

高軸力下において局部座屈を伴う箱形断面柱の一次元数値解析モデル

STICK MODEL OF RECTANGULAR HOLLOW STRUCTURAL SECTION STEEL COLUMNS WITH LOCAL BUCKLING UNDER HIGH AXIAL FORCE

松井良太^{*1}, 橋本舟海^{*2}, 竹内 徹^{*3}
Ryota MATSUI, Shukai HASHIMOTO and Toru TAKEUCHI

Local buckling is one of critical behaviors to determine the plastic flexural strength and deformation capacity of rectangular hollow structural (RHS) section steel columns. Several researchers have proposed numerical models to capture the strength deterioration of the RHS columns under axial loads due to local buckling. The authors proposed a fiber model using a phenomenological model to simulate the yield area extends to a broad axial range from the end. This study presents the accuracy of the fiber model for RHS columns under cyclic high axial loading compared to stick or FEM models.

Keywords: RHS steel column, Local buckling, Deterioration behavior, High axial force, Cyclic loading

箱形断面柱, 局部座屈, 劣化挙動, 高軸力比, 繰返し荷重

1. 序

箱形断面柱は、我が国で多数用いられている鋼構造部材の一種であり、古くから耐力や塑性変形性能について数多くの研究がなされてきた。吹田・山田ら¹⁾による震動台実験より、数値解析では全体崩壊型と判定された実大4層鉄骨造建物が箱形断面の一種である角形鋼管柱の局部座屈により1層で層崩壊を生じたと報告されているように局部座屈は、箱形断面柱の耐力および塑性変形性能を決定する重要な要因の一つとして挙げられる。この局部座屈に着目した箱形断面柱の部材模型載荷実験や数値解析に関する一連の研究成果については、桑田ら²⁾の論文において詳しくまとめられている。数ある研究課題の中で、数値解析によるアプローチで局部座屈を伴う角形鋼管柱の耐力劣化域を分析した研究例としては山田・石田ら^{2),3)}の一連の検討が挙げられる。同研究では、30近い試験体のデータベースを基とした一方向曲げ載荷実験結果から、骨格部とバウシンガー部に分離して角形鋼管柱の繰返し劣化挙動を評価した履歴モデルを提案している⁴⁾。文献3)では、この履歴モデルを適用した Multi Shear Spring モデルで、一定軸力下で水平2方向荷重を受ける角形鋼管柱の実験結果を追跡できることを確認している。さらに文献4), 5)で、Multi Spring モデルを用いて変動軸力下において繰返し水平2方向外力を受ける角形鋼管柱の劣化域における挙動を、追跡できることを確認している。しかし、ブレース付骨組内における柱部材など、高軸力下で塑性化する領域が部材端部以外の軸方向に広がる場合(付録1参照)には、Multi Spring モデルではこの挙動を捉えることができない。

著者ら⁶⁾は、局部座屈による耐力劣化挙動を表現したファイバーによりH形断面を構成した一次元ファイバー要素(Subdivision)を直列させて鋼柱部材を表現した一次元ファイバーモデル(または一次元部材モデル, Phenomenological fiber model, Fig. 1)を用い、高軸力下における劣化域における繰返し履歴挙動を再現できることを示した。同モデルは、Multi Spring モデルのような単要素のモデル(Phenomenological stick model)と比較して要素数は増えるが、鋼柱端部以外の塑性化の進展も捉えられ、FEM解析モデルのような二次元、三次元の要素を要せず軸力と曲げモーメントの相関を考慮して局部座屈による劣化挙動も表現できる。

本論文では、文献6)で提案した一次元ファイバーモデルで箱形断面柱の局部座屈による耐力劣化を評価した場合における、軸力比0から0.8程度の範囲での繰返し履歴挙動や塑性変形性能の再現性について確認する。軸力比が0.4~0.8程度となる場合を高軸力と定義し、この範囲では実験例が乏しいため、FEMモデルと比較することで一次元ファイバーモデルの再現性を検証する。軸力比0.4程度までの低軸力比の範囲では、既往の実験例や評価例と比較検証する。

2. 箱形断面部材の一次元ファイバーモデルの構築

2.1 ファイバーの履歴モデル

Fig. 1に示すように、一次元ファイバーモデルでは数個の一次元ファイバー要素を直列に接続させることで、箱形断面部材の断面力を模擬する。平面保持の仮定し、断面を分割した各ファイバーの復元力を積和計算することで、一次元ファイバー要素の断面力を算出

^{*1} 北海道大学工学研究院 准教授・博士(工学)

^{*2} 元東京工業大学建築学系 大学院生

^{*3} 東京工業大学建築学系 教授・博士(工学)

Assoc. Prof., Hokkaido University, Dr.Eng.

Former Grad. Student, Tokyo Institute of Technology

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

する。柴田・若林らのモデル^{7,8)}、大井・高梨らのモデル⁹⁾および竹内らのモデル⁶⁾を参考に、各ファイバーの無次元化応力 n –無次元化変位 δ 関係を式(1)のように6つの Stage に分けて表現し、Stage C で局部座屈による耐力劣化を表現する。

$$n = \begin{cases} \alpha & (\text{Stage A} : \delta_a \leq \delta) \\ n_r + \frac{\delta - \delta_r}{50} & (\text{Stage A'} : \delta_r \leq \delta < \delta_a) \\ n_p + \frac{n_r - n_p}{\delta_r - \delta_p} (\delta - \delta_p) & (\text{Stage B} : \delta_p \leq \delta < \delta_r) \\ -\frac{1}{4} - \kappa \sqrt{\frac{1}{(\delta_b + \delta_c - \delta) \varepsilon_y}} \frac{t}{B} & (\text{Stage C} : \delta \leq \delta_b) \\ n_q + \frac{\delta - \delta_b}{50} & (\text{Stage C'} : \delta_b < \delta \leq \delta_q) \\ n_q + \frac{n_p - n_q}{\delta_p - \delta_q} (\delta - \delta_q) & (\text{Stage D} : \delta_q < \delta \leq \delta_p) \end{cases} \quad (1)$$

ここに、無次元化応力 n は、ファイバーの軸応力 σ を降伏応力度 σ_y で除した値 ($n = \sigma / \sigma_y$) とし、無次元化変位 δ は、一次元ファイバー要素に設定した各積分点における歪 ε を降伏歪 ε_y で除した値 ($\delta = \varepsilon / \varepsilon_y$) とする。なお、降伏歪 $\varepsilon_y = \sigma_y / E$, $E = 2.05 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ とする。 α は降伏比の逆数であり σ_u を引張強さとし、 $\alpha = \sigma_u / \sigma_y$ で表す。文献7)の検討から、 $\alpha = 1.5$ とする。式(1)における無次元化応力 n 、変位 δ の右下の添字は、Fig.2 に示す基準点 a, b, p, q, r における値であることを表す。基準点の更新方法は文献7)の手法を踏襲している(付録2)。 κ は、局部座屈による崩壊機構から決定する係数で、2.2節、2.3節の過程を経て導出する。以下に示す規則により、基準点を更新することで Fig. 2(b)に示すような復元力特性を構成する。 δ_c は、初めて局部座屈を生じる時点の変位で、後述の式(17)の n_c と同値とする。 t , B はそれぞれ箱形断面の厚さ、幅を示す。無次元化初期座屈応力 n_0 は式(2)に示す板の弾性座屈応力 σ_{cr} で算出した式(3)の基準化細長比 λ_c を式(4)に示される column curve に適用し決定する。

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 E}{3(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{B} \right)^2 \quad (2)$$

$$\lambda_c = \sqrt{\frac{\sigma_y}{\sigma_{cr}}} \quad (3)$$

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

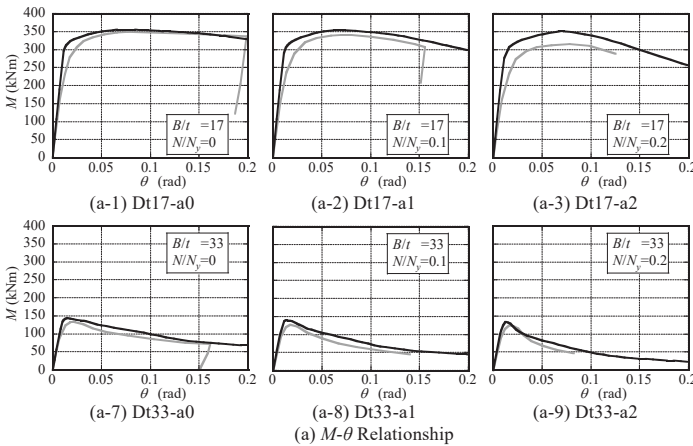


Fig. 5 Bending moment and rotational angle relationship and strain distribution of the shell models

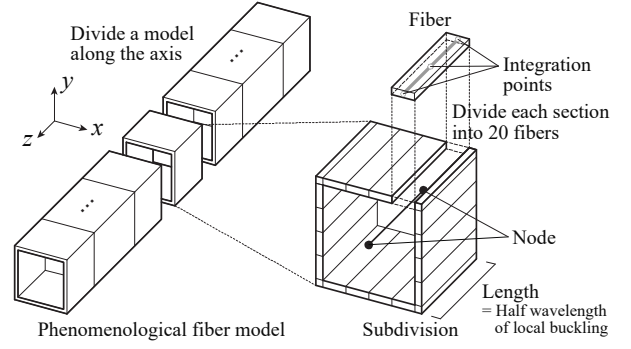


Fig. 1 Phenomenological fiber model

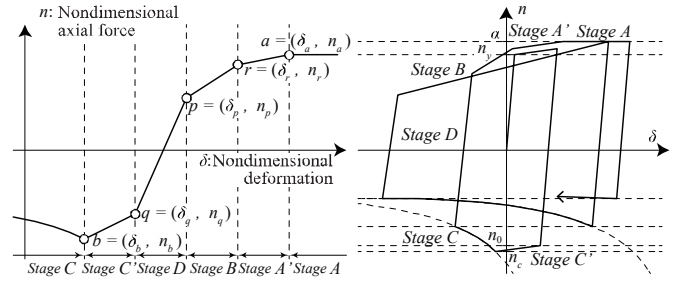


Fig. 2 Restoring force characteristics

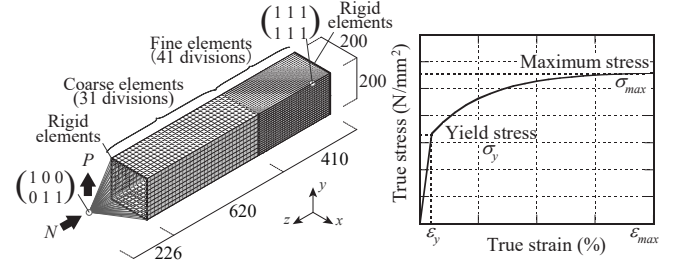


Fig. 3 Shell model

Fig. 4 σ - ε Curve for shell models

Table 1 Mechanical properties of monotonic loading tests¹¹⁾

Specimen	Steel Type	σ_y (N/mm ²)	$\sigma_{\max}$ (N/mm ²)	$\varepsilon_{\max}$ (%)	N (kN)	N/N_y	B (mm)	t (mm)	B/t	L (mm)
Dt17-a0	BCR295	433	571	17.6	0	0	200	12	17	1256
Dt17-a1					369	0.1				
Dt17-a2					739	0.2				
Dt22-a0		385	550	16.9	0	0		9	22	
Dt22-a1					254	0.1				
Dt22-a2					508	0.2				
Dt33-a0		385	562	20.3	0	0		6	33	
Dt33-a1					175	0.1				
Dt33-a2					349	0.2				

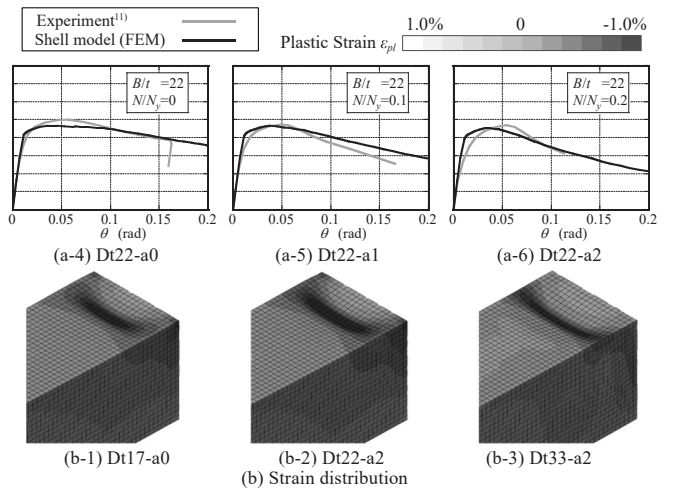


Fig. 4 σ - ε Curve for shell models

2.2 シェル要素モデルによる局部座屈機構の分析

箱形断面部材における局部座屈発生後の耐力劣化性状を比較するため、シェル要素を用いた有限要素法解析により箱形断面の局部座屈機構を分析する。増田ら¹⁰⁾による冷間成形角形鋼管の単調載荷試験を参考に、作成したシェル要素の有限要素モデル（シェル要素モデル）の概要および試験体諸元を Fig. 3 および Table 1 に示す。なお、シェル要素モデルに組込む材料特性は Fig. 4 に示すマルチリニア型の移動硬化則とし、文献 10) より真歪、真応力を算出し模擬する。鋼管幅を 200mm、長さを 1256mm とした角形鋼管部材について、幅厚比を 17, 22, 33、一定の軸力比を 0 から 0.3 まで変化させた計 10 体の片持ち柱試験体を対象に再現解析を行う。曲げモーメント-回転角関係 ($M-\theta$ 関係) を実験値と比較して Fig. 5 に示す。幅厚比や軸力比に関わらずシェル要素モデルは、最大耐力および局部座屈の進展に伴う耐力劣化挙動の実験結果¹¹⁾を概ね捉えている。また、同図に最大耐力付近のシェル要素モデル表面における軸方向歪分布を示す。各幅厚比および軸力比のモデルにおいて、圧縮側で凹形に局部座屈が生じ、ほぼ同位置に曲げヒンジによる降伏線が生じている。曲げにより塑性化したシェル要素では、裏表で圧縮引張の異符号となる塑性歪が生じる。鋼管外側の塑性歪と、表裏の塑性歪の平均値との差 ε' を式(5)により算出する。

$$\varepsilon' = \varepsilon_{out} - \left(\frac{\varepsilon_{out} + \varepsilon_{in}}{2} \right) \quad (5)$$

Fig. 6(a)に示すように短手方向に 20 分割した要素うち、端から 100mm の位置を(x_1)列、50mm を(x_2)列、10mm を(x_3)列とする。耐力低下が始まる時点での軸方向塑性歪より ε' を算出して Fig. 6(b)に示す。各列とも ε' が最も大きく凹となる位置は、概ね部材端部から鋼管幅 B の半分に相当する 80~100mm の箇所で、既往実験¹²⁾の結果とも対応する。局部座屈で凹となる端部から 90mm の位置を(z_1)列とし、同様に耐力低下が始まる時点での軸方向塑性歪より ε' を算出して同図(c)に示す。(z_1)列では鋼管壁端部から $B/4$ の領域以外で、 ε' が最大値に近い値で分布している。以上の分析と付録 4, 5 より、Fig. 7 のような局部座屈による崩壊機構を仮定し、C-O と C'-O' の xz 平面への正射影の長さや鋼管幅との比を $k = 1/4$ 、局部座屈半波長 a は鋼管幅 B に等しいものとし、耐力劣化を評価する係数を設定する。

2.3 耐力劣化曲線の設定

2.2 節の局部座屈崩壊機構の仮定と、加藤・福地の検討¹²⁾を参考に、式(1)における箱形断面鋼部材におけるファイバーの復元力特性で局部座屈による耐力劣化を評価する係数 κ を導出する。板の座屈において、荷重の方向と ϕ の角度をなす軸回りの最大曲げモーメント M は式(6), (7)のようになる。

$$M = \frac{\sigma_y}{4} t^2 \mu \quad (6)$$

$$\begin{cases} \mu = \frac{\beta^2 - (2\sin^2 \phi - \cos^2 \phi)^2}{2\beta} \\ \beta = \sqrt{\cos^4 \phi + 4(\alpha^2 - \cos^2 \phi(1 + 2\sin^2 \phi))} \end{cases} \quad (7)$$

Fig. 7 に見るように A-O および A'-O'、A-A'、O-O' を塑性関節とし、三角形 AOA および A'O'A' が材軸方向に変形しつつ、端部の A-A' および A'-A' 周りに回転するものとする。なお、 $a = B$ とする。鋼管壁の応力 σ より外力仕事 T は式(8)で表される。

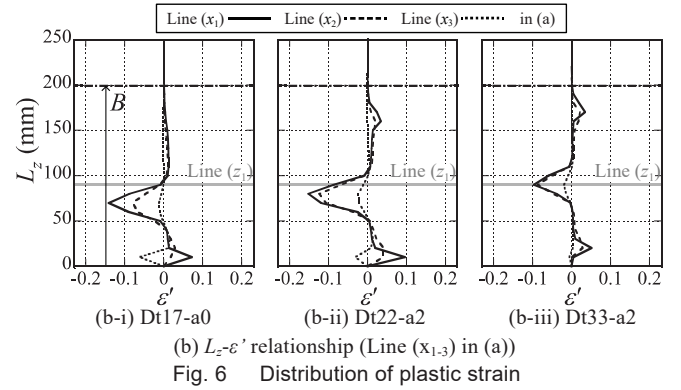
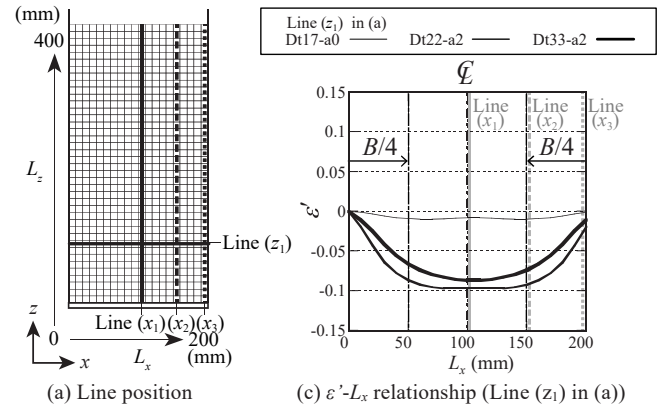


Fig. 7 Collapse mechanism of local buckling

$$T = 2Bt\Delta\sigma \quad (8)$$

内部仕事は、せん断と曲げを考える。Fig. 7 に示すように、局部座屈機構の幾何学的関係から諸値を式(9)より得る。

$$\begin{cases} h^2 = \left(\frac{a}{2}\right)^2 - \left(\frac{a}{2} - \Delta\right)^2 = a\Delta - \Delta^2 \approx a\Delta \\ \theta = \frac{h}{\frac{a}{2}\sin\phi} = \frac{2\sqrt{a\Delta}}{a\sin\phi} & \theta' = \frac{h}{a/2} = \theta\sin\phi \\ \Delta = \frac{1}{4}a\theta^2\sin^2\phi \end{cases} \quad (9)$$

せん断による内部仕事 U_s は、三角形 AOA および A'O'A' のせん断変形が $2\Delta/\cos\phi$ 、関節長さ $B/4\sin\phi$ より式(10)を得る。

$$\begin{aligned} U_s &= \tau \frac{2\Delta}{\cos\phi} \frac{B}{4\sin\phi} t \\ &= \sigma_y \sin\phi \cos\phi \frac{2\Delta}{\cos\phi} \frac{B}{4\sin\phi} t = \frac{1}{2} Bt\Delta\sigma_y \end{aligned} \quad (10)$$

A-O および A'-O' による曲げ変形の内部仕事 U_{b1} は、式(11)より得る。

$$U_{b1} = M\theta \frac{B}{\sin \phi} = \frac{1}{4} \sigma_y t^2 \mu \theta \frac{B}{\sin \phi} = \frac{B}{4 \sin \phi} \theta \mu t^2 \sigma_y \quad (11)$$

A-A'およびO-O'による曲げ変形の内部仕事 U_{b2} は、式(12)より得る。

$$\begin{aligned} U_{b2} &= 2M\theta' B + 2M\theta' \frac{B}{2} \\ &= \frac{3}{4} B \sigma_y t^2 \mu' \theta \sin \phi \end{aligned} \quad (12)$$

外部仕事と内部仕事との釣合より、式(13)が得られる。

$$\begin{cases} T = U_s + U_{b1} + U_{b2} \\ 2Bt\Delta\sigma = \frac{1}{2} Bt\Delta\sigma_r + \frac{B}{4 \sin \phi} \theta \mu t^2 \sigma_y + \frac{3}{4} B \theta \mu' t^2 \sigma_y \sin \phi \end{cases} \quad (13)$$

式(12)を、鋼管壁の応力 σ と σ_y の比で整理すると式(14)となる。

$$\begin{aligned} \frac{\sigma}{\sigma_y} &= \frac{1}{4} + \frac{1}{8 \sin \phi B \cos \phi} \sqrt{\frac{a}{\Delta}} \mu t + \frac{3}{8 B \cos \phi} \sqrt{\frac{a}{\Delta}} \mu' t \sin \phi \\ &= \frac{1}{4} + \frac{(\mu + 3\mu' \sin^2 \phi)}{\sqrt{2} \sin \phi \cos \phi} \sqrt{\frac{1}{\varepsilon} \frac{t}{B}} \end{aligned} \quad (14)$$

式(13)から、劣化域の無次元化耐力 n は式(15)、(16)で表される。

$$n = -\frac{1}{4} - \kappa \sqrt{\frac{1}{(\delta_b + \delta_c - \delta) \varepsilon_y} \frac{t}{B}} \quad (15)$$

$$\kappa = \frac{(\mu + 3\mu' \sin^2 \phi)}{\sqrt{2} \sin \phi \cos \phi} \quad (16)$$

以上より、ファイバーに組み込む復元力特性は式(1)のように決定され、圧縮後最大耐力 n_c は式(17)に示す3次方程式の解として求められる。

$$\begin{cases} n_c (n_c - 0.25)^2 = \left(\kappa \frac{t}{B} \right)^2 \frac{1}{\varepsilon_y} & \lambda_c \leq 1 \\ \left((n_c - n_0) \frac{E}{E_t} + n_0 \right) (n_c - 0.25)^2 = \left(\kappa \frac{t}{B} \right)^2 \frac{1}{\varepsilon_y} & 1 < \lambda_c \end{cases} \quad (17)$$

なお、式(5)から(17)のうち σ で表記した応力はスカラーで、 n はベクトルを示す。以上より構築した一次元ファイバーモデルの整合性を検討する。Fig. 8 に示す片持ち柱を模擬した一次元ファイバーモデルにより2.2節の実験再現解析を行う。Fig. 9 に見るように、一次元ファイバーモデルはシェル要素モデルおよび実験値と良く対応し、幅厚比33のモデルではやや耐力を大きく評価するが、最大耐力や全体的な耐力劣化性状を概ね良く捉えている。また、Dt22a2試験体について、部材端部の一次元ファイバー要素に相当する箇所におけるシェル要素モデルの軸応力-軸歪関係を算出し比較してFig. 10に示す。シェル要素モデルにおいて局部座屈が発生した箇所は、一次元ファイバーモデルでも局部座屈を模擬したStage Cの判定となっている。また、箱形断面各部における一次元ファイバー要素は、シェル要素モデルの軸応力-歪関係を概ね追跡し、特に要素②、③では局部座屈の進展に伴う耐力低下をよく捉えている。

3. 高軸力下の繰返し载荷におけるシェル要素モデルとの比較

Fig. 11 に示す柱部材を対象として、一次元ファイバーモデルとシェル要素モデルを用いて、高軸力下で塑性域が部材端部外に進展する場合の挙動についてを比較する。モデルの諸元はTable 2に示す通りとする。 $L=2000$ mmとした片持ち部材に軸力および曲げを与え、座屈履歴挙動を追跡する。Fig. 12 に示すように正負交番で各柱部材の回転角を3cycleずつ漸増して繰返し、一定軸力試験体では軸力比を0.4, 0.6, 0.8で固定し、変動軸力試験体ではFig. 13に示す

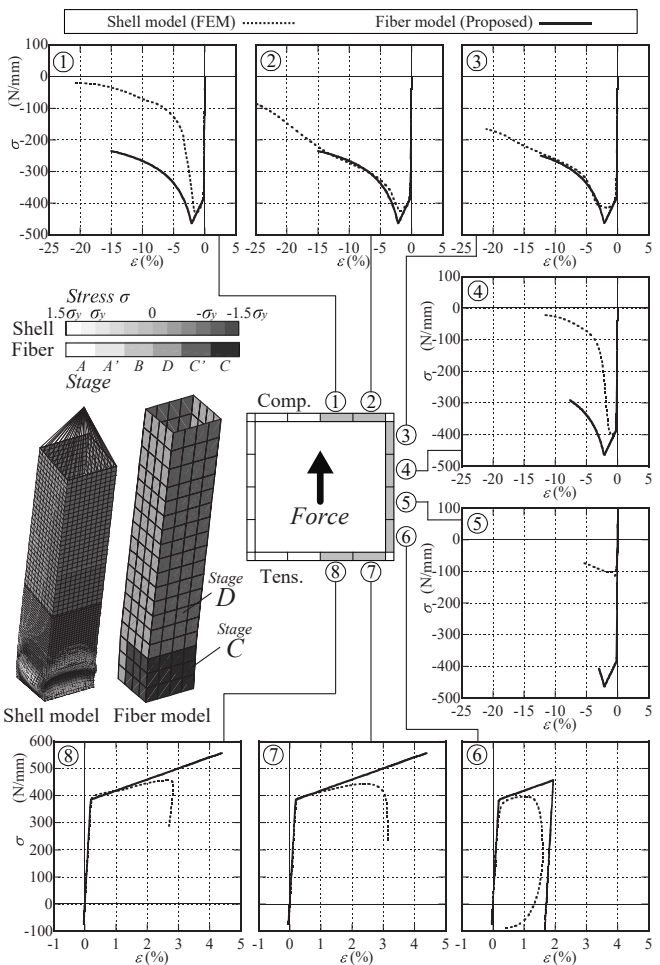
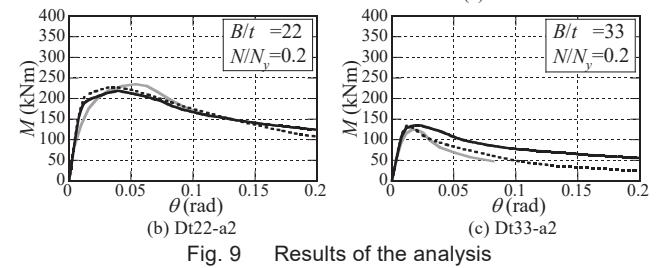
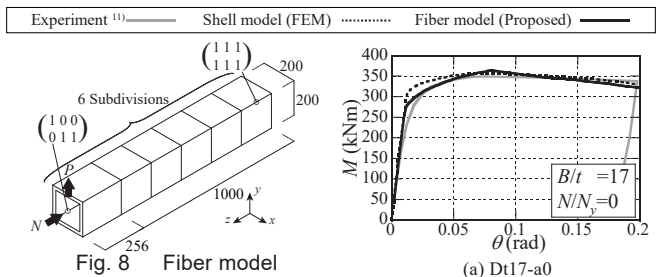


Fig. 10 σ - ε relationship at each fiber

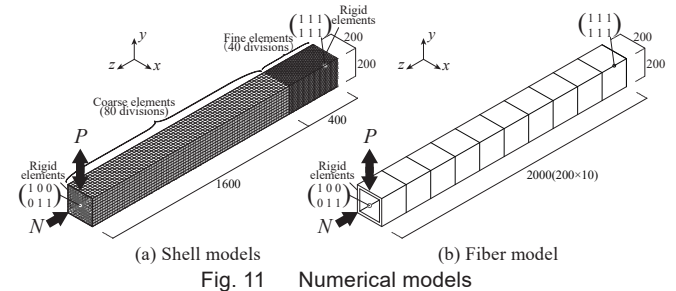


Fig. 11 Numerical models

ように軸力比を 0.4 を基準とし ± 0.1 , ± 0.2 , ± 0.4 と変化させてモデルの荷重履歴を制御する。全塑性モーメント M_{pc} は軸力との相関を考慮して算出し¹³⁾、累積吸収エネルギー(Cumulative Dissipated Energy(CDE)) W_c は式(18)により算出する。

$$W_c = \sum (M_i + M_{i+1})(\theta_i - \theta_{i+1})/2 \quad (18)$$

Fig. 14 に得られた $M-\theta$ 関係を比較して示す。幅厚比 17 および 22

のモデルでは一定軸力および変動軸力いずれの荷重形式においても、シェル要素モデルの局部座屈による耐力劣化挙動は一次元ファイバーモデルの場合と良く対応し、最大耐力や劣化性状を精度良く捉える。幅厚比 33 の試験体では、概ねシェル要素モデルと座屈履歴が一致するものの、耐力劣化を良く表現できておらず、局部座屈以降の耐力がやや大きくなる傾向がある。Fig. 15 に曲げモーメント履歴および累積吸収エネルギーを両モデルで比較して示す。シェル要素モ

Table 2 Mechanical properties

Specimen	σ_y (N/mm ²)	B (mm)	t (mm)	B/t	L (mm)	N/N _y
CR1704	433	12	17	0.4	2000	0.4
CR1706						0.6
CR1708						0.8
VR17						Var.*
CR2204	385	200	9	0.4	2200	0.4
CR2206						0.6
CR2208						0.8
VR22						Var.*
CR3304	385	6	33	0.4	2000	0.4
CR3306						0.6
CR3308						0.8
VR33						Var.*

*Variable

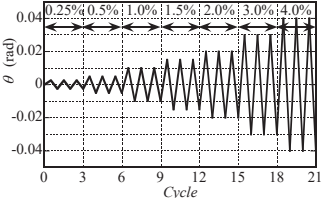


Fig. 12 Bending force protocol

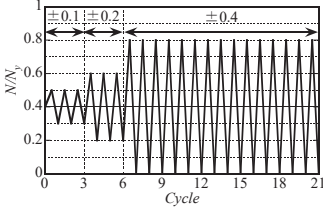


Fig. 13 Variable axial force protocol

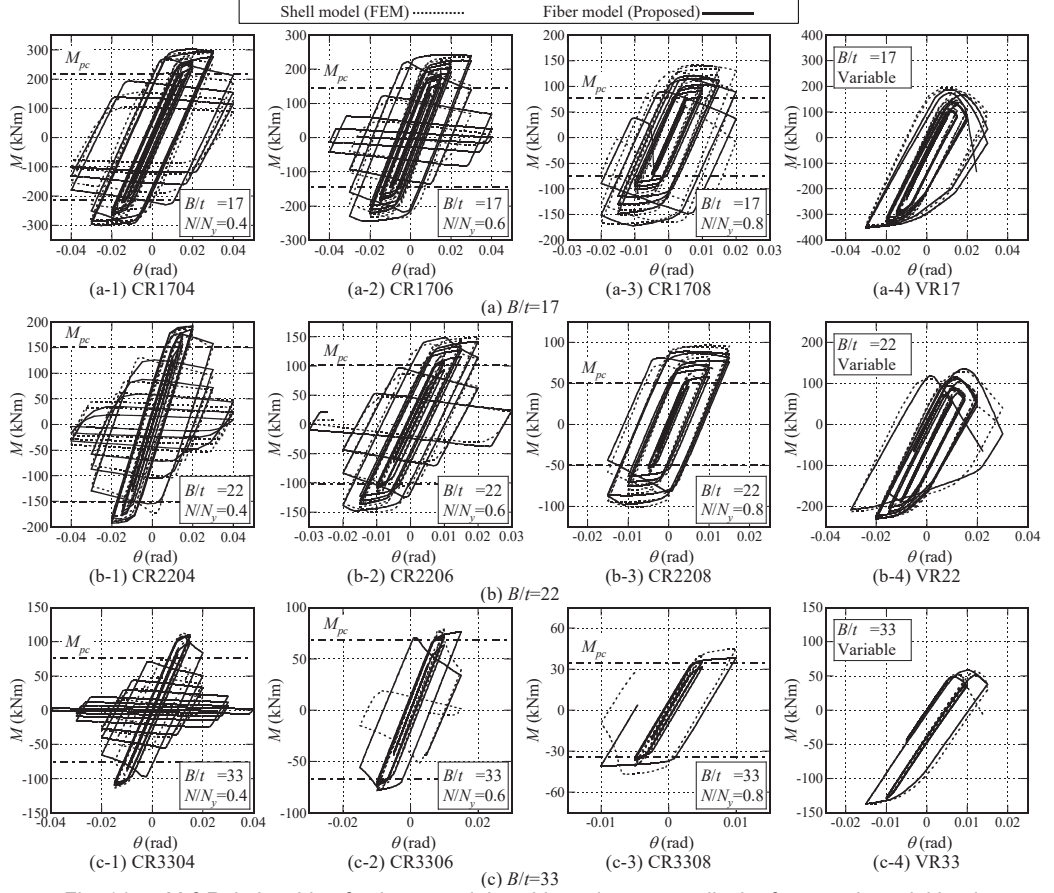


Fig. 14 $M-\theta$ Relationship of column models subjected to perpendicular force under axial load

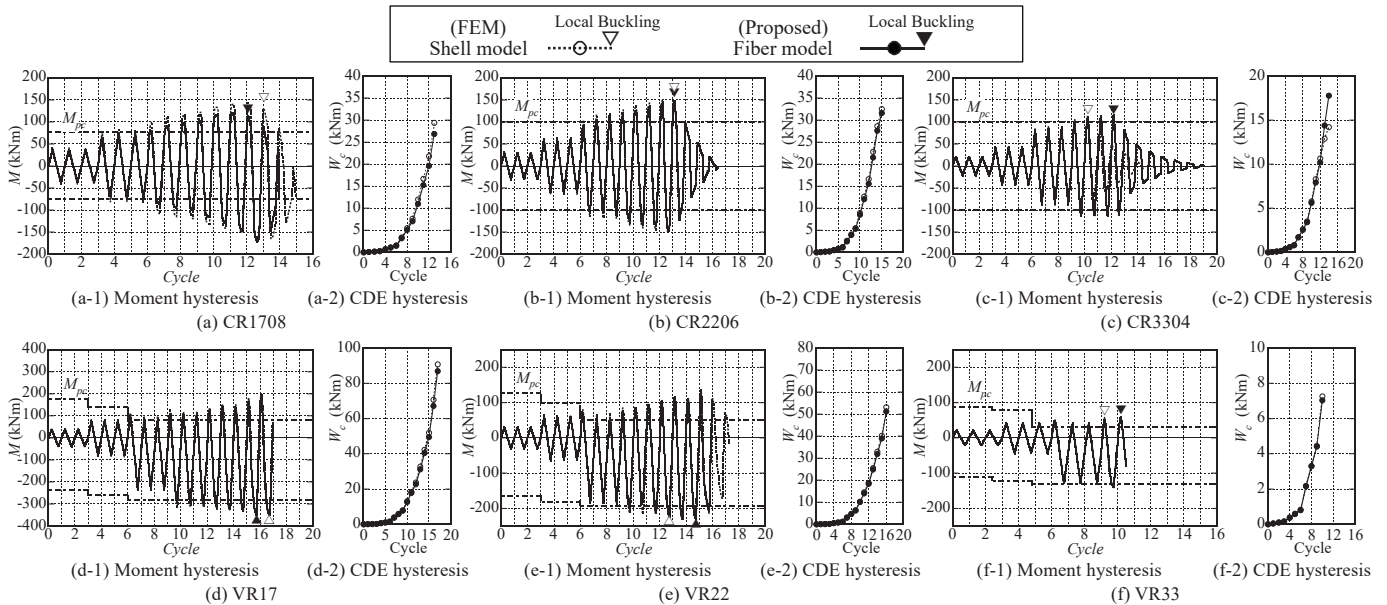


Fig. 15 Bending moment and CDE of column models subjected to perpendicular force under axial load

デルでは最大耐力に到達した時点、一次元ファイバーモデルでは一次元ファイバー要素が StageC へ到達した時点に局部座屈の発生と見なし、▽および▼で表記された各モデルの局部座屈時点は1サイクル以内で対応している。いずれの試験体においても両モデルの各サイクルにおける最大耐力や劣化性状は概ね一致しており累積吸収エネルギーも良い対応を示すが、幅厚比の大きい33のモデルでは一次元ファイバーモデルはシェル要素モデルに比べ局部座屈の発生がやや遅く、それに伴い局部座屈発生以降の耐力をやや大きめに評価している。片持ち柱全体の変形としては、Fig. 16に示す2つのパターンが確認され、いずれも局部座屈半波長はFig. 10の軸力比0.2の場合と同等であった。同図(a)に見るように、CR1704, FR33 など、軸力比が比較的小さい、あるいは幅厚比の大きい部材では正弦半波の形状で変形し端部で著しく局部座屈を生じている。同図(b)のように、軸力比が大きく、かつ幅厚比の小さい CR1708, CR2208, VR17 では部材全体が S 字に変形し、端部で局部座屈が進展した。同図(b)のシェル要素モデルにおいては、部材中央周辺まで塑性域が拡大する様子が確認された。一次元ファイバーモデルはこの歪の分布状況をほぼ捉え、局部座屈による応力の集中や塑性域の拡大が確認された。なお、シェル要素モデルと一次元ファイバーモデルの局部座屈の凹と凸となる位置が異なる場合においても、部材全体の復元力特性に明瞭な差異は見られなかった。

4. 全体曲げ座屈を生じた実験結果との比較

さらに、曲げ応力のない高軸力比で全体曲げ座屈を生じる部材を対象に、一次元ファイバーモデルの有効性を検証する。なお、部材端部に弾塑性回転ばねを設けた Multi-spring モデルでは、このようなケースは再現できない。Table 3に示す文献(14)より得られた漸増軸方向繰返し载荷を受ける角形鋼管ブレースの実験結果を参照し、一次元ファイバーモデルで再現解析を行う。Fig. 17に示すように一

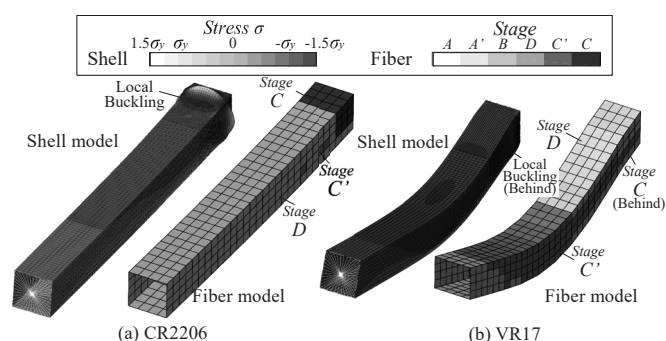


Fig. 16 Deformation at local buckling phase (▽▼, 5 times scale)

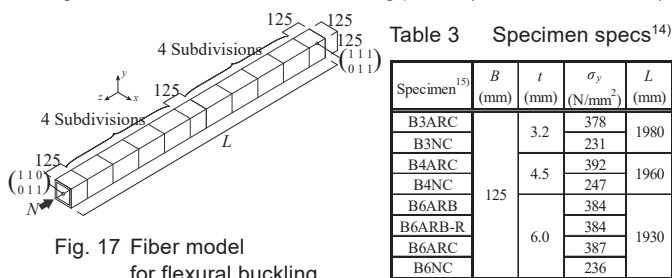


Fig. 17 Fiber model for flexural buckling

Table 3 Specimen specs⁽¹⁴⁾

Specimen ⁽¹⁵⁾	B (mm)	t (mm)	σ_y (N/mm ²)	L (mm)
B3ARC	125	3.2	378	1980
B3NC		3.2	231	
B4ARC		4.5	392	1960
B4NC		4.5	247	
B6ARB	125	6.0	384	1930
B6ARB-R		6.0	384	
B6ARC		6.0	387	
B6NC		6.0	236	

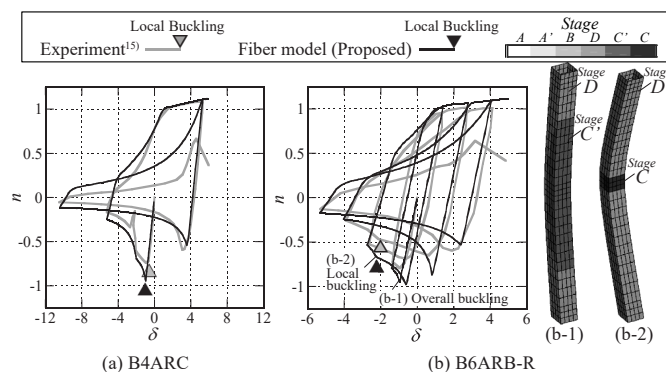


Fig. 18 Numerical results of models for flexural buckling

Table 4 Specimen Specifications^{(2), (15)-(23)}

Reference	Specimen	B (mm)	t (mm)	B/t	L (mm)	L/B	Steel Type	σ_y (N/mm ²)	σ_y/σ_u (%)	N/N _y	Loading Pattern	Loading Type
16)	No.1 繰り返し载荷(1サイクル)	125	4.5	27.8	742	5.9	STKR400	367	84	0	Increase	(c)
	No.2 繰り返し载荷(2サイクル)	125	4.5	27.8	742	5.9	STKR400	367	84	0	Increase	(c)
17)	No.4 0°漸増試験体	300	9.0	33.3	1463	4.9	BCR295	330	78	0.14	Increase	(a)
	No.5 0°漸減試験体	300	9.0	33.3	1463	4.9	BCR295	330	78	0.14	Increase	(a)
18), 19)	No.6 col16inc	60	1.6	37.5	500	8.3	STKR400	427	89	0	Increase	(c)
	No.7 col16dec	60	1.6	37.5	500	8.3	STKR400	427	89	0	Decrease	(c)
	No.8 col32inc	60	3.2	18.8	500	8.3	STKR400	400	87	0	Increase	(c)
	No.9 col32dec	60	3.2	18.8	500	8.3	STKR400	400	87	0	Decrease	(c)
	No.10 L/D=8.0	125	4.5	27.8	500	4.0	STKR400	436	-	0.2	Increase	(b)
20)	No.11 L/D=4.8	125	4.5	27.8	300	2.4	STKR400	436	-	0.4	Increase	(b)
	No.14 S-3303	200	6.0	33.3	1265	6.3	STKR400	380	82	0.3	Increase	(a)
21)	No.15 S-3301	200	6.0	33.3	1265	6.3	STKR400	380	82	0.1	Increase	(a)
	No.16 C-9010	200	6.0	33.3	1350	6.8	STKR400	329	74	0	Constant	(c)
22)	No.17 C-9020	200	6.0	33.3	1350	6.8	STKR400	329	74	0	Constant	(c)
	No.18 C-9030	200	6.0	33.3	1350	6.8	STKR400	329	74	0	Constant	(c)
	No.19 253c	150	6.0	25.0	750	5.0	STKR400	456	88	0.3	Increase	(a)
23)	No.20 331c	150	4.5	33.3	750	5.0	STKR400	440	88	0.1	Increase	(a)
	No.21 335c	150	4.5	33.3	750	5.0	STKR400	440	88	0.45	Increase	(a)
24), 25)	No.22 t=4.5, δa=30	125	4.5	27.8	750	6.0	STKR400	366	82	0.3	Constant	(b)
	No.23 t=4.5, δa=45	125	4.5	27.8	750	6.0	STKR400	366	82	0.3	Constant	(b)
	No.24 t=3.2, δa=20	125	3.2	39.1	750	6.0	STKR400	411	87	0.3	Constant	(b)
26), 27)	No.25 t=3.2, δa=30	125	3.2	39.1	750	6.0	STKR400	411	87	0.3	Constant	(b)
	No.26 t=6.0, δa=45	125	6.0	20.8	750	6.0	STKR400	345	78	0.3	Constant	(b)
	No.27 t=6.0, δa=60	125	6.0	20.8	750	6.0	STKR400	345	78	0.3	Constant	(b)
	No.28 t=6.0, δa=75	125	6.0	20.8	750	6.0	STKR400	345	78	0.3	Constant	(b)

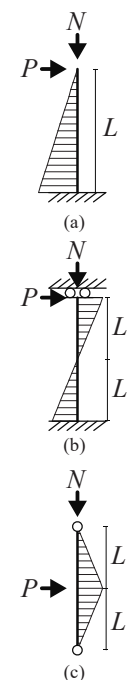


Fig. 19 Loading types

次元ファイバー要素の長さを、部材両端部および中央部は断面幅、その間は 4 等分し角形鋼管ブレースを構成する。B4ARC および B6ARB-R の、無次元化軸力-変形関係 $n-\delta$ の実験値と比較して解析結果を Fig. 18 に示す。(その他のモデルについては付録 2 に示す) 局部座屈を早期に生じた幅厚比 28 の B4ARC について、一次元ファイバーモデルは実験値に対し引張側曲げ戻し時の耐力をやや大きく評価するものの、初期座屈耐力や局部座屈発生の時期や、耐力の劣化挙動を精度良く捉えている。また、実験において 3 サイクル目で

局部座屈を生じた幅厚比 21 の B6ARB-R について、一次元ファイバーモデルでは初期圧縮時に部材中央に Stage C が広がり、2 サイクル目で局部座屈域 Stage C に到達して急激な耐力低下を生じた。その他の試験体についても、一次元ファイバーモデルは全体座屈および局部座屈の挙動を概ね捉えており、幅厚比によらず繰返し時の無次元化軸力-変形関係も良好な対応を示すことが確認された。

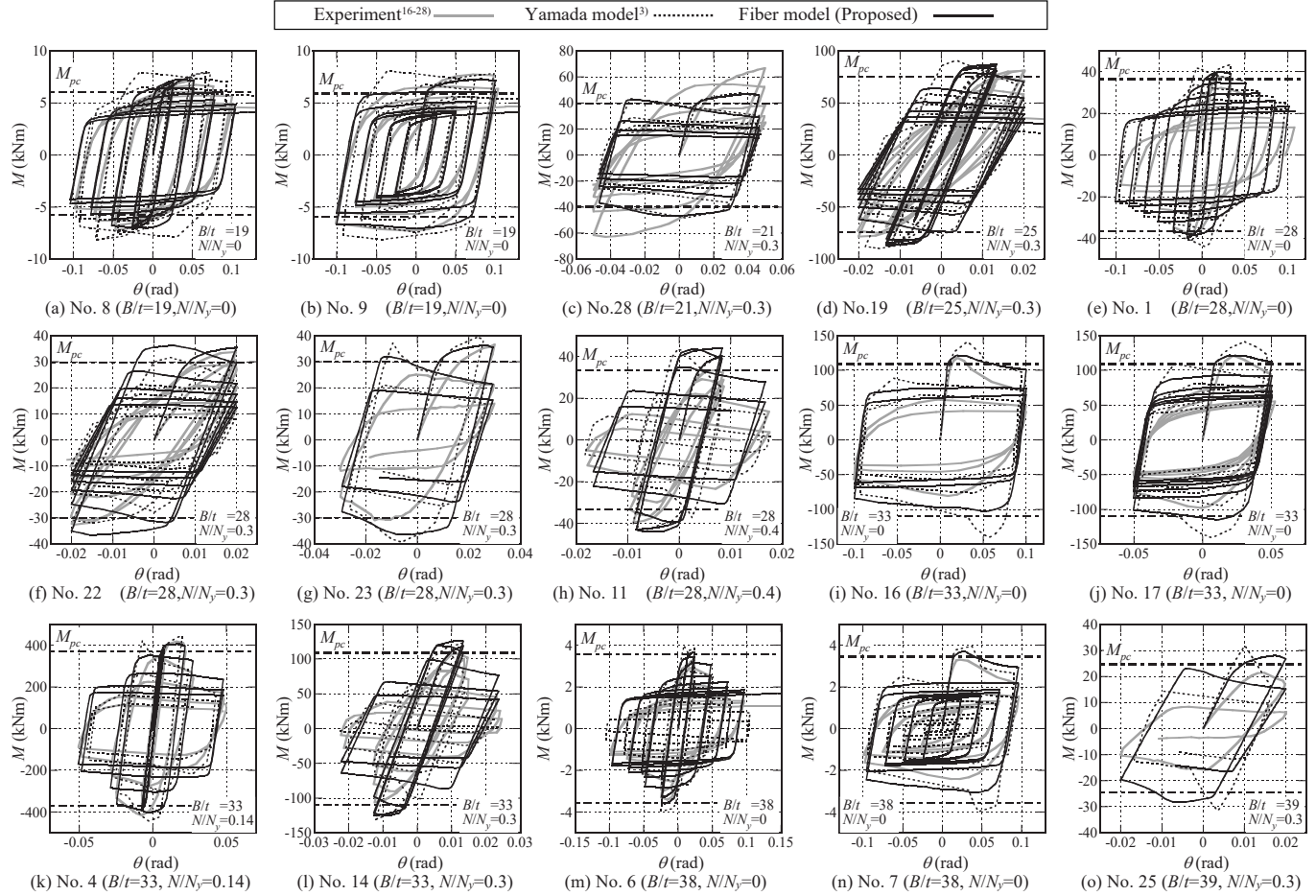


Fig. 20 Results of analysis in B/t order

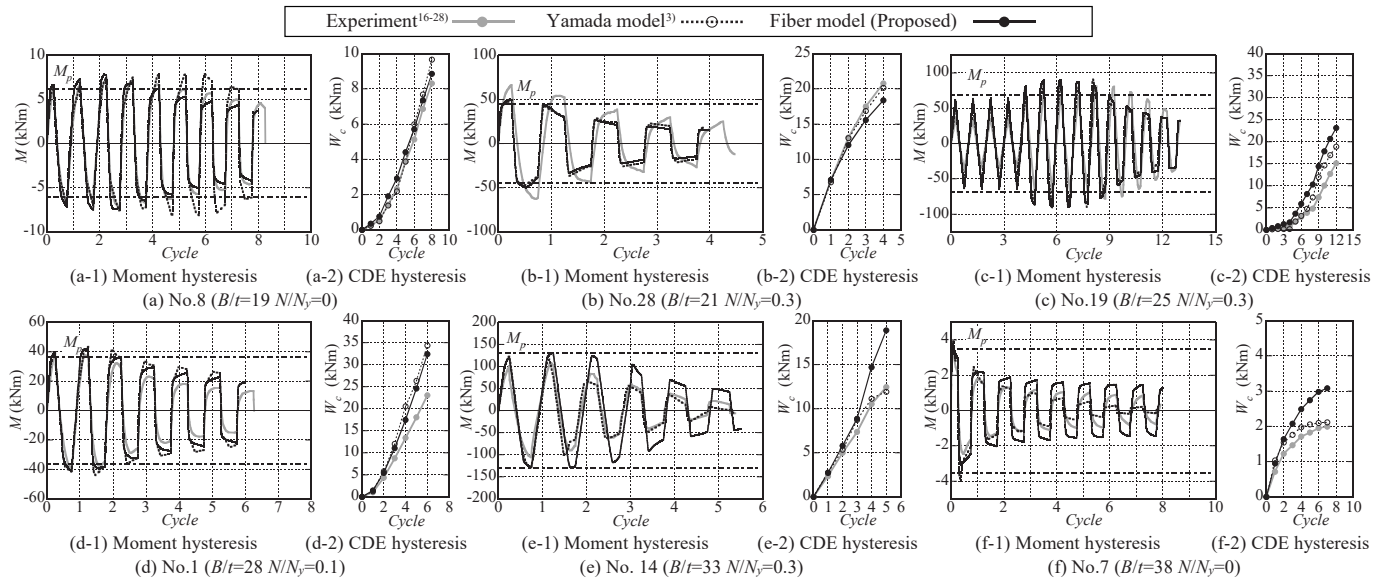


Fig. 21 Results of analysis

5. 種々の箱形断面鋼柱の載荷実験結果と既往履歴モデルの比較

文献 3)の山田らにより構成された履歴モデル（以下、Yamada モデル）は、約 30 体の角形鋼管柱の載荷実験に関するデータベースを基に得られた拡張骨格曲線を用いて構成され、柱両端部に発生する局部座屈を模擬することができる。これらの実験データおよび Yamada モデルによる解析値を文献からスキャナーで読み取り、構築した一次元ファイバーモデルと比較検証する。対象となる試験体 15)-23)を Table 4 に示す。載荷形式は Fig. 19 に示す(a)片持梁、(b)複曲率曲げ、(c)3 点曲げの 3 種類であり、全ての試験体を反曲点長さ L までの片持ち柱に置換し、一次元ファイバーモデルを構成する。要素の長さは鋼管幅になるよう等分している。Fig. 20 に、実験値および両モデルで解析した結果を比較して、幅厚比が小さいものから順に示す。一次元ファイバーモデルと実験値との対応は、Yamada モデルとほぼ同等であるが、試験体(I) No.14, (o) No.25 などに見るように、幅厚比が 33 よりも大きい試験体において Yamada モデルは劣化挙動をよく捉える一方で、一次元ファイバーモデルはやや大きな耐力を示す傾向にある。試験体の曲げモーメント履歴および累積吸収エネルギーの代表例を Fig. 21 に比較して示す。幅厚比が 19 の試験体(a) No.8 では、Yamada モデルの耐力が大きくなる一方で、一次元ファイバーモデルは実験値の曲げモーメント履歴および累積吸収エネルギーと良く対応している。幅厚比が 20~30 の試験体(b)-(d)において両モデルの曲げモーメント履歴および累積吸収エネルギーは概ね対応し、幅厚比が 33 を超える(e) No.14, (f) No.7 などの試験体では、Yamada モデルが各サイクルにおける最大耐力や累積吸収エネルギーをよく捉えるが、一次元ファイバーモデルは 3 つの中で最も大きな耐力を示す傾向にある。その他の試験体でも、幅厚比に関して同様の結果が見られ、解析した範囲において軸力比がモデルの精度へ与える影響はほぼ見られなかった。

6. 結

本論文では、有限要素法によるシェル要素モデルの解析結果より箱形断面柱の座屈性状を分析し、ファイバーの復元力特性を同定した一次元ファイバーモデルを構築した。高軸力下で塑性域が拡大する場合では、一次元ファイバーモデルを用いて局部座屈により箱形断面材の耐力が劣化する挙動を追跡し、曲げモーメント-回転角関係や累積吸収エネルギー量に関して実験結果や既往の履歴モデルの解析結果との対応について検証した。以下に得られた知見を示す。

- 1) 一次元ファイバーモデルを用いて得られた単調載荷時における箱形断面の片持ち柱の曲げモーメント-回転角関係は、実験結果およびシェル要素モデルの解析結果とよく対応する。一次元ファイバー要素より得られた軸応力-歪関係はシェル要素モデルにおけるシェル要素と対応し、局部座屈による耐力劣化の様子も捉えられている。なお、幅厚比が 33 と大きい場合では、一次元ファイバーモデルと、実験結果やシェル要素モデルとの対応は劣化する。
- 2) 一定軸力下および変動軸力下で繰返し曲げを受ける箱形断面の片持ち柱について、一次元ファイバーモデルはシェル要素モデルの解析結果と同様に塑性域が端部外に広がりと、局部座屈による耐力劣化を表現できる。両モデルの局部座屈発生時期は±1 サイクル以内の差異に納まるが、幅厚比が大きい場

合では一次元ファイバーモデルの方が局部座屈の発生時期は遅れ、耐力はやや大きくなる。

- 3) 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軸力部材の復元力特性を再現でき、全体座屈および局部座屈の挙動をよく表現できる。
- 4) 箱形断面の部材に関する種々の繰返し曲げ実験結果に対し、拡張骨格曲線を用いた文献 3)の履歴モデルの解析結果と比較すると、幅厚比が 20 を下回る部材については一次元部材モデルが良好な対応関係を示す一方で、幅厚比が 33 を超える部材については履歴モデルの方が実験値をよく捉える傾向がある。

謝辞

本研究の一部は、平成 29 年度科学研究費補助金若手研究(A)(課題番号：17H04944)による研究成果です。ここに記して謝意を表します。

参考文献

- 1) Yuko Shimada, Keiichiro Suita, Satoshi Yamada, Yuichi Matsuoka, Motohide Tada, Makoto Ohsaki, and Kazuhiko Kasai: Collapse Behavior on Shaking Table Test -Dynamic collapse test of full-scale 4-story steel building Part 3-, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 75, No. 653, pp.1351-1360, 2010.7 (in Japanese)
- 2) Ryohei Kuwata, Yuji Koetaka and Keiichiro Suita: Plastic Deformation Capacity of Cold Press-Formed SHS Columns Determined by Local Buckling and Fracture, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 80, No. 718, pp.1961-1970, 2015.12 (in Japanese)
- 3) Satoshi Yamada, Takanori Ishida, 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)
- 4) Satoshi Yamada, Takanori Ishida, Yuko Shimada and Tatsuya Matsunaga: Cyclic Loading Test on RHS Columns under Bi-directional Horizontal Forces, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 78, No. 683, pp.203-212, 2013.1 (in Japanese)
- 5) Takanori Ishida, Satoshi Yamada and Yuko Shimada: Analytical model of RHS Columns under Random Bi-directional Horizontal Forces, Vol. 78, No. 691, pp.1631-1640, 2013.9 (in Japanese)
- 6) Takanori Ishida, Satoshi Yamada and Yuko Shimada: Simulation of Hysteresis Behavior of RHS Columns under Bi-directional Horizontal Forces and Variable Axial Force, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 79, No. 699, pp.641-650, 2014.5 (in Japanese)
- 7) 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)
- 8) Michio Shibata, Takeshi Nakamura, Minoru Wakabayashi: Mathematical Expression Of Hysteretic Behavior Of Braces - Part 1 Derivation Of Hysteresis Functions, Transactions of the Architectural Institute of Japan, No. 316, pp. 18-24, 1982. 6 (in Japanese)
- 9) Michio Shibata, Minoru: Mathematical Expression Of Hysteretic Behavior Of Braces - Part 2 Application To Dynamic Response Analysis, Transactions of the Architectural Institute of Japan, No. 320, pp. 29-35, 1982. 10 (in Japanese)
- 10) Meng L, Kenichi Ohi, Kohichi Takanashi: A Simplified Model Of Steel Structural Members With Strength Deterioration Used For Earthquake Response Analysis, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No. 437, pp. 115-124, 2012.4 (in Japanese)
- 11) Masahiko Hayasaka, Tatsuya Nakano, Hiroshi Masuda: Study on Mechanical Performance of RHS Column under Axial Force and Bending Moment, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.79, pp. 325-328, 2009. 3 (in Japanese)

- 12) Ben Kato, Yasunaga Fukuchi: Flange Local Buckling in Plastic Range, Transactions of the Architectural Institute of Japan, No. 147, pp. 19-25, 1968.5 (in Japanese)
- 13) Seiji Mukaide, Nobuyuki Oku, Katsuya Matsuo, Motohide Tada: Loading test in the Range of Large Deformation for RHS Columns with Different Manufacturing Processes, Steel Construction Engineering, Vol.23. No.90, pp.51-64, 2016.1 (in Japanese)
- 14) Architectural Institute of Japan: Recommendation for Stability Design of Steel Structure, 2009.11 (in Japanese)
- 15) Hideo Hodzumi, Yukinobu Makino, Makoto Sakai, Michikatsu Hirano : Studies Of Elasto-Plastic Behavior of Steel Member Under Cyclic Axial Force And Its Fracture (No. 1), Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 62, No. 491, pp. 111-119, 1997.1 (in Japanese)
- 16) Takanori Ishida, Focus Yu, Yuko Shimada, Akira Yamada: Degradation Behavior of Rectangular Steel Pipe Columns subjected to Repeated Bending: Part 1. Fundamental Study By The Three-Point Bending Experiments, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No. 80, pp. 457-460, 2010.3 (in Japanese)
- 17) Yamada Satoshi, Shimada Yuko: Cyclic Loading Test of RHS-Columns under Bi-Axial Bending, pp.2868-2873, 2010.11 (in Japanese)
山田哲, 島田侑子: 載荷方向を変化させた角形鋼管柱の繰り返し載荷実験, 第13回日本地震工学シンポジウム, pp.2868-2873, 2010.11
- 18) Takanori Ishida, Yuko Shimada, Akira Yamada, Post-Buckling and Deteriorating Behavior of RHS-Columns under Cyclic Loading, pp.2874-2881, 2010.11 (in Japanese)
石田孝徳, 島田侑子, 山田哲: 角形鋼管柱の繰返し劣化挙動に関する検討, 第13回日本地震工学シンポジウム, pp.2874-2881, 2010.11
- 19) Yuko Shimada, Motoki Akazawa, Yosuke Ito, Yuichi Matsuoka, Satoshi Yamada, Keiichiro Suita: Shaking Table Test on Collapse Behavior of Small-Scale Steel Frame Structure, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 72, No. 620, pp. 125-132, 2007.10 (in Japanese)
- 20) Elastic plastic behavior of beam-columns with square hollow section, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No. 427, pp. 1305-1306, 1991. 9 (in Japanese)
- 21) Masahiro Kurata, Masayoshi Nakashima, Keiichiro Suita: Test on Large Cyclic Deformation of Steel Tube Columns Having Fixed Column Bases, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No. 598, pp. 149-154, 2005.12 (in Japanese)
- 22) Dairitsu Shu, Jun Iyama, Keiichi Takada, Hitoshi Kuwamura: Relationship between Hysteresis Loop and Monotonic Loading Curve of Steel Member 2 in case of Buckling, Proceeding of the Architectural Research Meetings, Kanto Chapter, Architectural Institute of Japan, Vol.68, pp.89-92, 1998.3 (in Japanese)
- 23) Keigo Tsuda, Chiaki Matsui: Strength of Square Steel Tubular Beam-Columns under Constant Vertical and Horizontal Loads, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 63, No. 512, pp. 149-156, 1998.10 (in Japanese)
- 24) Minoru Yamada, Hiroshi Kawamura, Akinori Tani, Koichi Yamanaka : Elasto-Plastic Deformation and Fracture Behavior of Steel Box Columns Subjected to Double Curvature Cyclic Bending under Constant Axial Load (Part I), Proceeding of the Architectural Research Meetings, Structures, Kinki Chapter, Architectural Institute of Japan, Vol.24, pp.381-384, 1984.6 (in Japanese)
- 25) Minoru Yamada, Hiroshi Kawamura, Akinori Tani, Koichi Yamanaka : Elasto-Plastic Deformation and Fracture Behavior of Steel Box Columns Subjected to Double Curvature Cyclic Bending under Constant Axial Load (Part II), Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structures, pp.1347-1348, 1984.7 (in Japanese)
山田稔, 河村廣, 谷明勲, 山中耕一: 複曲率交番繰り返し曲げを受ける角形鋼管柱の弾塑性変形挙動および崩壊性状に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造系, pp. 1347-1348, 1984.7
- 26) Minoru Yamada, Hiroshi Kawamura, Akinori Tani, Koichi Yamanaka : Elasto-Plastic Deformation and Fracture Behavior of Steel Box Columns Subjected to Double Curvature Cyclic Bending under Constant Axial Load (Part III) Proceeding of the Architectural Research Meetings, Structures, Kinki

Chapter, Architectural Institute of Japan, Vol.25, pp.469-472, 1985.5 (in Japanese)

- 27) Minoru Yamada, Hiroshi Kawamura, Akinori Tani, Koichi Yamanaka : Elasto-Plastic Deformation and Fracture Behavior of Steel Box Columns Subjected to Double Curvature Cyclic Bending under Constant Axial Load (Part IV), Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structures II, pp.679-680, 1985.7 (in Japanese)
山田稔, 河村廣, 谷明勲, 山中 耕一: 複曲率交番繰り返し曲げを受ける角形鋼管柱の弾塑性変形挙動および崩壊性状に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.679-680, 1985.7
- 28) Minoru Yamada, Hiroshi Kawamura, Akinori Tani, Koichi Yamanaka : Elasto-Plastic Deformation and Fracture Behavior of Steel Box Columns Subjected to Double Curvature Cyclic Bending under Constant Axial Load (Part V), Proceeding of the Architectural Research Meetings, Structures, Kinki Chapter, Architectural Institute of Japan, Vol.26, pp.409-412, 1986.5 (in Japanese)
- 29) Jun Ariga, Ryota Matsui, Toru Takeuchi, Kunihiro Morishita, Motoki Kato: Collapse analysis of plane frames composed by wide flange sections using phenomenological fiber model, Part 1, Part 2, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structures III, pp.1011-1012, 2018.9 (in Japanese)
有賀惇, 松井良太, 竹内徹, 森下邦弘, 加藤基規: 一次元数値解析モデルを用いた H 形断面鋼部材で構成された平面架構の崩壊解析, その 1, その 2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, pp.1011-1012, 2018.9

付録 1. 高軸力下の柱を有するブレース付骨組の地震応答

参考文献 29)にて, Fig. A1(a)に示すブレース付骨組に, (b)に示す BCJ-L2 の地震動の 3.25 倍が入力された場合, 柱 Co.01 の軸力は(c)に示すように最大 0.8 程度の軸力比で推移し, (d)に示すように変形する。応答中に(a)の柱 Co.01 ~12 は, 材全体が塑性化を経験する。

付録 2. ファイバーの履歴則における基準点の更新方法

ファイバーの復元力特性を構成する基準点の初期設定は以下の通りである。

$$\left\{ \begin{array}{ll} n_a = \alpha & \delta_a = 1.0 + \frac{\alpha - 1.0}{1/100} \\ n_p = n_r = 1.0 & \delta_p = \delta_r = 1.0 \\ n_q = -n_0 & \delta_q = -n_0 \\ n_b = -n_c & \delta_b = \delta_q - \frac{n_c - n_0}{1/100} \end{array} \right. \quad (A1)$$

文献 7)における検討を参照し, 圧縮側塑性変形量 δ'_c と引張側塑性変形量 δ'_t , および圧縮側耐力劣化量 n'_c と引張側耐力上昇量 n'_t が互いに等しい式(A2) に示すような関係があると仮定する。

$$\left\{ \begin{array}{l} \delta'_t = \delta'_c \\ n'_t = n'_c \end{array} \right. \quad (A2)$$

これより, ファイバーの無次元化変位が含まれる範囲に応じ, 式(A3)~(A7)の通り基準点を更新する。

$$\delta_{\text{旧}a} \leq \delta \text{ のとき} \quad \left\{ \begin{array}{ll} n_{\text{新}a} = n_{\text{新}p} = n_{\text{新}r} = n & \delta_{\text{新}a} = \delta_{\text{新}p} = \delta_{\text{新}r} = \delta \\ \delta_{\text{新}q} = \delta - (n + n_{\text{旧}q}) & \delta_{\text{新}b} = \delta_{\text{新}q} - (\delta_{\text{旧}q} - \delta_{\text{旧}b}) \end{array} \right. \quad (A3)$$

$$\delta_{\text{旧}p} \leq \delta < \delta_{\text{旧}a} \text{ のとき} \quad \left\{ \begin{array}{ll} n_{\text{新}p} = n_{\text{新}r} = n & \delta_{\text{新}p} = \delta_{\text{新}r} = \delta \\ \delta_{\text{新}q} = \delta - (n + n_{\text{旧}q}) & \delta_{\text{新}b} = \delta_{\text{新}q} - (\delta_{\text{旧}q} - \delta_{\text{旧}b}) \end{array} \right. \quad (A4)$$

$$\delta_{\text{旧}b} \leq \delta < \delta_{\text{旧}q} \text{ のとき} \quad \left\{ \begin{array}{ll} n_{\text{新}q} = n & \delta_{\text{新}q} = \delta \\ \delta_{\text{新}p} = \delta_{\text{旧}p} - (\delta_{\text{旧}q} - \delta) & \delta_{\text{新}a} = \delta_{\text{旧}a} - (\delta_{\text{旧}q} - \delta) \\ \delta_{\text{新}r} = \delta_{\text{旧}r} - (\delta_{\text{旧}q} - \delta) & \delta_{\text{新}b} = \delta_{\text{旧}b} - (\delta_{\text{旧}q} - \delta) \end{array} \right. \quad (A5)$$

$$\delta \leq \delta_{\text{旧}b} \text{ のとき} \quad \left\{ \begin{array}{ll} n_{\text{新}q} = n & \delta_{\text{新}q} = \delta \\ \delta_{\text{新}a} = \delta_{\text{旧}a} - (\delta_{\text{旧}q} - \delta_{\text{旧}b}) \leq \delta_{\text{旧}a} & \\ \delta_{\text{新}r} = \delta_{\text{旧}r} - (\delta_{\text{旧}q} - \delta_{\text{旧}b}) \leq \delta_{\text{旧}r} & \\ n_{\text{新}p} = n_{\text{新}r} - (n - n_c) & \delta_{\text{新}p} = \delta_{\text{新}r} - (\delta_{\text{旧}b} - \delta) \end{array} \right. \quad (A6)$$

$$\delta_{\text{旧}r} \leq \delta < \delta_{\text{旧}p} \text{ のとき}$$

$$\begin{cases} n_{\text{rip}} = n \\ \delta_{\text{rip}} = \delta_{\text{liq}} + (\delta - \delta_{\text{rip}}) \end{cases} \quad \begin{cases} \delta_{\text{rip}} = \delta \\ \delta_{\text{rip}} = \delta_{\text{liq}} - (\delta_{\text{liq}} - \delta_{\text{rip}}) \end{cases} \quad (\text{A7})$$

ここに、各変数の添字に記している旧は、新と比較して1つ前のデータを参照しており、各式の左上から右下へと順次更新する。

付録3. 局部座屈機構における係数 k の同定

紙面の都合により記載していない、Table 3 の B3ARC, B3NC, B4NC, B6ARB, B6ARC, B6NC の無次元化軸力-変形関係を Fig. A2 に示す。シェル要素モデルは実験結果と良く対応している。

付録4. 局部座屈機構における係数 k の同定

Fig. 6 (c) および Fig. 7 に見る角形鋼管の局部座屈機構を設定するにあたり、C-O と C'-O' の xz 平面への正射影の長さ kB について、鋼管幅 B 対し $k=1/3, 1/4, 1/5$ と変化させた復元力特性を用いて2.1節と同様に解析した結果をシェル要素モデルおよび実験値と比較して Fig. A3 に示す。3つのモデル間の差異は小さいことから、本論文では $k=1/4$ と一定値を用いるものとする。

付録5. 冷間成形部材に関する局部座屈半波長の検討

冷間成形される角形鋼管において、局部座屈半波長は鋼管幅 B よりコーナー部半径 r だけ短くなる。文献 11)において $r=3t$ で示されるコーナー部の半径が最も大きくなる幅厚比 17 の部材に関して Fig.A4 に示す $a=0.64B$ とした一次元ファイバーモデルで解析を行い、 $a=B$ とした同モデルおよびシェル要素モデル、実験値と比較して Fig. A2 に示す。両モデルの差異は小さいことから、本論文では $a=B$ と一定値を用いるものとする。

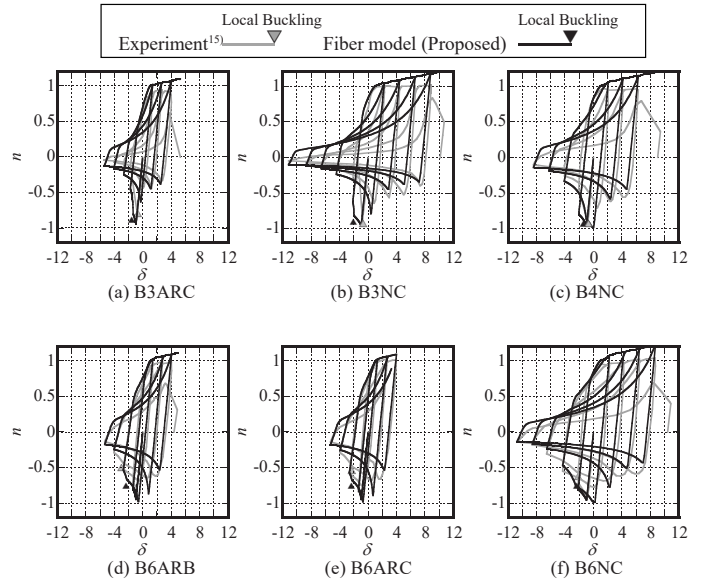


Fig. A2 $n - \delta$ relationships

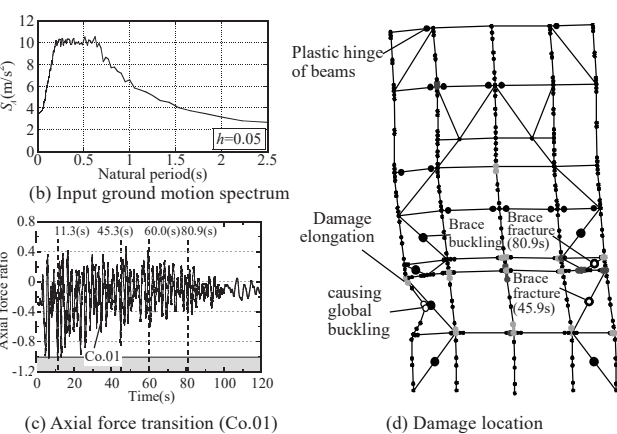
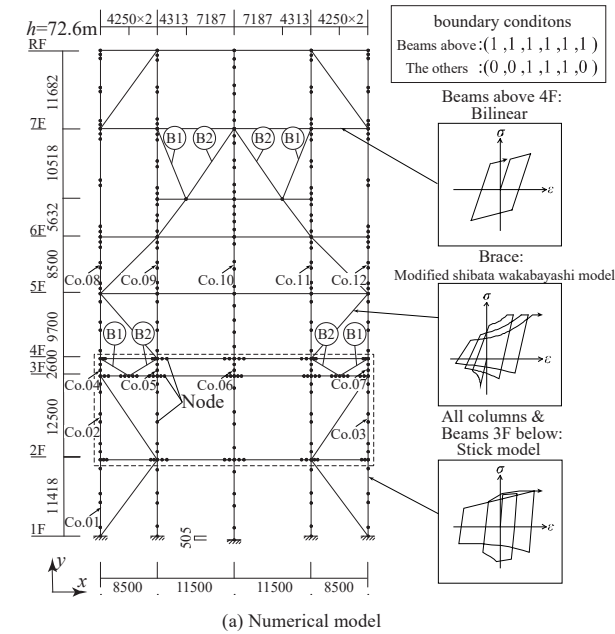


Fig. A1 Seismic response of braced frame with high axial column

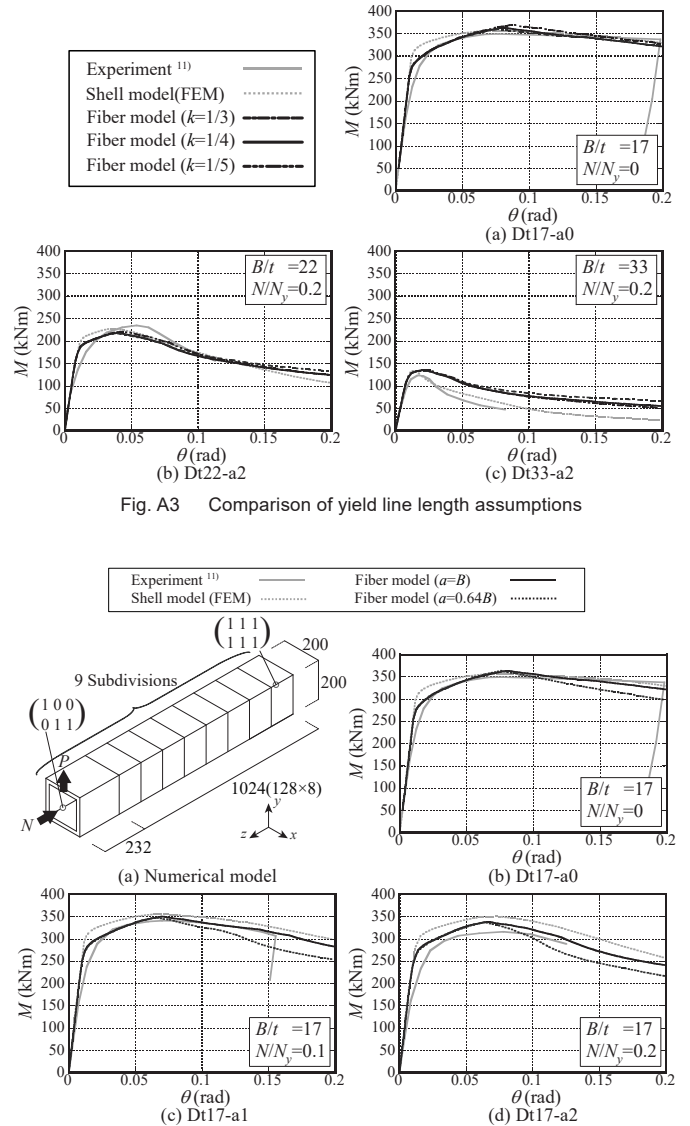


Fig. A3 Comparison of yield line length assumptions

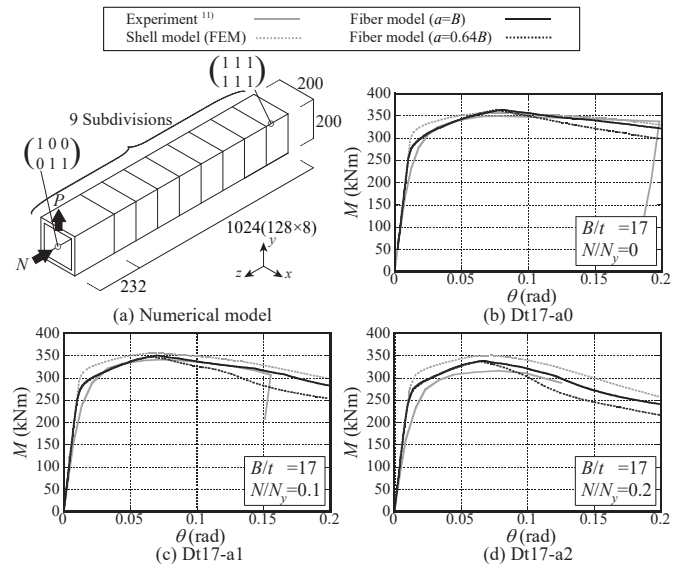


Fig. A4 Effect of local buckling wavelengths for strength and ductility

STICK MODEL OF RECTANGULAR HOLLOW STRUCTURAL SECTION STEEL COLUMNS WITH LOCAL BUCKLING UNDER HIGH AXIAL FORCE

Ryota MATSUI^{*1}, *Shukai HASHIMOTO*^{*2} and *Toru TAKEUCHI*^{*3}

^{*1} Assoc. Prof., Hokkaido University, Dr.Eng.

^{*2} Former Grad. Student, Tokyo Institute of Technology

^{*3} Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

1. Introduction

Local buckling is one of critical behaviors to determine the plastic flexural strength and deformation capacity of rectangular hollow structural (RHS) section steel columns. Several researchers have proposed numerical models to capture the strength deterioration of the RHS columns under axial loads due to local buckling. The authors proposed a fiber model using a phenomenological model (phenomenological fiber model) to simulate the yield area extends to a broad axial range from the end. This study presents the accuracy of the fiber model for RHS columns under cyclic high axial loading compared to stick or FEM models.

2. Composition of Phenomenological Fiber Model

The composition of the phenomenological fiber model is constituted based on the numerical simulations of RHS columns subjected to shear forces with axial loads. 10 specimens, based on a past research article, are referred to clarify the accuracy of the phenomenological fiber model, to develop the yield lines of local buckling of RHS section. The collapse mode of local buckling forms a kind of hip roof shape on the steel tube wall, and the lengths of each yield line are estimated by numerical and tests results. The stress-strain relationship of the fiber element of the phenomenological fiber model is almost identical with the shell elements of the FEM models, except for 33 width-thickness ratio RHS columns.

3. Validation of Phenomenological Fiber Model with Numerical Model for RHS Columns

The accuracy of the phenomenological fiber model for RHS columns, subjected to shear forces under high constant or variable axial loads, is validated by FEM numerical results. 12 models of the RHS columns are created using shell elements based on the specimens in the Chapter 2. The phenomenological fiber model captures the strength, the force-deformation relationship, and the local buckling behavior of the FEM numerical results under high axial loads, except for the 33 width-thickness ratio RHS columns.

4. Validation of Phenomenological Fiber Model with Test results Based for RHS Axial Members

The accuracy of the phenomenological fiber model for RHS axial members is examined. 8 specimens are extracted from a past research article as samples for the validation. The phenomenological fiber model almost captures the buckling strength, overall flexural and local buckling behavior of the test results.

5. Validation of Phenomenological Fiber Model with Test Results and Other Analytical Model Based for RHS Columns

The accuracy of the phenomenological fiber model for RHS columns subjected to shear forces under axial loads is validated by tests and FEM numerical results. 25 specimens are extracted from 9 past research articles as samples for the validation. The results of the phenomenological models are almost identical with the results of the test results, as well as those calculated by another phenomenological model developed by the extended skeleton curve theory, except for the 33 width-thickness ratio RHS columns.

6. Conclusion

This paper presents the accuracy of the phenomenological fiber model for evaluating the buckling behavior. As a result, the phenomenological fiber model could capture the strength, the force-deformation relationship, and the local buckling behavior of the RHS columns subjected to shear forces with high axial loads. This phenomenological fiber model also simulates the overall flexural and local buckling behavior of RHS axial members, except for RHS sections larger than and equal to 33 width-thickness ratio.

(2018年8月2日原稿受理, 2019年2月26日採用決定)