形性および硬化則は 3.1 節と同様に設定する。文献 5) の実験と同様に、柱材に一定軸力を作用させ Fig. 14 に示す回転角履歴で変位制御する一定軸力荷重と、Fig. 15 に示す変動軸力を作用させ Fig. 13 に示す回転角履歴で変位制御する変動軸力荷重の 2 種類の荷重方式を採用する。Fig. 16 に示すように、一次元ファイバーモデルでは、局部座屈半波長を用いて 5 分割、7 分割して試験体をモデル化する。

Fig. 17 に Fig. 12 の全領域で構成したモデルの解析結果を示す。Fig. 17(a) に見るように、7 分割した一次元ファイバーモデルによる曲げモーメント-回転角関係は 5 分割したモデルより回転角が 0.02 rad のサイクルで耐力が小さめに算出されており、シェル要素モデルと良く対応していることが分かる。Fig. 17(b) で示すように、いずれのモデルでも曲げモーメントの耐力が局部座屈後に低下して推移するが、5 分割より 7 分割したモデルの方がシェル要素モデルによる結果とより対応している。Fig. 17(c) の累積吸収エネルギー量 (Cumulative Dissipated Energy, CDE) についても、同様に 7 分割したモデルの方がシェル要素モデルの結果と近い値となる。Fig. 17(d) に示した試験体 1 および 6 の応力状態より、一次元ファイバーモデルでシェル要素モデルの局部座屈を生じる箇所や変形を概ね捉えられている。以上より、7 分割モデルの方が 5 分割モデルより部材端部における塑性化の進展を良く表現しており、復元力特性や累積吸収エネルギー量がシェル要素モデルと対応している。

Fig. 18(a) に、部材の全領域を 7 分割したモデルおよび半領域を 5 分割したモデルを用い、一次元ファイバーモデルで得られた曲げモーメント-回転角関係を示す。5 分割した半領域のモデルは、7 分割した全領域のモデルより耐力をやや低めに評価するものの、両者は

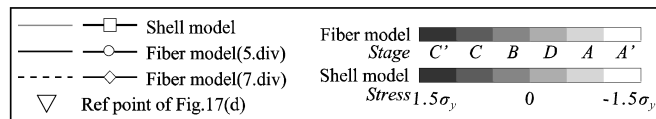


Fig. 17 Results of Specimen No. 6, Full model for (a) - (c),  $B/2t_f = 15.9$ , Major axis loading,  $N/N_y = 0.4$

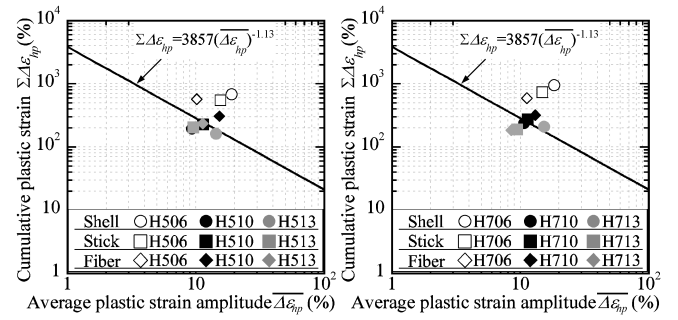


Fig. 12 Cumulative plastic strain and average plastic strain amp.

Table 2 Conditions of wide flange column samples

| (a) Dimension properties |        |        |        |            |            |           |          |          |                 | (b) Loading pattern |  |
|--------------------------|--------|--------|--------|------------|------------|-----------|----------|----------|-----------------|---------------------|--|
| Test No.                 | L (mm) | B (mm) | H (mm) | $t_f$ (mm) | $t_w$ (mm) | $\lambda$ | $H/2t_w$ | $B/2t_f$ | Loading pattern |                     |  |
| 1                        | 4000   | 700    | 700    | 19         | 22         | 46.9      | 36.8     | 15.9     | (i)             |                     |  |
| 2                        | 4000   | 700    | 700    | 19         | 25         | 46.0      | 36.8     | 14.0     | (i)             |                     |  |
| 3                        | 4000   | 700    | 700    | 19         | 29         | 45.1      | 36.8     | 12.1     | (i)             |                     |  |
| 4                        | 4000   | 700    | 700    | 19         | 35         | 44.2      | 36.8     | 10.0     | (i)             |                     |  |
| 5                        | 4000   | 700    | 700    | 19         | 45         | 43.1      | 36.8     | 7.8      | (i)             |                     |  |
| 6                        | 8000   | 700    | 700    | 19         | 22         | 46.9      | 36.8     | 15.9     | (ii)            |                     |  |

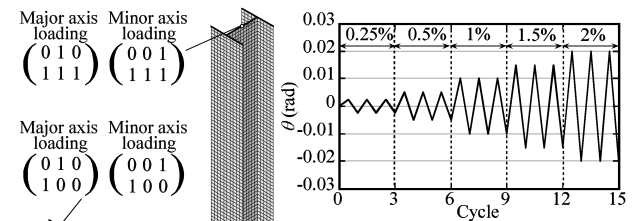


Fig. 13 Shell model of column

Fig. 14 Rotational angle protocol

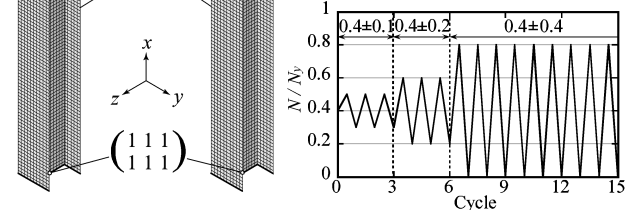


Fig. 15 Axial force protocol

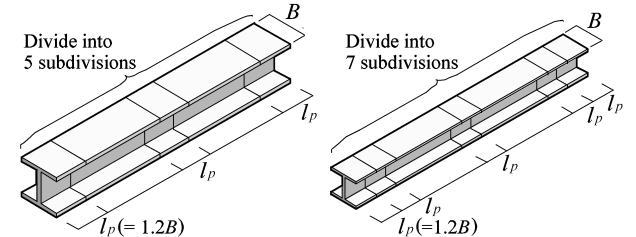


Fig. 16 Subdivision pattern

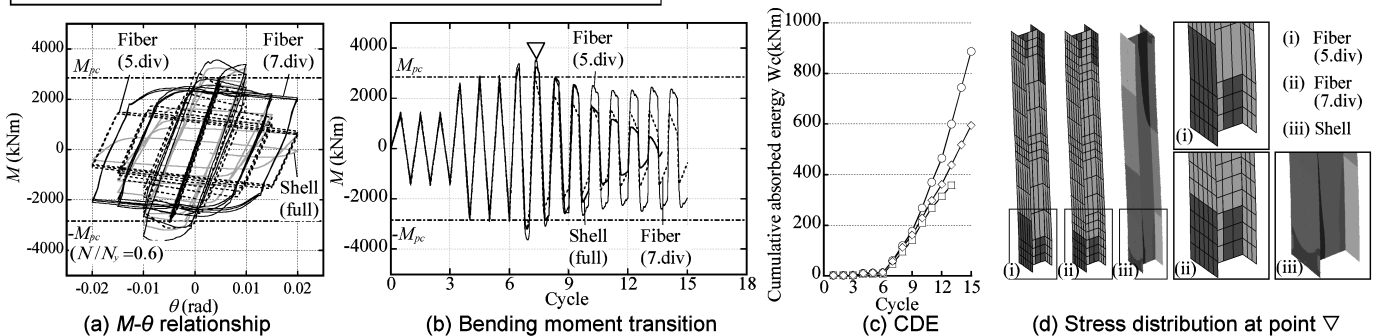
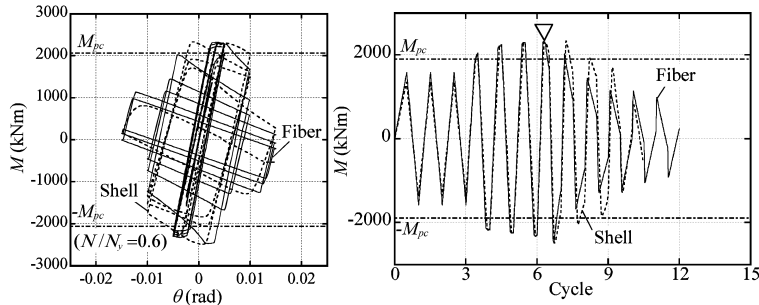
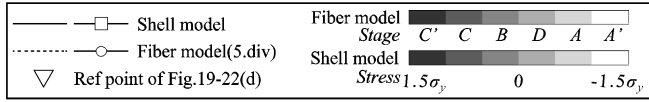


Fig. 17 Results of Specimen No. 6, Full model for (a) - (c),  $B/2t_f = 15.9$ , Major axis loading,  $N/N_y = 0.4$

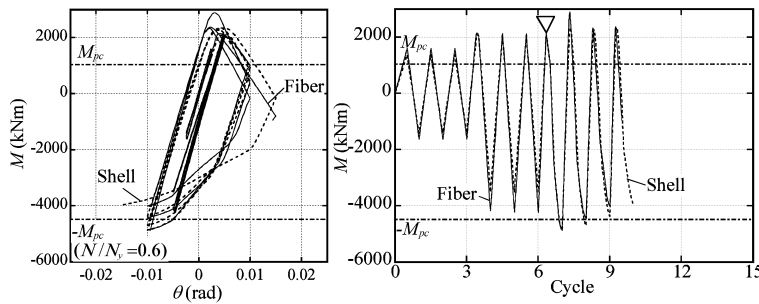
概ね対応している。また Fig. 18(b)に見るように、シェル要素モデルを用いて全領域と半領域で部材をモデル化し、得られた曲げモーメント-回転角関係は同様に対応している。以上より、対称条件を利用して Fig. 13 のように半領域で柱材を用いて断面力などの力学的性状を検討することは妥当と考えられ、本章の以降では他の試験体の性状を半領域のモデルで議論する。

Figs. 19, 20 に強軸まわりに曲げを受ける試験体 2 の H 形断面柱



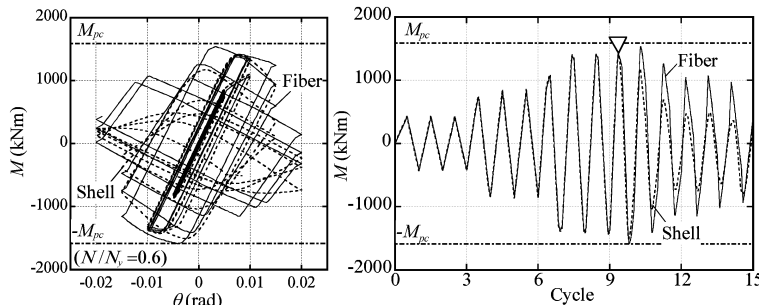
(a)  $M$ - $\theta$  relationship (b) Bending moment transition

Fig. 19 Results of Specimen No. 2, Half model,  $B/2t_f = 14.0$ , 5 Subdivisions, Major axis loading, Constant  $N/N_y = 0.6$



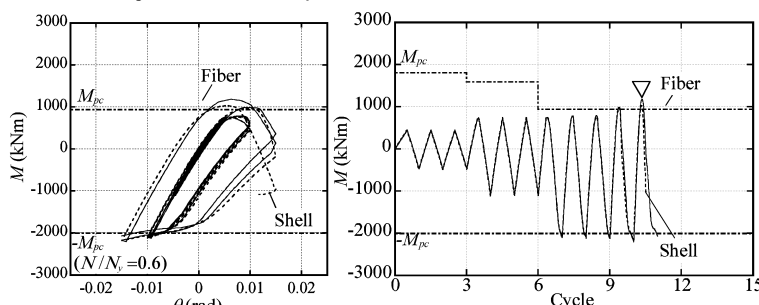
(a)  $M$ - $\theta$  relationship (b) Bending moment transition

Fig. 20 Results of Specimen No. 2, Half model,  $B/2t_f = 14.0$ , 5 Subdivisions, Major axis loading, Variable compression force



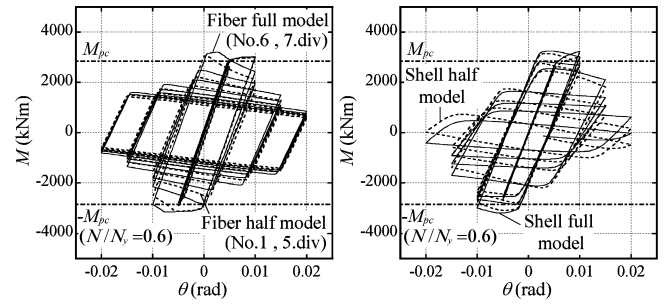
(a)  $M$ - $\theta$  relationship (b) Bending moment transition

Fig. 21 Results of Specimen No. 2, Half model,  $B/2t_f = 14.0$ , 5 Subdivisions, Minor axis loading, Constant  $N/N_y = 0.6$



(a)  $M$ - $\theta$  relationship (b) Bending moment transition

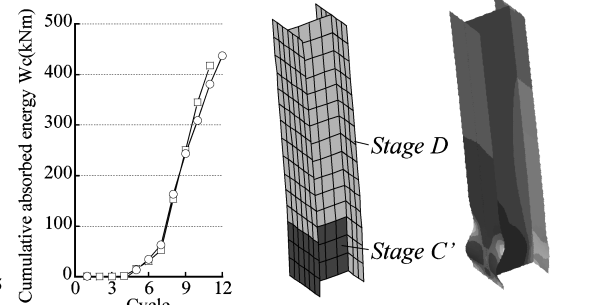
Fig. 22 Results of Specimen No. 2, Half model,  $B/2t_f = 14.0$ , 5 Subdivisions, Major axis loading, Variable compression force



(a) Phenomenological fiber model

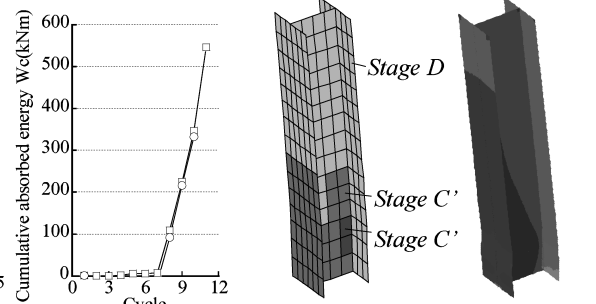
(b) Shell model

Fig. 18 Results of Specimen No. 1 and No. 6



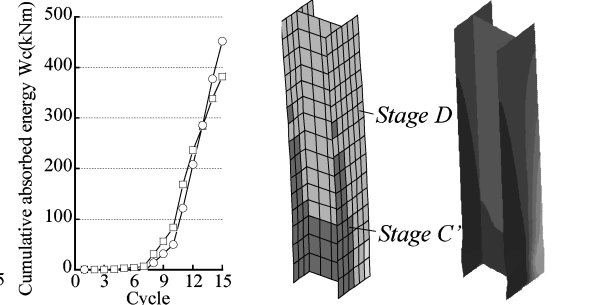
(c) CDE

(d) Stress distribution at point  $\nabla$



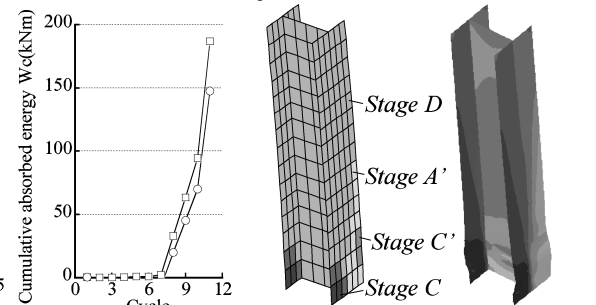
(c) CDE

(d) Stress distribution at point  $\nabla$



(c) CDE

(d) Stress distribution at point  $\nabla$



(c) CDE

(d) Stress distribution at point  $\nabla$

Table 3 Frame member dimension properties

| Story No. | Column section    |                   |                   | Girder section   |                                    | Brace section                  |               |
|-----------|-------------------|-------------------|-------------------|------------------|------------------------------------|--------------------------------|---------------|
|           | C1                | C2                | C3                | G1               | G2                                 | B1                             | B2            |
| 7         | H-500×500×12×16   | H-600×600×14×19   | H-1050×1050×25×36 | H-700×350×12×25  | H-2100×500×28×60                   | $\phi$ 519×21                  |               |
| 6         | H-650×650×14×22   | H-700×700×16×25   | H-900×900×22×32   | H-700×450×12×40  | H-700×500×12×40<br>H-600×300×22×25 | $\phi$ 506×15<br>$\phi$ 692×28 | $\phi$ 691×31 |
| 5         | H-650×650×14×22   | H-700×700×16×25   | H-900×900×22×32   | H-582×300×12×17  | H-800×400×16×40                    | $\phi$ 749×27                  |               |
| 4         | H-1000×1000×22×36 | H-1000×1000×22×36 | H-1500×1500×32×50 | H-800×450×12×36  | H-800×450×22×40                    | $\phi$ 519×31                  |               |
| 3         |                   |                   |                   | H-900×300×14×33  | H-1500×600×16×40                   | $\phi$ 346×15                  | $\phi$ 346×15 |
| 2         | H-1000×1000×22×36 | H-1000×1000×22×36 |                   | H-600×500×12×28  | H-800×450×12×40                    | $\phi$ 490×25                  |               |
| 1         | H-1100×1100×25×40 | H-1250×1250×30×45 | H-1500×1500×32×50 | H-1000×400×16×40 | H-1200×600×16×60                   | $\phi$ 445×23                  |               |

Table 4 Frame member material properties

|                                 | Specimens | $E$<br>(N/mm <sup>2</sup> ) | $E_t$<br>(N/mm <sup>2</sup> ) | $\sigma_y$<br>(N/mm <sup>2</sup> ) | $G$<br>(N/mm <sup>2</sup> ) |
|---------------------------------|-----------|-----------------------------|-------------------------------|------------------------------------|-----------------------------|
| Column                          | BT-HT400C | 205000                      | 2050                          | 400                                | 79400                       |
| Beam ( $t_f$ or $t_w \leq 40$ ) | SM490     | 205000                      | 2050                          | 325                                | 79400                       |
| Beam ( $t_f$ or $t_w > 40$ )    | SM490     | 205000                      | 2050                          | 295                                | 79400                       |
| Brace                           | SM490     | 205000                      | 205                           | 325                                | 79400                       |

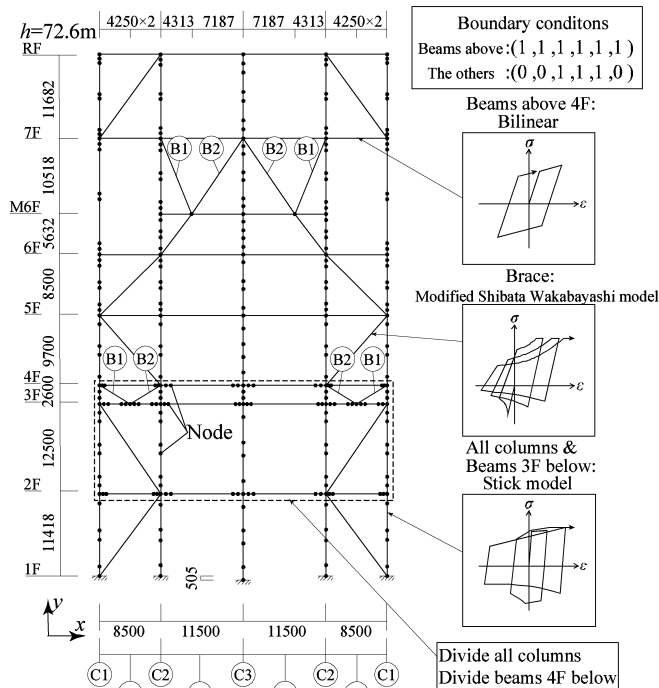


Fig. 23 Numerical model of braced frame

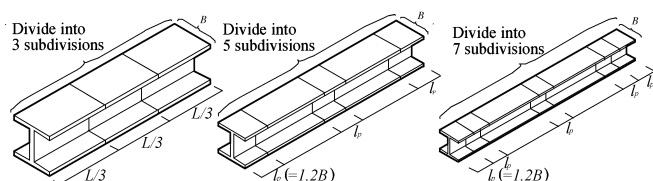


Fig. 24 Division of phenomenological fiber model for each member

材の、曲げモーメント-回転角関係、曲げモーメントの推移、累積吸収エネルギー量、応力状態について、一次元ファイバーモデルとシェル要素モデルで比較して示す。一次元ファイバーモデルは、シェル要素モデルの種々の結果を、局部座屈による耐力劣化の影響も含めて概ね捉えている。Figs. 21, 22 に弱軸まわりに曲げを受ける試験体 2 について、Figs. 19, 20 と同様の結果を示す。強軸まわりに曲げを受ける場合と同様に、弱軸まわりの曲げを受ける場合においても一次元ファイバーモデルの結果はシェル要素モデルと良い対応を示している。また、Table 2(a) に示した他の試験体についても同様の結果が得られており、以上より一次元ファイバーモデルで部材を適切にモデル化することで、シェル要素モデルの解析結果を精度よく再現することができる。

## 5. 一次元ファイバーモデルを用いた骨組の地震応答解析

### 5.1 骨組のモデル化の概要

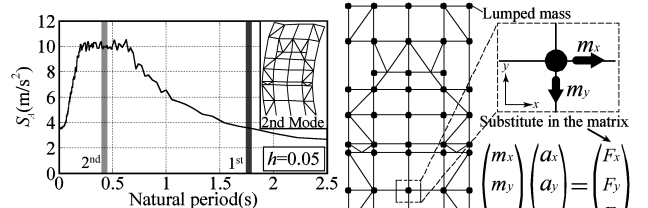


Fig. 25 Input ground motion (BCJ-L2)

Fig. 26 Mass condition

Table 5 Frame weight and mass ratio on each story

|                 | Total weight | Story |      |      |      |      |     |      |
|-----------------|--------------|-------|------|------|------|------|-----|------|
| Vertical (kN)   | 52583        | 2F    | 3F   | 4F   | 5F   | 6F   | 7F  | RF   |
| Horizontal (kN) | 64407        | 9.8   | 5.5  | 24.7 | 6.2  | 5.0  | 3.3 | 17.9 |
|                 |              | 14.4  | 11.7 | 8.4  | 20.9 | 18.5 | 5.1 | 14.8 |

本章では 3, 4 章で検証した一次元ファイバーモデルを用い、Fig. 23, Table 3 に示す実規模の火力発電プラント鉄骨を模擬した平面骨組モデルを構成し地震応答解析を行う。4 章で検討した部材の分割数が断面力に与える影響を考慮し、本章では Fig. 24 と式(9)の規則に従い一次元ファイバー要素で部材を分割する。ただし梁材は部材中央で局部座屈を生じないものと仮定し、要素を分割していない。

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{3要素分割} \quad \left( \frac{L}{B} < 3.6 \right) \\ \text{5要素分割} \quad \left( 3.6 \leq \frac{L}{B} \leq 10.8 \right) \\ \text{7要素分割} \quad \left( 10.8 < \frac{L}{B} \right) \end{array} \right. \quad (9)$$

ここに、 $L$  は部材長、 $H$  は H 形断面のせいを示す。接合部におけるダイアフラムの長さは無視し、全ての部材端部の境界条件を剛とする。柱材および 3 層までの梁材は一次元ファイバーモデル、4 層以上の梁材はバイリニア型で構成する。なお柱材に用いる一次元ファイバーモデルについては、第 3 章で提案した累積変形性能評価手法を用い、損傷度を確認する。ブレースは修正柴田・若林モデル<sup>9)</sup>で断面力を計算し、材料特性は Table 4 に示した値を採用する。ブレースは文献 7) に従い、局部座屈が発生した箇所における塑性歪  $\varepsilon_h$  の累積変形性能が鋼材の疲労破断条件式  $\Sigma \Delta \varepsilon_{hp} = 3857 \Delta \varepsilon_{hp}^{-1.13}$  と適合する時点において破断判定を行う。部材破断判定後は剛性を破断前の状態の  $10^{-4}$ 、内力を 0 としている。なお、比較のために局部座屈による耐力劣化を考慮していないバイリニア型の復元力特性で全ての柱、梁材の断面力を表現したモデルを構成する。

入力地震動は Fig. 25 に示す BCJ-L2 とし、骨組の重量は火力発電プラント鉄骨の重量分布を参考に、柱の軸力比、水平方向の振動特性が実機相当となるよう調整して決定し、各節点に集中して Fig. 26

のように自重と慣性力を分けて設定する。Table. 5 に示すように鉛直方向は屋根部と 4 層に、水平方向は 5,6 層に集中して重量を配置する。解析時間刻みは 0.01s, 数値積分には Newmark- $\beta$  法 ( $\beta = 1/4$ ) 構造減衰は, 1 次, 2 次の減衰乗数を 0.05 とした Rayleigh 型とする。

## 5.2 地震応答解析結果

Fig. 27 に Fig. 22 の骨組に BCJ-L2 が入力された場合の変形, 座屈, 塑性ヒンジが生じた箇所を示す。Fig. 27(a) は局部座屈による耐力劣化を考慮していないモデルでは, 2 層の柱材が全体曲げ座屈を生じている。Fig. 27(b) に見るように, 一次元ファイバーモデルで局部座屈による耐力劣化を考慮すると, 同箇所の柱材が非考慮の場合と比べて大きく変形している。

Fig. 28 に漸増地震応答解析 (Incremental Dynamic Analysis, IDA) を実施して得られた, 各入力地震動倍率 SF (Scale Factor) における各層の最大層間変形角を示す。なお, SF = 1.0 は Fig. 25 の地震動の規模に相当する。SF = 1.0 では局部座屈の考慮/非考慮が最大層間変形角へ与える影響は小さいが, SF = 2.0, 3.0 と大きくなるほど両者の差異が大きくなる事が分かる。Fig. 29 の IDA カーブに見るように入力地震動倍率 SF が 2.5 程度を超えると, 局部座屈の考慮/非考慮によって全層における層間変形角の最大値に差異が生じることが確認できる。Fig. 30 に示す箇所における柱材の層間変形角, およびファイバーの軸歪時刻歴を Fig. 31 に示す。Co. 01 の柱材が局部座屈を生じてから 1 層の層間変形角が, 徐々に片側へ寄るように推移し, ブレースが部材破断した後に層間変形角の変動中心の軸が変化していないことが分かる。Fig. 31(b) に見るように, 局部座屈の生じた Co. 01 の柱を構成しているファイバーの歪が圧縮側で 2.5% 程度まで漸近している。

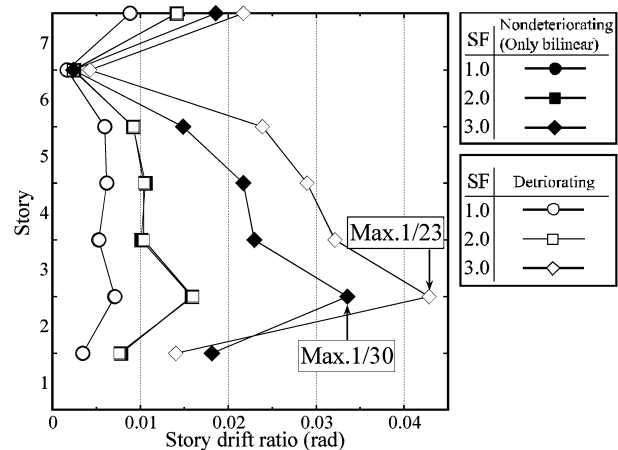


Fig. 28 Maximum story drift

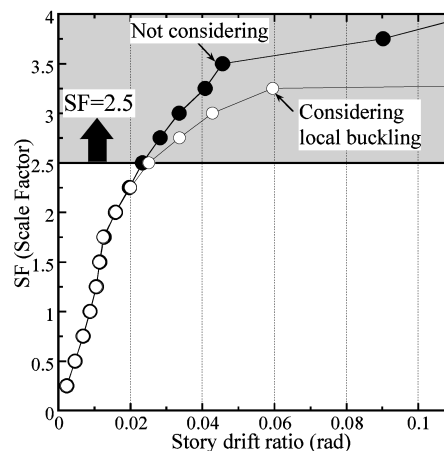


Fig. 29 IDA curve

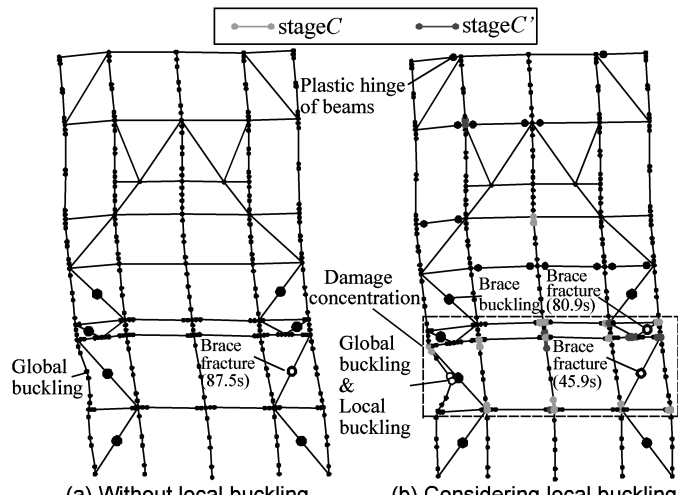


Fig. 27 Deformation, hinge, buckling and fracture locations of frame

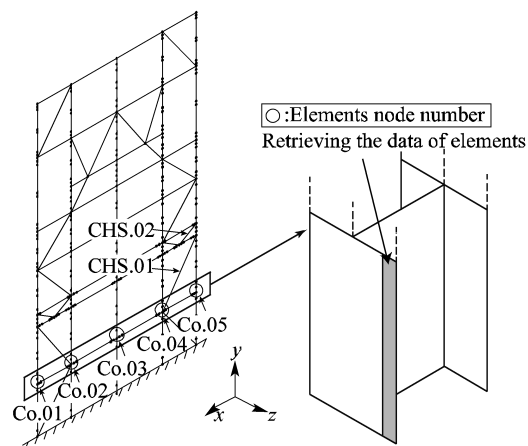
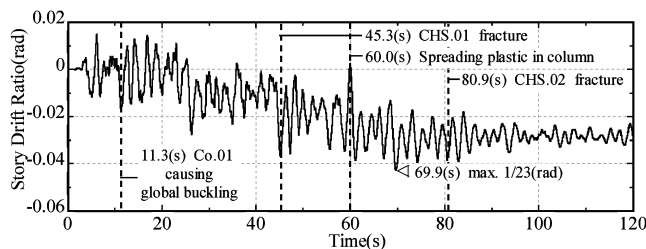
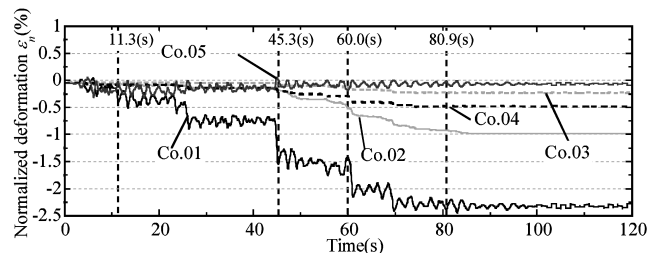


Fig. 30 Column and element locations



(a) Story drift



(b) Axial strain

Fig. 31 Story drift and axial strain of columns transition (SF = 3.0)



Fig. 32 に  $SF = 3.25$  における特に損傷が大きい 2 層部の累積塑性歪および平均塑性歪振幅を第 3 章の手法を用いて算出し示す。Fig. 32 (a)および(b)を比較すると柱の変形が最も大きくなる 2 層左端の柱より隣の柱により歪が集中して分布する。どちらの柱も、歪の累積値が疲労曲線に達していない。

以上より、一次元ファイバーモデルにより柱材の局部座屈および軸方向への塑性化領域の進展を考慮すると、非考慮の場合と明瞭な差異が生じることを明らかにし、本解析手法で部材の局部座屈を含めた骨組の地震応答を評価し得ると考えられる。

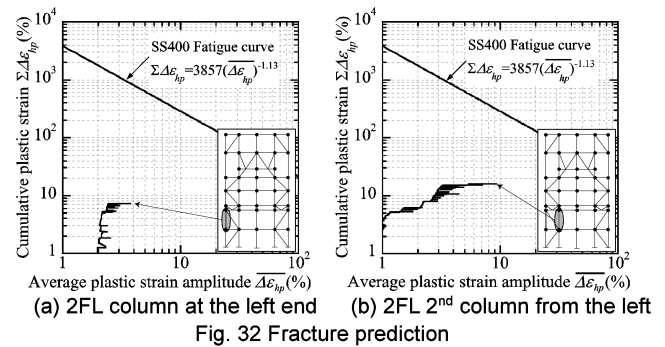
## 6. 結

本研究では、著者らが提案してきた軸方向の塑性化の進展を模擬した H 形断面の一次元ファイバーモデルの精度を、過去行われた種々の部材載荷実験の結果を参照し、シェル要素等と比較することにより検証した。また、一次元ファイバーモデルで柱梁部材を構成した骨組モデルを作成し、漸増動的解析により耐震性能について分析した。以下に本研究で得られた知見を示す。

- 1) 繰返し軸力を受ける両端ピン支持された H 形断面軸力部材が、局部座屈を伴い最大の等価軸歪が 3.0%に達する荷重-変形関係の履歴は、一次元ファイバーモデルでシェル要素モデルと同等に評価し得る。局部座屈を生じた位置における一次元ファイバーモデルの応力分布は、シェル要素と対応する。
- 2) フランジ幅厚比が 6 程度の H 形断面軸力部材を一次元ファイバーモデルでモデル化した場合、局部座屈部の塑性歪の評価値はシェル要素モデルによる計算結果よりやや小さくなる傾向が見られた。一方、フランジ幅厚比が 10~13 程度の軸力部材では両モデルの結果は対応し、一次元ファイバーモデルによる破断予測精度はシェル要素モデルとほぼ同等であった。
- 3) 軸力と曲げを受ける H 形断面部材を一次元ファイバーモデルでモデル化する場合、フランジ幅や軸長に応じて適切に要素分割しなければならず、軸長が 8m 程度であれば 7 分割程度でシェル要素モデルと同等に進展する塑性化領域の広がり表現し、部材の断面力を追跡できる。一次元ファイバーモデルでは、支点や他部材との接合箇所である端部と、塑性化が進展する中央付近では局部座屈半波長の 1.2 倍程度の長さで分割すると、シェル要素モデルによる解析結果と良く対応する。なお、これら以外の個所では必ずしも細かく分割する必要はない。
- 4) 局部座屈による耐力劣化を考慮する一次元ファイバーモデルを用いて、実存する火力プラントを模擬した 7 層の平面骨組を対象として、 $SF=0.25$  刻みで漸増動的解析を行った。入力地震動 BCJ-L2 波において局部座屈による耐力劣化を考慮しない場合は  $SF=4.0$  まで崩壊することはないが、局部座屈による耐力劣化を考慮する場合は、 $SF=3.25$  の地震動入力で崩壊する可能性がある。本論文の検討範囲では、ブレースは破断に至るものの、柱部材が破断と評価されるケースは見られなかった。

## 謝辞

本研究を進めるにあたり、小林隼也氏（元東京工業大学）、三菱日立パワーシステムズ株式会社：宮本芳樹氏の助力を頂いた。ここに感謝いたします。



## 参考文献

- 1) Kenichi Ohi, Yiyi Chen, Koichi Takanashi : An experimental study on inelastic behaviors of H-shaped steel beam-columns subject to varying axial and lateral loads, Journal of Structural Engineering, Vol. 38B, pp. 421-430, 1992.3 (in Japanese)
- 2) Satoshi Yamada, Takanori Ishita, Yuko Shimada : Hysteresis model of RHS columns in the deteriorating range governed by local buckling, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 77, No. 674, pp.627-636, 2012.4 (in Japanese)
- 3) Seiji Mukaide, Nobuyuki Oku, Katsuya Matsuo, Motohide Tada : Loading test in the range of large deformation for RHS columns with different manufacturing processes, Steel Constr. Eng., JSSC, Vol. 23, No. 90, pp.51-64, 2016.1 (in Japanese)
- 4) Shojiro Motoyui, Kensaku Kaneko : Generalized plastic hinge model involving partially-plastic states and hardening, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.607, pp. 87-94, 2006.9 (in Japanese)
- 5) Toru Takeuchi, Ryota Matsui, Hidetaka Nagaji, Kunihiro Morishita : Elasto-plastic buckling model of H-section steel columns subjected to cyclic bending moment under high axial force, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 81, No. 728, pp.1723-1732, 2016.10 (in Japanese)
- 6) Toru Takeuchi, Kang Qin, Ryota Matsui : Cumulative cyclic deformation capacity of H-section braces with local buckling, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 73, No. 632, pp.1875-1882, 2008.10 (in Japanese)
- 7) Toru Takeuchi, Ryota Matsui : Cumulative deformation capacity of steel braces under various cyclic loading histories, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 141, Issue 7, 2015.7
- 8) Ben Kato, Hiroshi Akiyama, Yooichi Obi : Deformation characteristics of H-shaped steel members influenced by local buckling, Transactions of the Architectural Institute of Japan, No. 257, pp.49-58, 1977.7 (in Japanese)
- 9) Toru Takeuchi, Yuki Kondo, Ryota Matsui, Akira Imamura : Post-buckling hysteresis and cumulative deformation capacity of built-up member braces with local buckling, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 77, No. 681, pp.1781-1790, 2012.11 (in Japanese)

## 付録 1 H 形断面柱材の再現解析における一次元ファイバー要素長さ $l_p$

4 章における H 形断面柱材の再現解析において一次元ファイバー要素長さ  $l_p$  をシェル要素モデル結果から算出される軸歪  $\varepsilon'$  から同定している。シェル要素モデルの軸歪  $\varepsilon'$  は、材端部フランジ縁の要素から算出した内側軸歪  $\varepsilon_m$  および外側軸歪  $\varepsilon_{out}$  を用いた式(A1)より評価する。

$$\varepsilon' = \varepsilon_{out} - (\varepsilon_{out} + \varepsilon_m) / 2 \quad (A1)$$

Fig. A に一定軸力比 0.4、強軸載荷の試験体 1 および一定軸力比 0.6、強軸載荷の試験体 5 の軸歪  $\varepsilon'$  の推移を示す。両試験体とも部材端部から局部座屈が発生し、材端から 1.2B 付近で概ね降伏線を形成していることが分かる。この検討から 4 章以降の一次元ファイバー要素長さ  $l_p$  に 1.2B を用いている。

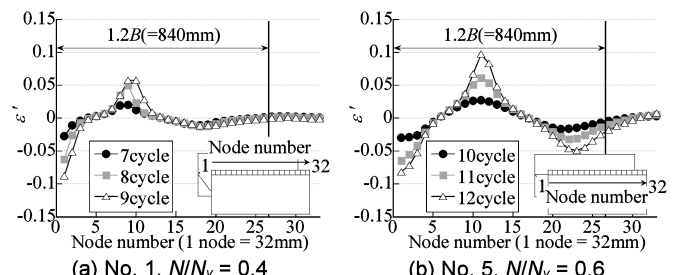


Fig. A Axial strain  $\varepsilon'$  transition by shell models (Major axial loading)

# COLLAPSE ANALYSIS OF PLANE FRAMES USING PHENOMENOLOGICAL FIBER MODEL OF WIDE FLANGE STEEL COLUMNS

*Ryota MATSUI*<sup>\*1</sup>, *Jun ARIGA*<sup>\*2</sup>, *Kunihiro MORISHITA*<sup>\*3</sup>,  
*Motoki KATO*<sup>\*4</sup> and *Toru TAKEUCHI*<sup>\*5</sup>

<sup>\*1</sup> Assoc. Prof., Grad. School of Eng., Hokkaido University, Dr.Eng.

<sup>\*2</sup> Grad. Student, Tokyo Institute of Technology

<sup>\*3</sup> Principal Researcher, Research & innovation Center, Mitsubishi Heavy Industries Co., Ltd., Dr.Eng.

<sup>\*4</sup> Senior Deputy Manager, Research & Innovation Center, Mitsubishi Heavy Industries Co., Ltd.

<sup>\*5</sup> Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

## 1. Introduction

The authors have proposed a phenomenological fiber model to simulate local buckling behavior of steel structural components in building frames. This phenomenological model captures development of the plastic strain localization of steel columns subjected to high axial load. This study presents the accuracy of the phenomenological fiber models applied to truss members. This phenomenological fiber model is used for numerical simulation of a braced steel frame with incremental dynamic analysis to investigate the effect of local buckling on the ultimate seismic performance.

## 2. Summary of phenomenological fiber model composition

The composition of the phenomenological fiber model is introduced. The stress-strain relationship of fibers in the phenomenological model are constituted by a phenomenological hysteresis model, which simulates the compression strength degradation. The strength degradation is estimated by a flexural yielding of the flange and web based on the principle of minimum energy.

## 3. Accuracy of phenomenological fiber model for truss members

9 specimens of wide flange section are extracted by the previous experimental study, to examine the accuracy of phenomenological fiber model for simulation of force-deformation relationship. The phenomenological fiber model captures a force-deformation relationship and the plastic strain localization, which are equivalent to the results calculated by FEM models (shell elements are employed). For the specimens with small width-to-thickness ratios (less than approximately 6), the phenomenological fiber has difficulty to evaluate the plastic strain localization compared to the FEM models. For other specimens, the instant of fracture is well estimated by the phenomenological fiber models.

## 4. Appropriate division of phenomenological fiber model for columns subjected to high axial load

6 structural models of wide flange section columns are employed to obtain the effect of the element division and symmetrical condition on the force-deformation relationships and stress distributions. As a result, for the 8 m length column subjected to high axial load, 7 elements are required to simulate the force-deformation relationship.

## 5. Numerical simulation of braced frame using phenomenological fiber model

7 story steel braced frame is modeled using the phenomenological fiber model based on a thermal power plant. Incremental dynamic analysis provides the effect of local buckling on the seismic performance (especially story drift) of steel braced frames. In this study, the fracture of the columns was not observed.

## 6. Conclusions

This study investigated the accuracy of phenomenological fiber models for truss members and columns based on experimental and numerical simulation results. The conclusions are summarized as follows.

- 1) For wide flange truss members supported by pin ends, the phenomenological fiber model largely captures the force-deformation relationship and plastic strain localization compared to FEM models, when the engineering strain attains to 3 %.
- 2) The local strain calculated by the phenomenological fiber model has discrepancy with the numerical simulation results of FEM models, when the flange width-to-thickness ratio is 6. By contrast, for the wide flange sections with 10 or 13 width-to-thickness ratios, the local strain equivalent to the results of FEM models could be evaluated by the phenomenological fiber model.
- 3) The fine element division of the phenomenological fiber model provides force-deformation relationship equivalent to the results of FEM models. For the area of plastic strain localization, the element length of the phenomenological fiber model is required to be approximately 1.2 times half wavelength of local buckling. For other areas, the fine element division is not necessarily required.
- 4) Incremental dynamic analysis shows that the seismic performance of the steel braced models with the phenomenological fiber model deteriorates compared with those with conventional beam elements.

(2018年11月8日原稿受理, 2019年4月12日採用決定)