冷間プレス成形角形鋼管柱の局部座屈による耐力劣化挙動の解析モデル

NUMERICAL MODEL FOR DETERIORATION BEHAVIOR CAUSED BY LOCAL BUCKLING OF COLD PRESS-FORMED SQUARE HOLLOW SECTION COLUMNS

谷口 耕一^{*1}, 聲高 裕治^{*2}, 陳 逸鴻^{*3}, 田中 昂平^{*4}

*Koichi TANIGUCHI, Yuji KOETAKA, Iathong CHAN
and Kohei TANAKA*

In order to simulate deterioration behavior of cold press-formed square hollow section (SHS) columns, procedure to build up numerical model, called as multi-spring model, is proposed in this paper. Following regulations are considered for modeling; differences of material properties between flat area and corner area, hysteresis curve after local buckling, and transformation of plastic deformation considering with equivalence of plastic dissipation energy in the entire either plastic region or local buckling region. From comparison between multi-spring model and either finite element model or experiment, it is clarified that the proposed model is valid for simulating deterioration behavior of SHS columns.

Keywords : Cold press-formed SHS column, Local buckling, Hysteresis characteristics, Multi-spring model, Finite element analysis

冷間プレス成形角形鋼管柱, 局部座屈, 復元力特性, マルチスプリングモデル, 有限要素法解析

1. 序

巨大地震を受ける鋼構造骨組では、部材の座屈や接合部の破断を伴って抵抗力が低下(以下、耐力劣化)し、最悪の場合には倒壊に至る可能性のあることが、過去の地震被害^{1),2)}や震動台実験^{3),4)}によって指摘されている。このような鋼構造骨組の倒壊挙動に及ぼす諸因子の影響を数値解析によって検討するためには、座屈や破断に伴う耐力劣化域の復元力特性を考慮する必要がある。鋼構造骨組に多く用いられる冷間成形角形鋼管柱に対象を絞ると、耐力劣化域の復元力特性を再現する数値解析モデルとして、① 3次元有限要素モデル、② 1次元有限要素モデル(ファイバーモデル)、③ マルチスプリングモデル、④ 降伏線理論モデル、⑤ 一般化塑性ヒンジモデル、⑥ 単純塑性ヒンジ(単軸回転ばね)モデルが、既往の研究で提案されている。

このうち① 3次元有限要素モデルについては、倉田ら⁵⁾、井根ら⁶⁾、奥ら⁷⁾によって、局部座屈による耐力劣化を考慮した解析が行われている。また齋藤ら⁸⁾は、要素の損傷指標が一定値に達したものを削除することで、局部座屈だけでなく延性破断も考慮した解析を行っている。3次元有限要素モデルは、引張試験等に基づく材料そのものの応力-歪関係を用い、かつ硬化則等を調整することで、実験で確認された耐力劣化域の力学的挙動(以下、耐力劣化挙動)を概ね再現することができるが、後述する他のモデルと比べて計算負荷が大きい。

一方、山田ら⁹⁾、Suzukiら¹⁰⁾は、② 1次元有限要素モデルによって局部座屈を考慮した解析を行っている。1次元有限要素モデルでは、材料そのものの応力-歪関係を用いることが一般的であるが、これら

の研究では圧縮側の応力-歪関係に局部座屈発生後の応力劣化を導入している。また、曲げモーメント勾配を有する部材に1次元有限要素モデルを適用する場合、材軸方向の要素分割によって最大耐力到達までの塑性化領域の広がりや局部座屈領域での変形の進展が異なるため、材軸方向の要素分割に配慮が必要となる。これに対して安井¹¹⁾は、応力-歪関係には局部座屈の影響を考慮せず、その代わりに局部座屈領域内の角形鋼管柱を周方向に分割して一般化塑性ヒンジを有する棒材に置換することで、局部座屈による耐力劣化を表現している。

他方、石田ら^{12),13)}は、短柱圧縮試験に基づく復元力特性を適用した③マルチスプリングモデル(以下、MSモデル)を用いて、冷間ロール成形角形鋼管柱の局部座屈による耐力劣化挙動を追跡している。MSモデルは計算負荷が小さく、初期降伏以降の弾塑性挙動や耐力劣化域の挙動を容易に扱うことができる。

塑性理論に基づく解析モデルとして、松井ら¹⁴⁾は④降伏線理論モデルを用いることで、宮林ら¹⁵⁾は⑤一般化塑性ヒンジモデルに多重降伏曲面を取り入れ、さらに最大耐力到達後に降伏曲面を内側に移動および収縮させることで、それぞれ局部座屈による耐力劣化域の復元力特性の再現を試みている。また、加藤・秋山ら¹⁶⁾は、⑥単純塑性ヒンジモデルの耐力劣化域の復元力特性を提案している。④降伏線理論モデル、⑤一般化塑性ヒンジモデル、⑥単純塑性ヒンジモデルは計算負荷が極めて小さいが、断面内での塑性化の進展状況や損傷の差異を区別できない。さらに、⑥単純塑性ヒンジモデルは

^{*1} 日建設計 修士(工学)(元・京都大学大学院生)

^{*2} 京都大学大学院工学研究科建築学専攻 准教授・博士(工学)

^{*3} 長崎大学大学院工学研究科総合工学専攻 助教・博士(工学)

^{*4} 京都大学大学院工学研究科建築学専攻 大学院生

Nikken Sekkei LTD., M.Eng. (Former Grad. Student of Kyoto Univ.)

Assoc. Prof., Dept. of Architecture and Architectural Engineering, Kyoto Univ., Dr.Eng.

Assist. Prof., Dept. of Advanced Engineering, Nagasaki Univ., Dr.Eng.

Grad. Student, Dept. of Architecture and Architectural Engineering, Kyoto Univ.

変動軸力の影響を考慮することができない。

以上で述べた各解析モデルの特徴を踏まえ、著者等の一部が開発を進めている任意方向の地震動を受ける鋼構造立体骨組の倒壊挙動を追跡可能な数値解析プログラム¹⁷⁾への適用を鑑みて、本一連の研究では解析精度の確保と計算負荷の抑制の両立が可能なモデルとしてMSモデルを用いることとした¹⁸⁾。本論では、鋼構造骨組に多く用いられている角形鋼管柱に着目し、石田らが対象とした冷間ロール成形角形鋼管^{12), 13)}とは異なり、冷間プレス成形角形鋼管を対象としたMSモデルを新たに提案する。これは、文献12)の解析モデルでは、冷間プレス成形角形鋼管柱の局部座屈発生に伴う最大曲げ耐力の到達時期や耐力劣化域の復元力特性が精度よく追跡できないこと¹⁸⁾に基づいている。

本論の構成として、まず2章では、MSモデルの概要と石田らが提案したMSモデル^{12), 13)}との相違点を説明する。つぎに3章では、局部座屈発生後の耐力劣化挙動を把握するために有限要素法解析を行い、MSモデルの復元力特性を定めるために必要となる局部座屈領域内における応力-歪関係を定式化する。4章では、3章で定式化した応力-歪関係に基づいてMSモデルの構築方法を詳述し、5章ではMSモデルの妥当性を確認するために、耐力劣化域の復元力特性を有限要素法解析結果や実験結果と比較する。

2. 解析モデルの概要

2.1 マルチスプリングモデル (MS モデル)

MSモデルは、図1に示すように、部材中間の弾性要素と部材端のMS要素によって構成される。弾性要素は、元の部材と同じ断面諸量と長さを有しており、軸方向変形、曲げ変形、せん断変形の弾性成分を考慮するものである。MS要素は、柱断面を複数の領域に分割し、各領域の図心に軸方向変形だけを生じる軸ばねを配置することによって、柱断面の軸力と曲げモーメントに対する弾塑性挙動を表現するものである。軸ばねは、図2に示すように分割された領域と一致する断面積 A と、仮想長さ L_{MS} (すべての軸ばねで同一)を有するものとする。したがって、軸ばねの軸力-軸方向変形関係 (以下、 $f-d$ 関係)のうち、弾性剛性 k_0 は鋼材のヤング係数 E を用いて(1)式で表される。

$$k_0 = E \cdot A / L_{MS} \quad (1)$$

ただし、弾性要素とMS要素の直列結合で表されるMSモデル全体の弾性剛性を、元の部材と一致させるためには、(1)式の弾性剛性によってMS要素に生じる弾性変形を除去する必要がある。この点を含めて、MSモデルの解析方法は文献17)に詳述している。

また、MS要素の断面分割数は、解析精度の確保と計算負荷の低減との両立が図れるように決定する必要がある。本論では文献18)の検討に基づいて、図2に示すように平板部を4つの要素に等分し、

Fig. 1 Multi-spring model

Fig. 2 Cross-section division

Fig. 3 Outline of force-deformation relationship of uniaxial spring

角部を1つの要素とした断面分割(20分割)を採用する。

2.2 軸ばねの軸力-軸方向変形関係の概要

2.1節で述べた軸ばねの $f-d$ 関係は、部材端における平均応力に軸ばねの断面積 A を乗じて軸力 f を求め、塑性化領域または局部座屈領域における塑性変形による消費エネルギーが一致するように軸方向変形 d を求めることで構築される。以下に、本論で提案する軸ばねの $f-d$ 関係の特徴をまとめる。

① 平板部と角部の区別

本論の検討対象である冷間プレス成形角形鋼管は、製造時の塑性加工の影響で角部のみ強度が上昇するため、平板部と角部とで材料特性が大きく異なる¹⁹⁾。また形状の違いにより、局部座屈の発生する時期や耐力劣化挙動が平板部と角部で異なることが考えられる。これらの点に基づいて、本論では平板部と角部で軸ばねの $f-d$ 関係を区別してモデル化する。

② 骨格曲線と履歴曲線

軸ばねの $f-d$ 関係は、図3に示すように骨格曲線と履歴曲線で構成する²⁰⁾。引張側骨格曲線では、文献18)と同様に亀裂発生から破断に至るまでの耐力劣化を考慮する。圧縮側骨格曲線は、石田ら¹²⁾と同様に局部座屈による耐力劣化を考慮する。局部座屈発生前の履歴曲線には、パウシンガー効果を考慮できるように図3の細実線で表す大井らの履歴則²¹⁾を採用する。以上の点は既往の研究における提案を組合せたものであるが、本論では新たに、図3の点線で表す局部座屈発生後の履歴曲線を考慮する。これは、3.4節で示すように、履歴曲線が局部座屈発生前後で異なる性状を示すことに基づく。

③ 曲げモーメント勾配を有する部材への適用

本論では、短柱に軸力を作用させる有限要素法解析を行い、その結果に基づいて平均応力-平均歪関係を定式化し、2.2節冒頭で述べたように軸ばねの $f-d$ 関係に変換する。このとき、曲げモーメント勾配を有する柱部材に適用できるように配慮する必要がある。軸力 f の変換には、材端溶接部の拘束による耐力の増大と、石田ら¹²⁾と同様に曲げモーメント勾配を考慮する。また、軸方向変形 d の変換には、文献12)のように軸ばねの長さに依存する方法ではなく、塑性化領域および局部座屈領域の長さを考慮し、その領域内の塑性変形による消費エネルギーが一致することに配慮する。詳細については4章で説明する。

なお、上述した①平板部と角部で軸ばねの $f-d$ 関係を区別してモデル化すること、②局部座屈発生後の履歴曲線を考慮すること、③塑性化領域または局部座屈領域の塑性変形による消費エネルギーを等置して、軸ばねの軸方向変形を求めることなどは、いずれもMSモデルを用いた既往の研究^{12), 13)}とは異なり、本論で新たに提案するものである。これらの手法の導入は、後述する有限要素法解析結果の観察や角形鋼管の材料特性の実状を踏まえて、より実際に近い状

況を再現することを意図している。

3. 局部座屈発生後の応力-歪関係

3.1 短柱の有限要素法解析

図3の軸ばねの $f-d$ 関係のうち、圧縮側骨格曲線と局部座屈発生後の履歴曲線を構築するために、冷間プレス成形角形鋼管の短柱に軸力を作用させる有限要素法解析を行い、局部座屈発生後の応力-歪関係を得る。载荷履歴は、局部座屈の進展に着目し、圧縮側骨格曲線の耐力劣化域の構築に用いる単調圧縮解析と、局部座屈発生後の除荷剛性の低下やスリップ挙動に着目し、履歴曲線の構築に用いる繰返し圧縮引張解析の2通りとする。

解析には非線形有限要素法解析プログラムAbaqus (version6.14)を用いる。図4に解析モデルを示す。外径 D を200mmで一定とし、長さ L_0 と板厚 t をパラメータとしている。角部の外側曲率半径 R は、冷間プレス成形角形鋼管を想定して板厚 t の3.5倍としている。解析モデルはソリッド要素で構成し、要素の分割は、材軸方向と幅方向に6mmピッチ、板厚方向に2.5～3mmピッチとする。

鋼材の応力-歪関係は、付録1に示すように490N/mm²級の冷間プレス成形角形鋼管の素材試験結果²²⁾を参考にして定めたものを、平板部と角部に別々に与える。降伏条件にはMisesの降伏条件を、硬化則には混合硬化則を適用している。移動硬化と等方硬化の比率やその特性は、付録2に示すように軸力と曲げを与えた冷間プレス成形角形鋼管柱に関する既往の実験結果²³⁾と有限要素法解析結果が概ね対応するように試行錯誤的に定めている。また、文献23)、24)の知見によると、局部座屈発生後の耐力劣化域の挙動に及ぼす残留応力の影響は小さいことから、本論では残留応力は考慮しない。

境界条件は、図4に示すように上下端の全要素の自由度を断面の図心に変位等置し、図心の自由度を下端ですべて拘束し、上端で材軸方向の変位だけを自由にする。载荷は、上端の図心に材軸方向の強制変位を与える形式とする。局部座屈を考慮するために、上端の図心に圧縮軸力だけを作用させる座屈固有値解析を行い、1次の座屈モードと同一形状の面外変形を初期不整として与える。面外変形量の最大値を1mm (断面せい D の0.5%)とする。

3.2 単調圧縮解析

解析パラメータは、幅厚比 D/t (16.7, 22.2, 26.7, 33.3, 40.0)、アスペクト比 L_0/D (0.75, 1, 2, 3)とする。図5に、単調圧縮解析による応力-歪関係を、平板部と角部で分けて示す。ここで応力とは、局部座屈による面外変形が最大となる断面 (以下、最大耐力規定点⁹⁾)において、平板部もしくは角部に含まれる全要素の材軸方向応力を要素の断面積で重み付き平均した値である。また、歪は局部座屈領域における軸方向変形を局部座屈領域の長さで除した値である。ただし、局部座屈領域の長さは、最大応力到達後に弾性除荷される領域の長さを解析モデルの長さ L_0 から減じたものである。単調圧縮解析では、図6(a)に示す伸張型と、図6(b)に示す不伸張型の局部座屈モードが確認された。また $L_0/D=2$ 、 $D/t=22.2 \sim 40.0$ のケースは1波の局部座屈が、それ以外のケースは半波の局部座屈が生じた。

図5より、角部のほうが平板部よりも最大応力到達時の歪が大きく、その後の応力の劣化が緩やかなことがわかる。伸張モードが生じたケースでは、不伸張モードが生じたケースよりも応力の劣化が緩やかであることが確認できる。また、1波の局部座屈が生じたケースで

は、歪が0.1程度以降において片方の半波分の局部座屈だけに変形が集中したため、半波の局部座屈が生じたケースと比べて歪の増加が抑制されている。さらに、局部座屈モードが同じであれば L_0/D が劣化挙動に及ぼす影響は小さいと言える。

3.3 単調圧縮時の応力-歪関係の定式化

軸ばねの圧縮側骨格曲線の元になる応力-歪関係を構築するため、図5に示す単調圧縮解析結果を、図7の太点線で表すように5折線でモデル化する。図5の解析結果から、応力上昇率 S (最大応力を降伏応力で除した値)、歪塑性率 μ_0 (最大応力時の歪を降伏歪で除した値)、劣化域の遷移点耐力を決める係数 T 、 T_2 、劣化域の剛性 E_{d1} 、 E_{d2} 、 E_{d3} の7項目を同定する。ただし、これらの項目のうち T 、 T_2 を抽出する点は、応力-歪関係の接線剛性の変化率が明瞭に大きくなる点としている。なお、片持ち形式の柱に発生する局部座屈波数が、局部座屈発生後の耐力劣化挙動に及ぼす影響が小さいこと²⁵⁾に基づいて、本論では図5のうち半波の不伸張モードが生じた解析結果を対象とする。

図8に、上述した7項目と基準化幅厚比 α との関係をプロットで示す。ここで、基準化幅厚比 α は(2)式で表される。

$$\alpha = \left(\frac{D}{t}\right)^2 \frac{\bar{\sigma}_y}{E} \quad (2)$$

ただし、 $\bar{\sigma}_y$ は角形鋼管の平均降伏応力で、平板部・角部の断面積 $A_f \cdot A_c$ 、平板部・角部の降伏応力 $\sigma_{fy} \cdot \sigma_{cy}$ を用いて(3)式で算出する。

$$\bar{\sigma}_y = \frac{A_f \cdot \sigma_{fy} + A_c \cdot \sigma_{cy}}{A_f + A_c} \quad (3)$$

図8中のプロットを以下の(4)～(10)式で近似する。ただし、平板部の μ_0 のプロットは、平板部と角部を区別せずに得られた文献9)

Fig. 4 Finite element model of stub column

Fig. 6 Local buckling modes under compression

Fig. 5 Finite element analysis results under monotonic compression loading

Fig. 7 Approximated curve of stress-strain relationship under monotonic compression loading

の実験式とよく対応しており、本論では文献9)の式を採用する。

$$\text{平板部: } S = \frac{6.5}{\alpha + 4.5} + 0.1 \quad \text{角部: } S = 1.341 \quad (4)$$

$$\text{平板部: } \begin{cases} \mu_0 = \frac{17.4}{\alpha} - 9.6 & [0.398 \leq \frac{1}{\alpha} \leq 1.39] \\ \mu_0 = \frac{4.8}{\alpha} - 0.52 & [1.39 \leq \frac{1}{\alpha} < 4.34] \end{cases}$$

$$\text{角部: } \mu_0 = \frac{16}{\alpha + 0.2} + 8 \quad (5)$$

$$\text{平板部: } \frac{T}{S} = 0.447 \quad \text{角部: } \frac{T}{S} = -0.131\alpha + 0.753 \quad (6)$$

$$\text{平板部: } \frac{T_2}{S} = 0.330 \quad \text{角部: } \frac{T_2}{S} = -0.114\alpha + 0.527 \quad (7)$$

$$\text{平板部: } \frac{E_{d1}}{E} = -0.0150\alpha - 0.0146 \quad \text{角部: } \frac{E_{d1}}{E} = -0.0046\alpha - 0.0053 \quad (8)$$

$$\text{平板部: } \frac{E_{d2}}{E} = -0.00492 \quad \text{角部: } \frac{E_{d2}}{E} = -0.0010\alpha - 0.0026 \quad (9)$$

$$\text{平板部: } \frac{E_{d3}}{E} = -0.000452 \quad \text{角部: } \frac{E_{d3}}{E} = -0.000590 \quad (10)$$

3.4 繰返し圧縮引張解析

繰返し圧縮引張解析における解析パラメータには、幅厚比 D/t と軸方向変形の載荷履歴を採用する。アスペクト比は $L_0/D=3$ の場合だけに限定する。これは、図5の単調圧縮解析結果では、 $L_0/D=3$ の

Fig. 9 Loading protocol for finite element analysis under cyclic axial loading

Fig. 10 Finite element analysis results under cyclic axial loading ($D/t=22.2$)

Fig. 8 Identified parameters under monotonic compression loading

ケースのみ、すべての幅厚比で半波の不伸張モードが確認されたこと、ならびに局部座屈モードが同じであればアスペクト比の違いが劣化域の挙動に及ぼす影響は小さく、この傾向は繰返し載荷時にもあてはまると考えられることによる。

軸方向変形の載荷履歴は図9に示す4種類とする。載荷履歴1は、圧縮と引張の半サイクルでの変形増分の比が2:1であり、除荷後に引張変形が十分に進展しない領域での挙動に着目したものである。載荷履歴2は圧縮と引張の半サイクルでの変形増分の比が等しく、除荷後に引張変形が十分に進展した領域での挙動に着目したものである。載荷履歴3は正負交番漸増振幅であり、引張側骨格曲線上での挙動に、載荷履歴4は正負交番漸減振幅であり、局部座屈が大きく

進展した後の挙動にそれぞれ着目している。

図 10 に、繰返し圧縮引張解析結果を平板部と角部で分けて示す。同図より、単調圧縮解析結果と同様、角部のほうが平板部よりも圧縮側の応力の劣化が緩やかに進展することがわかる。また、圧縮側最大応力到達後の応力-歪関係から以下の特徴が確認できる。

- ・圧縮側の除荷点応力が小さいほど除荷剛性が小さい(図 10(a), (b))。
- ・圧縮側の除荷点応力と同程度の引張応力が作用するまでスリップ挙動が見られる(図 10(b), (c), (d))。
- ・引張側のスリップ挙動の後、接線剛性が再び増大して引張降伏する(図 10(c))。
- ・引張降伏した後、再び圧縮側に载荷した場合、その前のサイクルの除荷点応力よりも大きな応力に達する(図 10(b), (c), (d))。

ここでは $D/t=22.2$ の結果だけを示しているが、これ以外の幅厚比 D/t に対しても上記と同様の傾向が見られた。

3.5 繰返し载荷時の応力-歪関係の定式化

局部座屈発生後の軸ばねの履歴曲線の元になる応力-歪関係を構築するため、3.4 節で述べた繰返し圧縮引張解析結果の特徴を考慮して、図 11 の太点線で表すように第一・第二・第三履歴曲線に分類してモデル化する。

第一履歴曲線では、圧縮側劣化域で除荷発生後から引張側のスリップ挙動までの応力-歪関係を Ramberg-Osgood 曲線(以下、RO 曲線)でモデル化する。除荷剛性 E_{un} は除荷点応力 σ_{un}^- に応じて与える。また遷移点の応力 σ_{un}^+ は除荷点応力 σ_{un}^- と同じ大きさとし、除荷点から遷移点までの塑性歪 ϵ_p^+ は、除荷点における圧縮歪 ϵ_p^- に応じて与える。

第二履歴曲線は遷移点から引張側骨格曲線までの応力-歪関係をモデル化したもので、引張塑性変形の進行する領域が局部座屈領域以外に拡大する挙動を示す区間である。第二履歴曲線の接線剛性 E_{h2} は ϵ_p^- に応じて与える。

第二履歴曲線上または引張側骨格曲線上で除荷が発生すると、RO 曲線で表す第三履歴曲線に移行する。第三履歴曲線の除荷剛性はヤング係数 E とし、歪増分は $\Delta\epsilon_3$ とする。また第三履歴曲線では圧縮側骨格曲線へ移行するときの応力が直前の除荷点応力 σ_{un}^- よりも $\Delta\sigma^-$ だけ回復するものとする。 $\Delta\epsilon_3$ と $\Delta\sigma^-$ は、遷移点からの引張耐力増分 $\Delta\sigma^+$ に応じて与える。

図 10 の繰返し圧縮引張解析結果から、上述した第一、第二、第三履歴曲線を定める 5 項目を同定して図 12 にプロットする。これらのプロットの近似式として以下の (11) ~ (15) 式を用いる。

Fig. 12 Identified parameters under cyclic axial loading

$$\text{平板部・角部: } \frac{E_{un}}{E} = \left(\frac{\sigma_{un}^-}{S \cdot \sigma_y} \right)^2 \quad (11)$$

$$\text{平板部: } \epsilon_p^+ = 0.6 \epsilon_p^- \quad \text{角部: } \epsilon_p^+ = 0.4 \epsilon_p^- \quad (12)$$

$$\text{平板部・角部: } \frac{E_{h2}}{E} = \frac{0.0012}{\epsilon_p^-} + 0.006 \quad (13)$$

$$\text{平板部: } \Delta\epsilon_3 = \frac{0.009}{\Delta\sigma^+/(S \cdot \sigma_y) + 0.02} - 0.009 \quad \text{角部: } \Delta\epsilon_3 = 0.025 \quad (14)$$

$$\text{平板部: } \begin{cases} \frac{\Delta\sigma^-}{S \cdot \sigma_y} = 0.86 \frac{\Delta\sigma^+}{S \cdot \sigma_y} - 0.21 & [0.25 \leq \frac{\Delta\sigma^-}{S \cdot \sigma_y} \leq 0.6] \\ \frac{\Delta\sigma^-}{S \cdot \sigma_y} = 0.30 & [0.6 < \frac{\Delta\sigma^-}{S \cdot \sigma_y}] \end{cases} \quad \text{角部: } \frac{\Delta\sigma^-}{S \cdot \sigma_y} = \frac{\Delta\sigma^+}{S \cdot \sigma_y} \quad (15)$$

4. 軸ばねの軸力-軸方向変形関係

4.1 応力-歪関係から軸力-軸方向変形関係への変換

軸ばねの軸力 f -軸方向変形 d 関係を構築するためには、2.2 節で述べたように、角形鋼管柱端の応力に軸ばねの断面積 A を乗じて軸力 f を求め、塑性化領域または局部座屈領域で塑性変形による消費エネルギーが一致するように軸方向変形 d を求める必要がある。本論では、2.2 節の③で述べたように軸力 f と軸方向変形 d の変換にあたって以下の 3 点を考慮する。

- ・通しダイアフラム形式の角形鋼管柱端は、図 13 に示すように溶接部によって柱の周方向の歪が拘束されているため、軸方向の降伏応力や最大応力が増大する(4.2 節(1)で詳述)。
 - ・3 章で定式化した局部座屈発生後の応力-歪関係は、最大耐力規定点⁹⁾(局部座屈による面外変形が最大となる断面)の応力に基づいているが、曲げモーメント勾配を有する場合、材端の応力は最大耐力規定点より大きい¹²⁾(4.3 節(1)で詳述)。
 - ・軸ばねの塑性変形(増分)による消費エネルギー(増分)は、塑性化領域や局部座屈領域における軸方向の塑性歪(増分)による消費エネルギー(増分)と一致する(4.3 節(2)・(3)で詳述)。
- 以下に、引張側骨格曲線・圧縮側骨格曲線・圧縮側最大耐力到達後の履歴曲線・圧縮側最大耐力到達までの履歴曲線の構築方法を示す。

4.2 引張側骨格曲線

(1) 柱端における拘束の影響

引張側骨格曲線の構築にあたっては、4.1 節の 1 点目で述べたよう

に角形鋼管柱端の降伏応力や最大応力が、溶接部の拘束により増大することを考慮する。全塑性モーメント到達時における柱端の応力が、溶接部の拘束を受けてどの程度増大するのかを確認するために、5.1節で後述する有限要素法解析モデルに対して片曲げモーメントを単調に与える解析を行う。鋼材の応力-歪関係は完全弾塑性型とし、幅厚比 D/t を 16.7 と 40.0、せん断スパン比 L/D を 2 と 6、軸力比 n を 0 と 0.3、载荷方向を 0° と 45° とする。

図 14 に、 $D/t=40.0$ 、 $L/D=2$ 、 $n=0$ 、载荷方向 0° の場合について、柱端の軸方向の平均応力と柱の変形角との関係を示す。ただし、縦軸の値は柱端における引張側の平板部または角部に含まれる全要素の軸方向応力を要素の断面積で重み付き平均した値を、降伏応力 σ_y で除したものである。図 14 より、平板部・角部の平均応力 σ は降伏応力 σ_y の 1.09 ~ 1.14 倍に漸近していることが確認できる。図 14 以外のパラメータに対しても同様の傾向が確認された。

ここで、完全弾塑性型の応力-歪関係を有し、Mises の降伏条件に従う材料について考える。板厚方向の拘束がなく平面応力状態(板厚方向の応力が 0)であり、周方向の歪が完全に拘束されている場合、材軸方向の応力は降伏応力 σ_y の $2/\sqrt{3}$ (≈ 1.15) 倍まで増大する。図 14 の結果はこの値よりもわずかに小さく、周方向の歪が完全に拘束されていないことを示している。以上の検討結果に基づいて、本論では溶接部の拘束を受ける柱端の降伏応力と最大応力は、引張試験等で得られる 1 軸応力状態における降伏応力と最大応力に対して 1.1 倍に増大するものとする。

(2) 引張側骨格曲線

文献 18) と同様に、亀裂・破断による耐力劣化挙動を考慮するために、軸ばねの引張側骨格曲線を図 15 のように与える。本節(1)の検討に従って、降伏耐力 f_y と最大耐力 f_u は、1 軸応力状態における降伏応力と最大応力を 1.1 倍し、さらに軸ばねの断面積 A を乗じた値とする。また、第 2 分枝剛性は弾性剛性 k_0 の 0.01 倍とする。

亀裂発生に伴う引張側劣化開始点は、軸ばねの引張側の累積塑性変形が d_c に達した点とする。したがって、劣化開始点は引張側骨格曲線または履歴曲線上に現れる。劣化域では、軸方向変形 d の増大に伴って一定の剛性 k_f で軸力 f が低下し、 $f=0$ になると軸ばねが破断したとみなす。破断後に引張側の変形が進行すると破面が開いて $f=0$ のまま軸方向変形 d が増大し、その後、軸方向変形 d が圧縮側に転じると破断面が閉じていき、 d が破断発生時の値に戻ると破面が再接触して圧縮力を負担する。

4.3 圧縮側骨格曲線および圧縮側最大耐力到達後の履歴曲線

(1) 曲げモーメント勾配による影響

圧縮側骨格曲線と圧縮側最大耐力到達後の履歴曲線を構築するため、3 章で定式化した最大耐力規定点における局部座屈発生後の応力-歪関係を、曲げモーメント勾配の影響を考慮して材端の応力に変換

Fig. 13 Weld at end of column

Fig. 14 Longitudinal stress at end of column

Fig. 15 Tensile skeleton curve of uniaxial spring

する。文献 12) と同様に、文献 9) の知見に基づいて、局部座屈領域長さは角形鋼管の外径 D の 0.8 倍とし、最大耐力規定点は局部座屈領域長さの中央断面と考え、次式によって材端の応力 σ^* を求める。

$$\sigma^* = \frac{\sigma}{1 - 0.4D/L} \quad (16)$$

圧縮側骨格曲線と圧縮側最大耐力到達後の履歴曲線におけるすべての耐力に対して (16) 式による換算を適用する。ただし、圧縮側骨格曲線における降伏耐力については、1 軸応力状態での降伏応力の 1.1 倍した値と (16) 式による値の小さい方に基づいて定める。

(2) 最大耐力到達時の軸ばねの軸方向変形

4.1 節の 3 点目に従って圧縮側骨格曲線における最大耐力到達時の軸ばねの軸方向変形 d_0 を求める。図 16(a) に、最大曲げモーメント $M_{\max}$ に達したときの圧縮縁における軸方向の塑性歪分布を点線で示す。本論では、このときの塑性化領域内の応力が (16) 式で与えられ、塑性歪の平均値が最大耐力規定点における塑性歪 $(\mu_0 - S)\epsilon_y$ と一致するものと仮定し、さらに塑性化領域の長さ L_{yp} が柱端から曲げモーメントが $(M_{yn} + M_{pn})/2$ になる位置までの範囲とみなすことで、簡略的に最大耐力到達時の軸ばねの塑性変形 d_{0p} を次式で求める。

$$d_{0p} = (\mu_0 - S)\epsilon_y \cdot L_{yp} \quad (17)$$

一方で、圧縮側骨格曲線において最大耐力到達時の軸ばねの弾性変形 $S \cdot d_y$ は次式で表される。

$$S \cdot d_y = \frac{S \cdot A \cdot \sigma_y}{\frac{1 - 0.4D/L}{k_0}} = \frac{S \cdot \epsilon_y \cdot L_{MS}}{1 - 0.4D/L} \quad (18)$$

(17) 式の d_{0p} に (18) 式の $S \cdot d_y$ を加えることで、最大耐力到達時の変形 d_0 が次式で求められる。

$$d_0 = \left\{ (\mu_0 - S) \left(1 - 0.4 \frac{D}{L} \right) \frac{L_{yp}}{L_{MS}} + S \right\} d_y \quad (19)$$

塑性化領域の長さ L_{yp} に関しては、5.1 節で後述する有限要素法解析モデルに軸力と片曲げモーメントを与えた結果に基づいて、曲げモーメントが $(M_{ym} + M_{pn})/2$ になる位置までの距離を求めると図 17 の灰色プロットが得られる。図の横軸は基準化等価幅厚比 α_e で、(20) 式により定義される¹²⁾。

$$\alpha_e = \frac{1+k^2}{2} \left(\frac{D}{t} \right)^2 \frac{\bar{\sigma}_y}{E} \quad (20)$$

ここで、 k は軸力を考慮した全塑性状態においてウェブの中で圧縮力を受ける面積の割合である。図 17 のプロットを (21) 式で近似することで、塑性化領域の長さ L_{yp} を求めることができる。

$$\frac{L_{yp}}{L} = \left(\frac{0.45}{\alpha_{e0} + 0.1} - 0.2 \right) (\alpha_e - \alpha_{e0}) + (0.45 - 0.16\alpha_{e0}) \quad (21)$$

ただし、 α_{e0} は軸力比が 0 ($k=0.5$) のときの基準化等価幅厚比である。(21) 式による塑性化領域の長さ L_{yp} は軸力の影響を受けるため、変動軸力下では逐一 L_{yp} を算定する必要がある。

(3) 最大耐力到達以降の軸ばねの軸方向変形

上記(2)と同様に、4.1 節の 3 点目に従って最大耐力到達以降の圧縮側骨格曲線と履歴曲線における軸ばねの軸方向変形の増分を求める。3 章で定式化した応力-歪関係では局部座屈領域の平均歪を採用していることを考慮すると、最大耐力到達以降の塑性歪増分 $\Delta \epsilon_p$ は図 16(b) のように局部座屈領域 ($0.8D$ の範囲) に一様分布するものとみなせる。局部座屈領域内の応力が (16) 式で与えられると考えると、塑性変形の増分 Δd_p は $\Delta \epsilon_p \cdot 0.8D$ となり、圧縮側骨格曲線の耐力劣化域では応力増分 $\Delta \sigma$ と (8) ~ (10) 式の E_{di} ($i=1\sim 3$) を用いて Δd_p は次式で求められる。

$$\Delta d_p = \Delta \epsilon_p \cdot 0.8D = \frac{\Delta \sigma}{E} \left(\frac{E}{E_{di}} - 1 \right) 0.8D \quad (22)$$

上式に、応力増分 $\Delta \sigma$ に対する軸ばねの弾性変形増分を加えることで、軸ばねの変形増分が (23) 式で求められる。

$$\Delta d = \frac{\Delta \sigma}{E} \left\{ \left(\frac{E}{E_{di}} - 1 \right) 0.8D + \frac{L_{MS}}{1 - 0.4D/L} \right\} \quad (23)$$

(23) 式の応力増分 $\Delta \sigma$ に (16) 式の変換を適用することで、圧縮側骨格曲線の劣化域における接線剛性 k_{di} ($i=1\sim 3$) が次式で求められる。

$$k_{di} = k_0 \left\{ \left(1 - 0.4 \frac{D}{L} \right) \frac{0.8D}{L_{MS}} \left(\frac{E}{E_{di}} - 1 \right) + 1 \right\}^{-1} \quad (24)$$

最大耐力到達以降の履歴曲線において、第一、第二履歴曲線の接線剛性を定める変数 E_{un} 、 E_{h2} に対しても上記と同様の変換を行うことで、図 3(a) の点線で表す軸ばねの軸力-軸方向変形関係の履歴曲線を構築することができる。

4.4 圧縮側最大耐力到達までの履歴曲線

2.2 節の②で述べたように、圧縮側骨格曲線の最大耐力到達までの履歴曲線では、バウシinger効果を考慮するために大井らの履歴則を適用する。大井らの履歴則²¹⁾では図 18 左側に示すように、降伏後の骨格曲線上において除荷が発生すると、塑性変形量 d_p の ψ 倍だけ反対側の骨格曲線を横軸と平行に移動させ、その骨格曲線上の目標点までの履歴曲線を、接線剛性を弾性剛性 k_0 とする RO 曲線によって表す。また RO 曲線上で除荷と再荷荷が交互に発生した場合は図 18 右側に示す小ループを描く履歴則²⁶⁾を適用する。RO 曲線上の点

(f, d) は除荷開始点を (f_1, d_1)、目標点を (f_2, d_2) とすれば (25) 式の関係で表される²⁶⁾。

$$(f - f_1)(1 + \beta |f - f_1|^{\gamma-1}) = k_0(d - d_1) \quad (25)$$

(25) 式中の γ は RO 曲線の丸み(曲率)を定める係数で、 γ に大きな値を与えると RO 曲線の曲率が大きくなる。また (25) 式中の係数 β は (26) 式で表される²⁶⁾。

$$\beta = \frac{1}{|f_2 - f_1|} \left\{ \frac{k_0(d_2 - d_1)}{f_2 - f_1} - 1 \right\} \quad (26)$$

5. MS モデルの妥当性検証

本章では、4 章までに構築した MS モデルの妥当性を検証するために、MS モデルによる解析結果を、有限要素法解析結果や既往の実験結果²²⁾と比較する。

5.1 有限要素法解析結果との比較

(1) 解析の概要

局部座屈発生後の耐力劣化挙動の追跡精度を確認するため、MS モデルによる解析を有限要素法解析と比較する。解析パラメータは、幅厚比 D/t (16.7, 22.2, 26.7, 33.3, 40.0)、せん断スパン比 L/D (2, 4, 6)、軸力比 n (0, 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5) とする。角形鋼管の外径 D は 200mm とし、載荷方向は 0° 方向(図 19 の y 軸まわり)に限定する。

有限要素法解析では、図 19 左側に示すように幅方向に 1/2 に切断したモデルを用いる。角形鋼管の母材の他に、図 19 右側に示す溶接詳細に従って溶接金属や裏当て金を考慮する。角形鋼管母材と溶接金属には付録 1 で示した応力-歪関係を与え、裏当て金には母材(平板部)と同じ応力-歪関係を与える。降伏条件には Mises の降伏条件を、硬化則には混合硬化則を適用する。3.1 節で述べたように、硬化特性は有限要素法解析結果が文献 22) の実験結果と概ね対応するように定めている(付録 2 参照)。

一方で、MS モデルでは表 A1 の降伏応力 σ_y と引張強さ σ_u を平板部と角部にそれぞれ与える。軸ばねの長さ L_{MS} は、局部座屈領域長さと等しい $0.8D$ ($=160\text{mm}$) とする。

両解析とも、両端を単純支持した柱の一端に軸力 N を、他端に曲げモーメント M を作用させて変形角 θ を生じさせる。載荷は無軸力下の全塑性モーメント M_p に対応する弾性限変形角 θ_p で制御し、図

Fig. 19 Finite element model under bending moment and axial force

Fig. 20 Loading protocol for rotation at the end of column

20に示すように θ_p の整数倍の変形角を2サイクルずつ漸増させながら正負交番に与える。

(2) 比較・考察

図21に、柱端曲げモーメント M -変形角 θ 関係ならびに各振幅のピーク時における曲げモーメント M_{peak} -軸方向変形 δ_N 関係を、有限要素法解析とMSモデルによる解析で比較して示す。各図の縦軸の値は、無軸力下の全塑性モーメント M_p で無次元化したものである。また M - θ 関係の横軸の値は、変形角 θ を M_p 到達時の弾性変形角 θ_p で無次元化したものである。図中には、MSモデルの解析で圧縮側最大耐力到達までの履歴曲線に適用した骨格曲線のシフト量を定める係数 ψ とRO曲線の曲率を定める係数 γ の値を示している。 ψ と γ の値については、MSモデルの解析と有限要素法解析の対応が良くなるように試行錯誤的に与えている。ただし、本論の有限要素法解析では図A1の応力-歪関係1種類だけを用いているため、すべてのケースで $\gamma=10$ を採用している。

まず、幅厚比 D/t を変化させた場合について図21(a)～(c)を比較すると、幅厚比が小さい場合にMSモデルの方が耐力が低くなっている。特に図21(a)の $D/t=16.7$ の場合は、ここで示していない解析ケースを含む全ケースの中で最も耐力の差が大きく、この一因としては伸張モードが生じたことが考えられる。

一方、せん断スパン比 L/D を変化させた場合について図21の(b)と(d)を比較すると、図21(d)の $L/D=2$ でMSモデルの最大耐力が若干大きくなっていること、ならびに終盤の耐力劣化に若干の差異が見られることが確認できる。最大耐力の差異は、せん断スパン

比 L/D が小さい場合にせん断力の影響で有限要素法解析結果の耐力が抑制されたこと、ならびにMSモデルでせん断スパン比に関わらず最大耐力規定点を材端から $0.4D$ の位置と定めたことなどに起因するものと考えられる。ただし、図21(d)から、MSモデルの解析と有限要素法解析との差異はそれほど大きくなく、 $L/D=2$ の場合でも本論で提案したMSモデルを適用することができるものと考えられる。なお、 $L/D=6$ の場合については、 $L/D=4$ の場合と同様の傾向が確認されたため、ここでは結果を割愛する。

また、軸力比 n を変化させた場合について図21の(b)、(e)、(f)を比較すると、 $D/t=22.2$ で軸力比 n が大きい場合には、伸張モードが生じたことに起因してMSモデルの耐力が若干低めになっている。ここでは、軸力比 n が0から0.5までの範囲でMSモデルの妥当性を確認したが、これをこえる範囲の妥当性については別途検討が必要である。

5.2 実験結果との比較

(1) 実験・解析の概要

5.1節では 0° 方向の载荷に限定して、局部座屈のみが生じる場合のMSモデルの解析精度を確認した。本節では、 45° 方向の载荷や局部座屈だけではなく溶接止端部の延性亀裂や破断が生じる場合について、MSモデルの解析精度を確認する。

実験は、片持ち形式の冷間プレス成形角形鋼管柱に軸力と曲げを与えたもので、文献22)に詳述している。MSモデルでは、文献22)に示す平板部と角部の引張試験結果に基づく降伏応力 σ_y と引張強さ σ_u を与える。また、図15に示す引張側骨格曲線における劣化開始

Fig. 21 Comparison between analysis results by MS model and analysis results by FEM

Fig. 22 Comparison between analysis results by MS model and experiment results

点を定める d_c と耐力劣化域の接線剛性 k_f ，ならびに骨格曲線のシフト量を定める係数 ψ と RO 曲線の曲率を定める係数 γ については，解析と実験の対応をみながら試行錯誤的に与えている．载荷履歴は図 20 と同じである．

(2) 比較・考察

図 22 に， M/M_p -変形角 θ/θ_p 関係ならびに M_{peak}/M_p - δ_N 関係を，実験と MS モデルによる解析で比較して示す．図中には，MS モデルの解析で用いた ψ と γ のほかに d_c と k_f を示している．

図 22 の (a) と (b) は，最終サイクルを除いて局部座屈が顕著に生じて耐力劣化した試験体である．これらの比較より， 45° 方向载荷で MS モデルによる耐力が実験による耐力を下まわる傾向が見られるが，耐力劣化域の挙動は解析と実験で良く対応している．

また，図 22 の (b) と (c) は，いずれも 45° 方向载荷の試験体であるが，(c) では変形角 θ が $10\theta_p$ 以降で，延性亀裂の進展や破断によって耐力が急激に低下している．延性亀裂の進展や破断による耐力劣化挙動の追跡精度は d_c と k_f の設定値に依存し，本論ではこれらの値を文献 18) と同様，試行錯誤的に与えているものの，4.2 節で説明した引張側骨格曲線のモデル化によって亀裂発生後の耐力劣化を概ね精度良く再現できている．なお， d_c と k_f の設定方法については今後の課題と考えている．

6. 結論

本論では，冷間プレス成形角形鋼管柱を対象とし，局部座屈による耐力劣化挙動を精度よく追跡できる解析モデルとして，マルチスプリングモデル(MS モデル)の構築方法を提案した．MS モデルにおける軸ばねの軸力-軸方向変形関係の構築に際して，本論で新たに考慮した点は以下のとおりである．

- ・角形鋼管の平板部と角部における材料特性の差異 (3 章)．
- ・局部座屈発生後の軸ばねの履歴特性 (4.3 節 (3))．
- ・軸ばねの長さによらない軸力-軸方向変形関係の定式化 (4.3 節 (2)・(3))．

軸力と曲げモーメントを受ける角形鋼管柱の耐力劣化挙動の追跡精度を確認するために，提案した MS モデルを有限要素法解析または既往の载荷実験²²⁾と比較した．その結果，伸張モードが生じる場合に MS モデルの耐力と軸方向変形が小さく評価されることを除いて，検討したパラメータの範囲内で概ね良好な解析精度が得られることを確認した．

Table A1 Material properties

Part	σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	ϵ_u (%)	a	b
Flat area	357.5	550	20	1.0	11
Corner area	480	600	8	0.3	22
Weld area	500	650	15	0.3	21

Fig. A1 Material properties for FEM

ただし，本論では図 A1 に示す 1 種類の応力-歪関係を有するプレス成形角形鋼管に限定して検討しているため，同じ材料強度でも応力-歪関係の概形や硬化特性が異なる場合，材料強度が異なる場合，さらにはロール成形角形鋼管など角部の曲率半径が異なる場合への適用性についても，今後検討が必要と考えられる．

付録 1 有限要素法解析に適用した鋼材の応力-歪関係

文献 22) では，490N/mm² 級の冷間プレス成形角形鋼管の平板部・角部ならびに鋼管端の完全溶込み溶接部から採取した丸鋼試験片の引張試験を行っている．本論では文献 22) の結果を参考にして，平板部・角部・溶接部の降伏応力 σ_y ・引張強さ σ_u ・一様伸び ϵ_u を表 A1 のように定め，これを概ね再現できるように次式の Ramberg-Osgood 曲線で σ - ϵ 関係を近似している．

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_y} = \frac{\sigma}{\sigma_y} + a \left(\frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^b \quad (A1)$$

ここで， ϵ_y は降伏歪 ($=\sigma_y/E$, ($E=205000\text{N/mm}^2$)) で， a , b は表 A1 に示す値を個別に与えている．

3 章，5 章の有限要素法解析では，(A1) 式の σ - ϵ 関係を図 A1 に示す真応力-真塑性歪関係に変換して用いる．なお，実際の冷間プレス成形角形鋼管の角部では，角部頂点から平板部にわたって，ならびに板厚の外側から内側にわたって，機械的性質が連続的に変化するものと考えられるが，本論では角部頂点の板厚中心で採取した σ - ϵ 関係を角部の全要素に一律に与えている．

付録 2 有限要素法解析モデルの妥当性検証

5.1 節で説明した有限要素法解析モデルの妥当性を確認するため，片持ち形式の冷間プレス成形角形鋼管柱に軸力と曲げを与えた既往の繰返し载荷実験²²⁾と有限要素法解析を比較する．図 A2 に幅厚比 D/t と軸力比 n が異なる 2 種類の試験体について， M/M_p - θ/θ_p 関係ならびに M_{peak}/M_p - δ_N 関係を示す．

図 A2 より，いずれの場合も実験と解析との差異は極めて小さく，5.1 節の有限要素法解析モデルは妥当であることがわかる．なお，ここで示した 2 種類の試験体以外についても，延性亀裂・破断が支配的でない場合は，実験と解析が良好な対応を示していることを確認している．

参考文献

- 1) Architectural Institute of Japan: Report on the Hanshin-Awaji earthquake disaster, Building series volume 3, 1997.10
日本建築学会：阪神・淡路大震災調査報告，建築編 -3，1997.10
- 2) Architectural Institute of Japan: Report on damage investigation of the 2016 Kumamoto earthquake, 2018.6
日本建築学会：2016 年熊本地震災害調査報告，2018.6
- 3) Y. Shimada, et al.: 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
島田侑子，吹田啓一郎，山田哲，松岡祐一，多田元英，大崎純，笠井和彦：震動台実験における倒壊挙動，実大 4 層鉄骨造建物の完全崩壊実験その 3，日本建築学会構造系論文集，第 75 巻，第 653 号，pp.1351-1360，2010.7
- 4) J. Kubota, et al.: Collapse behavior of 18-story steel moment frame on shaking table test under long period ground motion, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.83, No.746, pp.625-635, 2018.4
久保田淳，高橋元美，澤本佳和，鈴木芳隆，髙高裕治，伊山潤，長江拓也：

Fig. A2 Comparison between FEA result and experimental result

- 鉄骨造 18 層骨組を対象とした振動台実験における長周期地震動による骨組崩壊挙動, 日本建築学会構造系論文集, 第 83 巻, 第 746 号, pp.625–635, 2018.4
- 5) M. Kurara, et al.: Effects of local buckling on deformation capacity of steel box columns subjected cyclic loading, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.613, pp.155–161, 2007.3
倉田真宏, 金尾伊織, 劉大偉, 中島正愛: 繰返し載荷を受ける角形鋼柱の変形能力に及ぼす局部座屈の影響, 日本建築学会構造系論文集, 第 613 号, pp.155–161, 2007.3
- 6) T. Ine, et al.: Dynamic finite element analysis steel square pipe structure with local buckling under cyclic bending, Kyoshu branch research report of AIJ, Vol.47, pp.517–520, 2008.3
井根達比古, 弓削康平, 高山史, 橋本裕太, 吉田典充, 梶原浩一: 局部座屈を考慮した角形鋼管柱の繰返し曲げ挙動の有限要素解析(その 1)軸力を受ける単一柱材の繰返し曲げ挙動, 日本建築学会九州支部研究報告, 構造系, 第 47 号, pp.517–520, 2008.3
- 7) N. Oku, et al.: Finite element analysis of behavior in the range of large deformation for steel tube columns with different steel grades and manufacturing processes, Kinki branch research report of AIJ, Vol.54, pp.469–472, 2014.6
奥伸之, 向出静司, 松尾克也, 多田元英: 鋼種や製造工程の異なる角形鋼管柱の大変形域挙動に関する有限要素解析, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 第 54 号・構造系, pp.469–472, 2014.6
- 8) T. Saito, et al.: Analytical research on effects of local buckling and ductile fracture on deteriorating seismic responses of RHS columns, Kanto branch research report of AIJ, Vol.84, pp.545–548, 2014.2
齋藤剛寛, 小山毅, 桑村仁: 地震動を受ける角形鋼管の耐力劣化に対する局部座屈と延性破壊の影響に関する解析, 日本建築学会関東支部研究報告集, 第 84 巻, pp.545–548, 2014.2
- 9) S. Yamada, et al.: Post-buckling and deteriorating behavior of box-section steel members, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.444, pp.135–143, 1993.2
山田哲, 秋山宏, 桑村仁: 局部座屈を伴う箱形断面鋼部材の劣化域を含む終局挙動, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 444 号, pp.135–143, 1993.2
- 10) Y. Suzuki, D.G. Lignos: Collapse behavior of steel columns as part of steel frame buildings: experiments and numerical models, 16WCEE, Paper No.1032, 2017.1
- 11) N. Yasui: Elasto-plastic analysis for local buckling behavior of box-section columns, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, C-1, pp.645–646, 2007.7
安井信行: 箱形断面柱の局部座屈挙動解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, pp.645–646, 2007.7
- 12) T. Ishida, et al.: Analytical model of rhs columns under random bi-directional horizontal forces, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.78, No.691, pp.1631–1640, 2013.9
石田孝徳, 山田哲, 島田侑子: 一定軸力下で水平 2 方向外力を受ける角形鋼管柱の解析モデル, 日本建築学会構造系論文集, 第 78 巻, 第 691 号, pp.1631–1640, 2013.9
- 13) T. Ishida, et al.: Simulation of hysteretic 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
石田孝徳, 山田哲, 島田侑子: 変動軸力下で水平 2 方向外力を受ける角形鋼管柱の履歴挙動の追跡, 日本建築学会構造系論文集, 第 79 巻, 第 699 号, pp.641–650, 2014.5
- 14) C. Matsui, et al.: Post local buckling behavior of RHS columns, Kyushu branch research report of AIJ, Vol.25, pp.209–212, 1980.2
松井千秋, 森野捷輔, 津田恵吾, 立川博英: 角形鋼管柱の局部座屈後挙動について, 日本建築学会九州支部研究報告, 第 25 号, pp.209–212, 1980.2
- 15) K. Miyabayashi, et al.: Elasto-plastic analytical program with generalized plastic hinge in consideration of local buckling under biaxial bending moments and axial force for steel square tube, Steel Construction Engineering, JSSC, Vol.24, No.96, pp.31–43, 2017.12
- 宮林航希, 多田元英, 佐熊海, 向出静司: 軸力と 2 軸曲げを受けて局部座屈する角形鋼管柱の一般化塑性ヒンジ法による弾塑性解析プログラム, 日本鋼構造協会鋼構造論文集, 第 24 巻, 第 96 号, pp.31–43, 2017.12
- 16) B. Kato, et al.: Deformation characteristics of box-shaped steel members influenced by local buckling, Transactions of the Architectural Institute of Japan, No.268, pp.71–76, 1978.6
加藤勉, 秋山宏, 北沢進: 局部座屈を伴う箱形断面部材の変形, 日本建築学会論文報告集, 第 268 号, pp.71–76, 1978.6
- 17) I. Chan, et al.: Effects of input direction of ground motion and column overdesign factor on seismic response of 3D steel moment frames with square tube columns, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.80, No.717, pp.1773–1783, 2015.11
陳逸鴻, 聲高裕治, 吹田啓一郎: 角形鋼管柱を有する鋼構造立体骨組の地震応答に及ぼす入力方向と柱梁耐力比の影響, 日本建築学会構造系論文集, 第 80 巻, 第 717 号, pp.1773–1783, 2015.11
- 18) K. Taniguchi, et al.: Elasto-plastic analytical model of square steel tube columns considering local buckling and fracture, Proceedings of Constructional Steel, JSSC, Vol.23, pp.430–437, 2015.11
谷口耕一, 陳逸鴻, 聲高裕治, 吹田啓一郎: 角形鋼管柱の局部座屈および破断を考慮した弾塑性解析モデル, 日本鋼構造協会鋼構造年次論文報告集, 第 23 巻, pp.430–437, 2015.11
- 19) H. Kuwamura: Mechanical properties of cold-formed steel square pipes in building structures, Steel Construction Engineering, JSSC, Vol.1, No.3, pp.171–185, 1994.9
桑村仁: 建築構造性能から見た冷間成形角形鋼管の材料特性, 日本鋼構造協会鋼構造論文集, 第 1 巻, 第 3 号, pp.171–185, 1994.9
- 20) B. Kato, H. Akiyama: The ultimate strength of the steel beam-column (Part 4), Transactions of the Architectural Institute of Japan, No.151, pp.15–20, 1968.9
加藤勉, 秋山宏: 鋼構造部材の耐力(その 4), 日本建築学会論文報告集, 第 151 号, pp.15–20, 1968.9
- 21) L. Meng, et al.: 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, 1992.7
孟令樺, 大井謙一, 高梨晃一: 鉄骨骨組地震応答解析のための耐力劣化を伴う簡易部材モデル, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 437 号, pp.115–124, 1992.7
- 22) R. Kuwada, et al.: Plastic deformation capacity of cold press-formed SHS columns determined local buckling and fracture, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.80, No.718, pp.1961–1970, 2015.12
桑田涼平, 聲高裕治, 吹田啓一郎: 曲部座屈と破断をともなう冷間プレス成形角形鋼管柱の塑性変形能力, 日本建築学会構造系論文集, 第 80 巻, 第 718 号, pp.1961–1970, 2015.12
- 23) K. Sato, K. Ikarashi: Effect of initial imperfection on large deformation behavior of cold-formed square steel tube member, Journal of structural engineering, Vol.60B, pp.327–337, 2014.3
佐藤公亮, 五十嵐規矩夫: 初期不整が冷間成形角形鋼管部材の大変形挙動に与える影響, 構造工学論文集, Vol.60B, pp.327–334, 2014.3
- 24) Y. Ichitsubo, S. Kuwahara: The effect of residual stress of cold-formed rectangular hollow section columns for the local buckling strength-FEM analysis for stub column tests-, Kinki branch research report of AIJ, Vol.54, pp.473–476, 2014.6
市坪佑梨, 桑原進: 冷間成形角形鋼管の残留応力が局部座屈耐力に及ぼす影響～短柱圧縮材の FEM 解析による検討～, 日本建築学会近畿支部研究報告, 第 54 号・構造系, pp.473–476, 2014.6
- 25) S. Mukaide, et al.: Loading test in the range of large deformation for rhs columns with different manufacturing processes, Steel Construction Engineering, JSSC, Vol.23, No.90, pp.51–64, 2016.6
向出静司, 奥伸之, 松尾克也, 多田元英: 製造方法が異なる箱形断面柱の大変形載荷実験, 日本鋼構造協会鋼構造論文集, 第 23 巻, 第 90 号, pp.51–64, 2016.6
- 26) Kozo System: Technical manual for SNAP ver.6, 5.1.12, 2012.2
構造システム: 任意形状立体フレームの弾塑性解析 SNAP ver.6 テクニカルマニュアル, 5.1.12, 2012.2

NUMERICAL MODEL FOR DETERIORATION BEHAVIOR CAUSED BY LOCAL BUCKLING OF COLD PRESS-FORMED SQUARE HOLLOW SECTION COLUMNS

*Koichi TANIGUCHI^{*1}, Yuji KOETAKA^{*2}, Iathong CHAN^{*3}
and Kohei TANAKA^{*4}*

^{*1} Nikken Sekkei LTD., M.Eng. (Former Grad. Student of Kyoto Univ.)

^{*2} Assoc. Prof., Dept. of Architecture and Architectural Engineering, Kyoto Univ., Dr.Eng.

^{*3} Assist. Prof., Dept. of Advanced Engineering, Nagasaki Univ., Dr.Eng.

^{*4} Grad. Student, Dept. of Architecture and Architectural Engineering, Kyoto Univ.

1. Introduction

Under quite strong ground motion, complete collapse of steel moment frames may occur because of strength deterioration by fracture and/or buckling of steel members. To simulate deterioration behavior of square hollow section (SHS) columns, which are most used in Japan, is the most important for revealing complete collapse behavior of steel moment frames. In relevant studies, multi-spring model (MS model) is often adopted for complete collapse analysis because it can achieve high accuracy result at low computational cost. In this paper, procedure to build up MS-model for cold press-formed SHS, which has not been dealt in past researches, is proposed.

2. Outline of multi-spring model

MS model consists of an elastic bar element and multi-spring elements, as shown in Fig. 1. The multi-spring element is a component of some uniaxial springs inserted between two rigid plates. Force-deformation relationship of the uniaxial spring is modeled in consideration of following regulations;

- 1) Some differences of material properties between flat area and corner area of SHS exist.
- 2) On hysteresis curves after local buckling occurring, stiffness during unloading becomes smaller than elastic stiffness and slip behavior occurs.
- 3) Plastic deformation of uniaxial spring is transformed from longitudinal plastic strain in plastic region or local buckling region in consideration of equivalence of plastic dissipation energy.

3. Formularization of stress-strain relationships of stub-columns under axial force

In order to clarify stress-strain relationships after local buckling of stub columns occurring, finite element method (FEM) analysis of stub columns is conducted under only axial force. Analysis parameters are width-to-thickness ratio, length-to-width ratio and cyclic loading protocols. Based on observation regarding stress-strain relationships under monotonic compression axial force and under cyclic axial force, several parameters to define approximated stress-strain relationships, as shown in Fig. 7 and 11, are formulated.

4. Transformation for force-deformation relationships of uniaxial springs of MS model

In order to transform for force-deformation relationships of uniaxial springs from stress-strain relationships as represented in Chapter 3, the following configurations should be considered.

- 1) Longitudinal strength at the end of column is larger than the strength under uniaxial stress because of constraint of circumstance strain of the column due to weld.
- 2) Strength of uniaxial spring of MS model is amplified from the defined stress at local buckling region, based on bending moment distribution.
- 3) Plastic deformation of uniaxial spring of MS model is obtained as to correspond plastic dissipation energy in the entire either plastic region or local buckling region with that of MS model.

5. Verification of validity of proposed MS model

In order to confirm accuracy of the proposed MS model, analysis results by MS model are compared with analysis results by FEM or test results in the past research. Most of results by MS model agree well with FEM results and test results, unless width-to-thickness ratio is small.

6. Conclusions

As a result, it is clarified that the proposed MS-model is valid for simulating deterioration behavior of cold press-formed SHS column due to local buckling. In the further study, MS-model should be modified to adapt for other kind of SHS columns.

(2019年3月8日原稿受理, 2019年9月2日採用決定)