変動軸力と繰り返し曲げを受ける露出柱脚の載荷実験

—変動軸力下の半剛接特性—

LOADING TEST ON EXPOSED-TYPE COLUMN BASE SUBJECTED TO
CYCLIC BENDING MOMENT AND VARIABLE AXIAL FORCE

—Characteristics of semi-rigid connection under variable axial force—

玉井 宏章*

Hiroyuki TAMAI

Author had presented the numerical model for exposed-type column base, which can treat the behavior of semi-rigid connection under variable axial force. In this paper, the applicability and availability of the numerical model is confirmed through the cyclic loading tests on the cantilever with the exposed-type column base. Also, the influence of variable axial force on the rotary stiffness and moment carrying capacity of the column base are investigated. Through these studies, it is clarified that 1) the rotary stiffness and the bending moment carrying capacity of the column base varies in accordance with the variation of axial force, 2) the concentration of plastic deformation in anchor bolts and the deterioration of bending moment carrying capacity in column base are observed when tensile axial force increment acts on the column base, 3) the numerical model could reproduce the deformation mechanism due to rotation of the base plate, the variation of rotary stiffness and the maximum rotary angle response of the column base under variable axial force, satisfactorily.

Keywords : *Exposed-type column base, Semi-rigid connection, Rotary stiffness of column base, Variable axial force, Elasto-Plastic behavior*

露出柱脚、半剛接、柱脚回転剛性、変動軸力、弾塑性挙動

1. はじめに

兵庫県南部地震では、露出柱脚を有する多くの鉄骨造低層建物に、アンカーボルトの破断や大きな伸びに起因する震害が数多く報告されたり。兵庫県南部地震以後、柱脚の取り扱いの重要性が再認識され、柱脚の弾塑性性状に着目した鋼構造骨組の耐震性能に関する研究^{1),2)}によって貴重な知見が得られつつある。

搭状比の比較的高い単スパン架構の柱脚や多層架構の外柱の柱脚では、地震時に大きな軸力変動を生じ、場合によっては引張領域の軸力が作用する。また、露出柱脚は、半剛接接合部であり、軸力の変化によってその固定度及び曲げ耐力が変化することが知られている。従って、露出柱脚を有する鋼構造骨組の耐震性能を把握するためには、引張領域の軸力が作用する場合や、変動軸力下での半剛接特性を含めた柱脚の弾塑性挙動を再現する解析モデルが必要となる。

著者等は、既往の研究では考慮されていない、軸力の変動による柱脚の固定度の変化や引張軸力が作用する場合の柱脚の抵抗性状を評価する1次元有限要素モデルを提案し、既往の実験結果と比較して、引張軸力が作用するピン形式露出柱脚の耐力劣化特性を良好に再現しうることを示している³⁾⁻⁷⁾。

ところで、露出柱脚の弾塑性性状は、主にM-N耐力相関関係及び弾性回転剛性により特徴づけられるため、それらの値を基にモデル

の解析パラメータを決定する。従って、柱脚の弾性回転挙動や地震荷重下の抵抗性状を実験結果と照らし合わせて、これらパラメータの設定方法を検証・確立する必要がある。しかしながら、軸力の変動を取り扱った柱脚の実験的研究は文献8, 9があるものの数少なく、特に、変動軸力と繰り返しの曲げモーメントを受ける露出柱脚に関する実験結果に基づいた解析的研究はほとんどないため、軸力変動による柱脚回転剛性に及ぼす影響は十分に究明されていないのが現状である。

本研究は、こうした背景から、露出柱脚の二軸繰り返し載荷実験を行い、変動軸力と繰り返し曲げモーメントを受ける露出柱脚の基本的弾塑性性状を明らかにする。また、文献6, 7で示した解析手法を用いて本実験を対象とした解析を行い、実験結果と比較して、半剛接特性を考慮した柱脚の解析手法の精度および再現性を検証するとともに、軸力の変動が柱脚回転剛性及び曲げ耐力に及ぼす影響を詳細に検証する。

2. 二軸繰り返し載荷実験の概要

本節では、変動軸力と正負交番繰り返し曲げモーメントを受ける露出柱脚の弾塑性性状を明らかにするため行った二軸繰り返し載荷試験の概要を示す。

本論文の一部は、文献5, 7に既に発表している。

* 広島工業大学工学部建設工学科 助教授・博士(工学)

Assoc. Prof., Dept. of Civil and Architectural Eng., Faculty of Eng., Hiroshima Institute of Technology, Dr. Eng.

Fig. 1 Test specimen

Fig. 2 Test setup

○試験体とその素材特性

試験体形状を Fig.1 に、その断面性能と素材試験結果を Table 1-3 及び Fig.3 に示す。

試験体は、冷間成形型鋼管柱 (□-200x200x12) に上部プレート (板厚 22mm) と四隅にアンカーボルト孔を配したベースプレート (板厚 50mm) を溶接し、上部にピンを、4本のアンカーボルトで鋼製基礎を、それぞれ、ボルト接合したものである。アンカーボルトの形状を Table 3 に示す。アンカーボルトは、直径 32mm の丸鋼棒から両端をネジ加工し、軸部を直径 22mm、軸長 360mm に切削加工した後、軸部の長さを 385mm (残留ひずみで約 7%) まで引張り塑性化させて、降伏棚を除去したものをを用いた。Table 1, 3 から分かるように、アンカーボルトの素材の降伏比は 0.72 であり、ネジ部に対する軸部の断面積の比は、0.56 と設定しているため、この塑性化処理及び本実験でネジ部が塑性化することはない。

この塑性化処理は、アンカーボルトの軸力: T と伸び: δ との関係が単純な Tri-linear 型に近似でき、解析を容易、かつ、柱脚の挙動を観察しやすくすることを目的に施している。

Fig.3 には、この塑性化処理後のアンカーボルト素材の応力: σ とひずみ: ε との関係と、付録に示す方法で算定したアンカーボルトの軸力-伸び関係を、アンカーボルトの弾性軸剛性を等価な一様断面の材で評価しようとした設定した断面積: A_a と軸長: l_a を用いて求めた、アンカーボルトの平均的応力: T/A_a とひずみ: δ/l_a との関係を示す。尚、 A_a と l_a の定義は、付録 (A-5.a,b) 式を参照されたい。

Table 1 Mechanical properties of materials

Portion of material	Material	σ_y (MPa)	σ_u (MPa)	ε_{st} (%)	ε_f (%)
Box column (□-200x200x12)	STKR400	378.5	439.3	-	35.0
Base plate (PL-400x400x50)	SS400	260.9	413.8	1.30	37.0
Anchor bolt (Φ 22)	SS400	312.8	432.5	2.24	35.0

σ_y : Yield stress, σ_u : Tensile strength,

ε_{st} : Strain at hardening observed, ε_f : Elongation

Table 2 Sectional properties of column

Sectional properties of column		
E (GPa)	I (mm ⁴)	A (mm ²)
205.8	4.98×10^7	8653.0
Z_p (mm ³)	L (mm)	σ_y (MPa)
6.01×10^5	910.0	378.5

E : Young's modulus, I : Moment of inertia

A : Sectional area, Z_p : Plastic section modulus

L : Length, σ_y : Yield stress

Table 3 Parameters of analysis model

Dimension of an anchor bolt			
A_s (mm ²)	l_s (mm)	A_b (mm ²)	l_b (mm)
356	385	638	190
Parameters of analysis model			
A_a (mm ²)	l_a (mm)	d_c (mm)	d_t (mm)
834	575	100	150
σ_{y1} (MPa)	σ_{y2} (MPa)	E_{t1} (MPa)	E_{t2} (MPa)
333.2	368.5	519.4	0.0

A_s, A_b : Sectional area of an anchor bolt in small and large section

l_s, l_b : Length of anchor bolt in small and large section

A_a, l_a : Equivalent sectional area and length of anchor bolts (2 bolts)

σ_{y1}, σ_{y2} : Stress at first and second yielding

E_{t1}, E_{t2} : Tangent modulus after first and second yielding

R : Rotary stiffness modification coefficient ($=2.0$)¹¹⁾

$N_y = 555.1$ (kN), $M_y = 69.40$ (kN·m), $Q_y = 76.3$ (kN)

$\delta_{ny} = 5.26$ (mm), $\theta_y = 3.72 \times 10^{-3}$ (rad), $w_{ny} = 0.372$ (mm)

$\delta_{ny} = 1.21$ (mm)

Photo. 1 Test apparatus

○載荷方法

載荷は、Fig.2 及び Photo.1 に示す、二軸載荷装置により行った。鉛直方向荷重は、水平移動用ジャッキを備えた垂直油圧ジャッキにより、一方、水平方向荷重は、L 形反力梁を介して、試験体のピン

Fig. 3 $\sigma - \varepsilon$, $T/A_0 - \delta/l_0$ relations of anchor bolt

Fig. 5 Loading programs

Fig. 6 Prescribed $N/N_y - \delta_h/\delta_{hy}$ relations

Fig. 4 Measuring instruments and nomenclature of measured values

軸の位置に高さを調節した水平油圧ジャッキにより、それぞれ載荷した。加力の制御は、鉛直方向については、鉛直方向荷重: N を、水平方向については、試験体ピン部の加力点水平方向変位: δ_h を、それぞれ制御する荷重・変位同期フィードバック制御とした。

○計測方法

計測治具を Fig. 4(a)-(c) に、計測諸量の模式図を Fig. 4(d) に示す。

変位の計測については、加力点（試験体上部ピン軸）の水平方向変位: δ_h 、鉛直方向変位: δ_v 、ベースプレートの回転角: θ 、ベースプレート図心と基礎との鉛直方向相対変位: w_r について行った。 θ については、ベースプレート左右端の2本の変位計で測定した値の勾配として算定し、 δ_h 、 δ_v 、 w_r については、試験体の表裏2本の変位計で測定した値を平均した。尚、すべての変位計は、試験体下部の鋼製基礎中央部（基準点）に固定した計測治具により支持されている。

荷重の計測については、試験体ベースプレート位置での軸力: N 、曲げモーメント: M とせん断力: Q について行った。これらの値は、載荷装置の油圧ジャッキ先端に取り付けられたロードセルから、計測・算定した。尚、鋼管柱の8ヶ所に貼付したひずみゲージの計測値から N, M, Q を併せて算定したが、両者の値はほぼ一致していた。

○載荷プログラム

載荷プログラムは、Fig. 5 に示す、No. 1 ~ No. 3 載荷の3パターンとした。Fig. 5 には、全アンカーボルトの降伏軸力: N_y で無次元化した軸力: N/N_y 及び無軸力下でアンカーボルトが降伏する時の加力点水平方向変位: δ_{hy} で無次元化した加力点強制水平方向変位: δ_h/δ_{hy} と繰り返し半サイクル数: n との関係を示している。No. 1 載荷は、無軸力下で加力点強制水平方向変位振幅を $0.9\delta_{hy}$ 刻みで 0.0

から $2.7\delta_{hy}$ まで漸増させる正負交番漸増変位振幅繰り返し載荷を、No. 2 載荷及び No. 3 載荷は、初期に圧縮軸力を $-0.39N_y$ まで載荷し、No. 2 載荷については、その後、変位のみを No. 1 載荷と同様の手順で漸増させる載荷を、一方、No. 3 載荷については、水平方向変位の増加、減少に比例して、軸力を $0.13N_y$ 刻みで減少、増加させる載荷を行った。

加力制御の状況を確認するため、No. 1 ~ No. 3 載荷の各実験における、 N/N_y と δ_h/δ_{hy} との関係を示す。この図から、すべての載荷プログラムについて、強制水平方向変位と鉛直方向荷重との関係が設定通り行われていることが分かる。

3. 解析方法

変動軸力と正負交番繰り返し曲げモーメントを受けた露出柱脚の基本的弾塑性性状を詳細に検討するため、柱脚の半剛接特性を考慮したハイブリッド型応力法に基礎をおく1次元要素法^{6), 7)}を用いて解析を行う。本節ではその解析方法の概要を述べる。特に、本実験結果の考察に関連する、半剛接状態における降伏・離間条件、接触条件を示す。

3.1 基本仮定と露出柱脚のモデル化

本解析法は、1本あるいは多数本のアンカーボルトを有する一般的な露出柱脚を、Fig. 7(a) に示す引張側で曲げ変形しないベースプレートと左右対称に配置されたアンカーボルトにモデル化して、その抵抗性状を表す方法を採用する。この露出柱脚にある値以上の軸力と曲げモーメントが作用すると、ベースプレートと基礎とが離間する。このとき、ベースプレートと基礎とが部分的に離間した状態 Fig. 7(b) と、完全に離間した状態 Fig. 7(c) との2種類の半剛接状態が生じる。さらに、軸力と曲げモーメントが大きくなると、アンカーボルト、ベースプレートが降伏するか、基礎部コンクリートが破壊して終局状態に至る。本解析では、このうちアンカーボルトが降伏して終局状態に至る柱脚を対象とし、こうした柱脚の半剛接抵抗性状を大略近似し、かつ、その取扱いを容易にするため、以下の仮定を設ける。

1. ベースプレートの塑性変形及び基礎部の破壊は生じない。
2. アンカーボルトはせん断降伏せずかつ柱脚部のせん断方向の相対変形は無視する^{注1)}。
3. 基礎からの圧縮反力は、ある回転中心点（例えば、柱フランジ端^{注2)}）に集中して生じ、その位置は変動しない。
4. ベースプレートと基礎との間の離間変位は回転中心点（例えば、柱フランジ端）を起点に直線的に変化する。

ベースプレートと基礎との接触・離間状態が3種類、ベースプレートとアンカーボルトとの接触・離間状態が3種類、アンカーボ

Fig. 7 Three types of resistance mechanism of exposed-type column base to seismic loading

ルトの降伏状態で3種類の変化があり、これらを組み合わせた計10種類の状態がある。これらの状態を、以下に示す降伏・離間条件、接触条件を用いて判定する。

○降伏・離間条件

Fig.7(b)に示す、ベースプレートと基礎とが部分離間した場合を考える。柱から、軸力： N 、曲げモーメント： M ($M > 0$) が作用し、引張側アンカーボルトの軸力： T 、基礎からの反力： C が、それぞれ、ベースプレートに作用している。曲げモーメントの釣り合いから次式が成立する。

$$d_c \cdot N + M = (d_c + d_i) \cdot T \quad (1)$$

ここに、 d_c ：柱図心から回転中心点（フランジ端）までの距離、 d_i ：柱図心から解析モデルの引張側アンカーボルト軸心までの距離である。

引張側アンカーボルト（Fig.7(b)では、左側アンカーボルト）が降伏及びベースプレートと離間するときには、次式が成立する（それぞれ、以降では、降伏状態Ⅰ、回転すべり状態Ⅰと呼ぶ）。

$$T = T_L^{(p)}, \quad T = 0 \quad (2.a, b)$$

ここに、 $T_L^{(p)} = A_L \cdot \sigma_{yL}$ であり、 A_L 、 σ_{yL} は、左側アンカーボルトの断面積及び初期ないしは後続降伏応力である。(1)式に(2.a,b)式を代入し整理すると、降伏状態Ⅰ及び回転すべり状態Ⅰの条件式が求まる。合応力空間上でのこれらの判定条件式と各状態の関係をFig.8に示す。

○接触条件

ベースプレートの接触は、仮定した各状態の幾何学的関係（機構条件）から、ベースプレート図心と基礎との鉛直方向相対変位： w_r 、基礎とベースプレートとの時計回りを正とする相対回転角： θ_r 、基礎と左側及び右側アンカーボルトヘッドとの残留相対伸び量： $\delta_L^{(r)}$ 、 $\delta_R^{(r)}$ を用いて判定する。ここでは、Fig.7(b)に示す半剛接状態となるための接触条件を示す。ベースプレートが左側アンカーボルトヘッドに接触する場合及びベースプレートの右側フランジ端部位置が基礎に接触する場合の条件は、それぞれ、次式で与えられる。

$$w_r + d_i \cdot \theta_r = \delta_L^{(r)}, \quad w_r - d_c \cdot \theta_r = 0 \quad (3.a, b)$$

3.2 基礎とベースプレートの弾性変形の考慮

3.1節の仮定では、基礎は弾性変形せず、引張側のベースプレートは曲げ変形しないと仮定しているが、ベースプレートは弾性曲げ

Fig. 8 Regions of connected types in M-N stress resultant space and separation and yield conditions

Fig. 9 Analysis model and boundary condition

変形し、基礎は弾性変形して、柱脚の弾性回転剛性は低下する。文献10,11では、この弾性変形が柱脚の弾性回転剛性に大きな影響を与えることが指摘されている。そこで、本解析では、このベースプレート及び基礎の弾性変形の影響を以下の方法で考慮する。

弾性変形の影響も含めた、ベースプレートの回転角： θ は、アンカーボルトの変形に基因する、基礎とベースプレートとの間の相対回転角： θ_r と基礎及びベースプレートの弾性変形に基因する回転角： θ_b との和として、次式で表せると仮定する^{注3)}。

$$\theta = \theta_r + \theta_b \quad (4)$$

柱脚下端部の曲げモーメント増分： ΔM と基礎及びベースプレートの弾性変形に基因する回転角増分： $\Delta \theta_b$ の間には、次式の関係があると仮定する。

$$\Delta M = K_b \cdot \Delta \theta_b \quad (5.a)$$

ここに、

$$K_b = \frac{E_L \cdot A_L}{(R-1) \cdot \ell_L} \cdot (d_c + d_i)^2 \quad (5.b)$$

であり、 E_L 、 ℓ_L は、引張側アンカーボルト（左側アンカーボルト）のヤング率及び軸長であり、 R は、基礎とベースプレートの弾性変形の影響を表す、柱脚の回転剛性補正係数である。

いま、無軸力下で、かつ、アンカーボルトは弾性であり、Fig.7(b)に示す半剛接状態を考える。柱脚下端部の曲げモーメント増分： ΔM とアンカーボルトの変形に基因する、基礎とベースプレートとの間の相対回転角増分： $\Delta \theta_r$ の間には、次式が成立する。

$$\Delta M = \frac{E_L \cdot A_L}{\ell_L} \cdot (d_c + d_i)^2 \cdot \Delta \theta_r \quad (6)$$

Fig. 10 Influence of variable axial force on $Q/Q_y - \delta_h/\delta_{hy}$ relations Fig. 11 Influence of variable axial force on $M/M_y - \theta/\theta_y$ relations Fig. 12 $N/N_y - M/M_y$ relations

(4)式～(6)式から、解析モデルの弾性回転剛性： K_θ は、次式となる。

$$K_\theta = \frac{\Delta M}{\Delta \theta} = \frac{E_L \cdot A_L}{R \cdot \ell_L} \cdot (d_c + d_t)^2 \quad (7)$$

文献10では、ねじ部の影響によるヤング率の低下、引張側のベースプレートの曲げ変形及び圧縮側基礎の弾性変形の影響を考慮した柱脚の回転剛性は、 R をおおむね2.0とした(7)式で与えられることが示されている。

さて、本解析では、柱はり要素モデルとして、ハイブリッド型応力法に基づく1次元有限要素¹²⁾を採用している。(5.a)式は、合応力増分の付帯条件として、塑性ヒンジ法と同様の手順で、Lagrangeの未定乗数法を用いて導入する。追加した未知パラメータの未定乗数は、増分形式のハイブリッド型停留コンプリメンタリエネルギーの汎関数の第1変分から求まる停留条件から $\Delta \theta_y$ となり、また、 $\Delta \theta_y$ は、各要素で独立なパラメータであることから、要素剛性作成時に消去することができる。従って、1要素当たりの自由度は、Fig.9(a)に示す要素両端の材軸方向変位、材軸直交方向変位、回転角の6自由度となり、柱脚下端は拘束するので、柱脚を有する部材あたりの自由度は3自由度のみとなる。

本解析法は、時々刻々変化する柱脚の半剛接特性を考慮でき、多数の柱脚を有する多スパン骨組についても従来の柱脚固定の場合と同じ全自由度で解析できるという特長を有している。

本解析手法の詳細については、文献6,7を参照されたい。

3.3 解析対象

解析対象は、加力点位置から、ベースプレート下端までである。載荷方法は、Fig.9(b)に示す、部材頂部に鉛直方向荷重： N と強制水平方向変位： δ_h を与え、No.1～No.3の各載荷プログラムについて解析を行った。また、実験で使用したアンカーボルトは、変断面形状をしているため、本解析では、アンカーボルトの軸力-伸び関係に、素材試験結果を基に求めた平均的応力-ひずみ関係をTri-Linear型に近似したものを用いた。このTri-linear型の応力-ひずみ関係と柱脚モデルの解析パラメータを、Fig.3、Table 3に、それぞれ、示す。

また、鋼製基礎は鉄筋コンクリート基礎と同程度か若干柔らかい剛性を有すること^{注4)}と文献10,11とを参考に、基礎及びベースプレートの弾性変形の影響を表す柱脚の回転剛性補正係数： R は2.0を採用した。尚、変断面形状を有するアンカーボルトの平均的応力-ひずみ関係の算定方法については、付録を参照されたい。

(a) No.1 Loading

(b) No.2 Loading

(c) No.3 Loading

Fig. 13 $w_r/w_{ry} - \theta/\theta_y$ relations

(a) No.1 Loading

(b) No.2 Loading

(c) No.3 Loading

Fig. 14 $\delta_v/\delta_{vy} - \theta/\theta_y$ relations

4. 解析方法の精度の検証と変動軸力下の柱脚の挙動

本節では、露出柱脚の地震時における基本的な弾塑性性状を検討するために行った、軸力と水平方向変位を制御した正負交番繰り返し載荷実験の結果を示すと共に、その解析を行い、実験結果と比較して、提案する解析手法の精度と有効性・有用性を検証するとともに、アンカーボルト先行降伏型露出柱脚について、軸力が変動する場合における曲げ耐力の変動特性を明らかにする。その際、特に、柱脚回転剛性に及ぼす軸力変動の影響について詳細に検討する。

○ 実験・解析結果

実験と解析の結果を、Fig.10-Fig.14に示す。

Fig.10には、無軸力下のアンカーボルト降伏時のせん断力で無次元化したせん断力： Q/Q_y と無軸力下のアンカーボルト降伏時の加力点水平方向変位で無次元化した：加力点水平変位： δ_h/δ_{hy} の関係を、Fig.11には、無軸力下のアンカーボルト降伏時の曲げモーメントで無次元化した曲げモーメント： M/M_y と無軸力下のアンカーボルト降伏時の相対回転角で無次元化したベースプレートの回転角： θ/θ_y との間の関係を、Fig.12には、 M/M_y と全アンカーボルト引張降伏時の軸力で無次元化した軸力： N/N_y との間の関係を、M-N耐力相関関係式（アンカーボルト降伏条件(1),(2.a)式、Yield I, 回転スリップ条件(1),(2.b)式、R-Slip I）と共に示す。

Fig.13には、引張軸力のみ作用させた場合のアンカーボルト降伏時のベースプレート図心と基礎との鉛直方向相対変位で無次元化したベースプレート図心と基礎との鉛直方向相対変位： w_r/w_{ry} と θ/θ_y との間の関係を、Fig.14には、引張軸力のみ作用させた場合のアンカーボルト降伏時の加力点鉛直方向変位で無次元化した加力点鉛直方向変位： δ_v/δ_{vy} と θ/θ_y との間の関係を、各載荷プログラムNo.1～No.3に分けて示す。また、Fig.10～Fig.14には、○中の数字で、各半サイクルの時点点を併せて記している。尚、 w_{ry} 、 θ_y 、 δ_{hy} 、 δ_{vy} は、基礎の弾性変形と引張側のベースプレートの曲げ変形は生じないもの

と仮定して算定しており、それらの値をTable 3に示している。

これらの結果から、以下に各項目に分けて考察を行う。

○ 弾性回転剛性と曲げ耐力の変化特性

Fig.10、Fig.11から、i) 弾性範囲内で $Q/Q_y - \delta_h/\delta_{hy}$ 関係に平行四辺形の履歴が見られることから、試験体ピン部等に若干の摩擦力が生じていること、ii) アンカーボルトの降伏が観察される θ/θ_y の値がほぼ2.0であることから、基礎及びベースプレートの弾性変形の影響のため、それらが弾性変形しないと仮定した場合と比べ、柱脚の弾性回転剛性は約1/2に低下していること、iii) 軸力の変動に伴い、半剛接時の回転剛性とアンカーボルト降伏時の曲げ耐力が変化すること、iv) 同様に、圧縮方向及び引張方向に軸力が変動すると、アンカーボルト降伏後は、同一の加力点水平方向変位に対するベースプレートの回転角は、それぞれ、減少、増加すること、Fig.12より、v) 変動軸力載荷時（No.3載荷時）の合応力空間上での合応力の軌跡は、M-N耐力相関関係式と大略良い対応を示すこと、等のことが分かる。

○ 柱脚の変形機構

Fig.13、Fig.14から、vi) 加力点の鉛直方向変位は、プレートの回転角の絶対値にほぼ比例して大きくなり傾向にあり、この傾向は、半剛接状態におけるベースプレートと基礎との変形機構（(3.b)式）で説明できること、vii) ベースプレートの回転角に対する、ベースプレート図心と基礎との間の鉛直方向相対変位の勾配は、軸力の有無に係わらず、ほぼ一定であること等のことが分かる。

○ 解析モデルの精度と再現性

Fig.11(b),(c)及びFig.12(b),(c)から、viii) 圧縮軸力が作用している場合（No.2、No.3載荷の場合）において、変形初期の基礎とベースプレートとの間に離間が生じない区間（剛接状態内）でベースプレートに回転角を生じる現象を良好に再現していること、また、アンカーボルトが塑性化した後の除荷時における履歴性状、特に、軸

力による曲げ耐力を保持したままスリップする現象を定性的に表していること、ix) 変動軸力載荷時 (No.3 載荷) における解析値の合応力空間上の応力点の軌跡は、実験値と大略良い対応を示すこと、Fig.14 から、x) 解析値の加力点鉛直方向変位は、無軸力下では実験値と比べ高めとなるものの、ベースプレートの回転に伴う柱脚の変形機構を大略表現しうること、Fig.11 から、xi) 解析値は、実験値と比べ、無軸力下では、曲げ耐力値を若干低く評価するものの、軸力変動に伴う回転剛性及び最大回転角の変化を大略再現しうること等のことが分かる。尚、無軸力下において曲げ耐力を低めに評価する傾向は、柱フランジ端部でベースプレートが回転するという仮定に基因していると考えられる。

5. まとめ

本研究では、露出柱脚の二軸繰返し載荷実験を行い、変動軸力と繰返し曲げモーメントを受ける露出柱脚の基本的弾塑性性状を明らかにした。また、提案する解析手法を用いて解析を行い、実験値と解析値とを比較して、半剛接特性を考慮した柱脚解析モデルの精度及び再現性を検証した。数少ない実験・解析からの結果ではあるが、得られた知見は以下のように要約できる。

○二軸載荷実験の結果から

- i) 基礎及びベースプレートの弾性変形の影響のため、柱脚の弾性回転剛性は、基礎及びベースプレートは弾性変形しないと仮定した場合と比べ、約 1/2 に低下する。
- ii) 剛接状態を含むすべての状態で、軸力の変化に伴ってベースプレート回転角増分に対する曲げモーメント増分の比 (柱脚の回転剛性) は変化する。
- iii) 変動軸力載荷時の合応力空間上での合応力点の軌跡は、M-N 耐力相関関係式と大略良い対応を示す。
- vi) 引張方向及び圧縮方向に軸力が変化すると、同一の柱頂部変形に対する、ベースプレートの回転角は、弾性範囲内では同一であるが、アンカーボルト降伏後は、それぞれ、増大、減少する。従って、露出柱脚を有する架構では、変動軸力の作用によって、外柱の架構外側に位置するアンカーボルトは、内側のアンカーボルトと比べて大きな塑性変形を受ける。

○露出柱脚の解析モデルから

- v) 基礎及びベースプレートの弾性変形の影響は、塑性ヒンジと同様の手順で考慮でき、剛接状態も含めたすべての状態における柱脚の弾性回転剛性の低下を再現することができる。

○解析精度の検証結果から

- vi) 解析値の加力点鉛直方向変位は、実験値のそれと比べて高めとなるものの、ベースプレート回転に伴う柱脚の変形機構を大略表現しうる。
- vii) 本解析手法は、軸力の変動に伴う柱脚の回転剛性や最大回転角の変化、曲げ耐力の劣化及びアンカーボルトの残留塑性変形に基因するスリップ型の履歴特性を大略再現しうる。
- viii) 柱フランジ端部でベースプレートが回転するという仮定から、圧縮軸力が小さい時の曲げ耐力を小さく評価する傾向にあるものの、本解析モデルにより露出柱脚の基本的弾塑性挙動を十分追跡しうる。

参考文献

- 1) 日本建築学会: 阪神淡路大震災調査報告書、建築編 3, pp. 53-60, 1997. 10.
- 2) 山田哲, 秋山宏: 柱脚の固定度が鋼構造多層骨組の終局耐震性能に与える影響, 日本建築学会構造系論文集, 第 496 号, pp. 113-118, 1997. 6.

- 3) 河野昭雄, 松井千秋: 柱脚の復元力特性の違いがはり降伏型鉄骨ラーメンの地震応答性状に与える影響について, 日本建築学会構造系論文集, 第 507 号, pp. 139-146, 1998. 5.
- 4) 土井信, 金澤寛, 玉井宏章, 近藤一夫, 花井正実, 北川良和, 藤波健剛: 変動軸力の影響を考慮した露出型柱脚の弾塑性解析 (その 1-3), 日本建築学会大会学術梗概集, 構造 C-1, pp. 765-770, 2000. 9.
- 5) 土井信, 金澤寛, 玉井宏章, 近藤一夫, 高松隆夫: 変動軸力下における露出型柱脚の復元力特性について, 日本建築学会中国支部研究報告集, 第 24 巻, pp. 137-140, 2001. 3.
- 6) 土井信, 玉井宏章, 近藤一夫: 変動軸力の影響を考慮した露出型柱脚の弾塑性解析について, 鋼構造年次論文報告集, 第 8 巻, pp. 655-662, 2000. 11.
- 7) Hiroyuki TAMAI, Yutaka KANAZAWA: Elasto-plastic behavior of exposed-type column base under variable axial force, *Proc. of Sixth Pacific Structural Steel Conference, Beijing, China Vol.1*, pp. 260-265, 2001. 10.
- 8) 増田貴志: 鉄骨および鉄骨鉄筋コンクリート柱脚部の力学性状に関する実験的研究, 第 3 章 軸力と曲げモーメントを受ける鉄骨柱脚部の力学性状に関する実験的研究, pp. 29-62, 学位論文, 1982.
- 9) 宗宮由典, 福知保長, 陳文慶: 変動軸力を受ける露出型鉄骨柱脚の弾塑性挙動及び耐力評価に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, pp. 973-974, 2001. 9.
- 10) 佐藤邦昭, 坂本光雄, 松尾英成, 野上信悟: 鋼製柱脚金物 HIBASE を用いた柱脚の定着に関する研究 その 2、その 3, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 2031-2035, 1981. 9.
- 11) 日本建築学会: 鋼管構造設計施工指針・同解説, pp. 127-128, 1990.
- 12) 近藤一夫: 骨組構造解析における一離散化手法 (その 1) 平面骨組の弾塑性崩壊解析, 日本建築学会論文報告集, 第 304 号, pp. 31-40, 1981. 6.
- 13) 青木博文: 鋼材に機械的性質, 季刊カラム, No. 79, 1979.
- 14) 奥村晴彦: C 言語による最新アルゴリズム辞典, 技術評論社, pp. 212-214, 1991.
- 15) 九谷和秀, 増田貴志: 鉄骨構造露出形式柱脚部の終局耐力に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 433 号, pp. 39-49, 1992. 3.

注

- 注 1) 本解析モデルは、基本的性状を示すことを目的に簡単化のため、ベースプレートは降伏せず、基礎とベースプレートとの間にせん断方向すべり変位は生じないものと仮定している。柱脚部の摩擦せん断耐力とアンカーボルトのせん断耐力を考慮した定式化については、報を改めて報告する。
- 注 2) 回転中心は、柱フランジ位置からベースプレート端の範囲で設定する。例えば、ベースプレートの面外剛性が非常に高い場合や引張軸力が作用する時の耐力を問題とする場合には、ベースプレート端位置を、それ以外の場合では、柱フランジ端位置を採用すれば、良好な近似を与える。
- 注 3) 基礎及びベースプレートの弾性変形の影響をアンカーボルトの軸剛性の低下として考慮するモデル化も考えられるが、本報では、初期軸力を導入した時の剛接状態における柱脚の弾性回転変形を表現するため、独立した回転角: θ_p を用いたモデル化を採用している。
- 注 4) 本実験に利用した鋼製基礎について、アンカーボルト下端部を不動点とする基礎反力係数 (単位面積当たりの平均的なばね定数): K_b を、有効支圧面積をベースプレート面積と仮定して、軸力と鉛直方向相対変位との関係の実験結果から求めると、 19.2N/mm^2 となる。一方、文献 15) によれば、鉄筋コンクリート基礎の基礎反力係数: K_b は、コンクリートのヤング率をアンカーボルト埋め込み深さで除して評価しうるので、 K_b を本鋼製基礎の形状について求めると、 35.8N/mm^2 となる。これらの結果と有効支圧面積はベースプレート面積より小さくなる傾向にあることを勘案すると、本鋼製基礎は、同形状の鉄筋コンクリート基礎と比べて、同程度か若干低い基礎反力係数を有しているものと考えられる。

謝辞

本実験は、広島工業大学高松隆夫教授のご厚意により、広島工業大学文部省私立大学ハイテクリサーチセンター内の二軸荷重装置により実施しました。本研究を実施するにあたり、広島大学学生、土井 信（現フジタ）、植 友宏（現東京電力）、越智栄三郎（現大林組）、石原熊太郎（現都市基盤整備公団）、金澤寛（現本学博士課程後期）の諸君には、多大な協力を得ました。また、広島大学大学院近藤一夫助教授、三浦賢治教授、松尾彰教授、花井正実名誉教授、慶應義塾大学 北川良和教授の各先生には、ご協力、貴重なコメントを頂きました。ここに記して謝意を表します。

Fig. A-1 Representative shape of anchor bolt and schematic illustration of T-δ relation

付録 変断面を有するアンカーボルトの軸力-伸び関係の取り扱いと限界塑性変形について

一般に、アンカーボルトが変断面形状を有したり、ネジ部がある場合には、断面の小さい部分が先に降伏するため、弾塑性領域での軸力-伸び関係は、素材試験結果とは大きく異なるものとなる。また、アンカーボルト形状により、その塑性変形性能も大きく変化する。そこで、変断面を有するアンカーボルトの塑性変形性能と平均的応力-ひずみ関係を算定する方法を以下に示し、本解析法で用いる一般的なアンカーボルトの軸力-伸び関係について述べる。

Fig.A-1に示す、2種類の断面を有する同一素材からなるアンカーボルトを考える。断面の小さい部分及び断面の大きい部分の断面積、長さ、伸びを、それぞれ、 (A_s, l_s, δ_s) 、 (A_b, l_b, δ_b) とし、素材の応力-ひずみ関係： $\sigma(\varepsilon)$ は、与えられており、引張耐力に達した後もその耐力を維持し変形すると仮定する。

いま、次式を満足する場合を考える。

$$A_s < A_b, \quad \sigma_y \cdot A_b < \sigma_u \cdot A_s \quad \text{..... (A-1)}$$

ここに、 σ_y 、 σ_u ：降伏応力、最大引張応力である。

このときのアンカーボルトの軸力： T と伸び： $(\delta_s + \delta_b)$ との関係は、Fig.A-1(b)のように階段状となり、最大耐力は小さい断面で決定される。

小さい断面が最大引張応力に達したときの伸びをアンカーボルトの限界塑性変形とすると、そのときの伸び： δ_E は、次式で表せる。

$$\delta_E = \varepsilon_u \cdot l_s + \varepsilon \left(\frac{T_E}{A_b} \right) \cdot l_b \quad \text{..... (A-2)}$$

ここに、 $T_E = \sigma_u A_s$ 、 ε_u ：最大引張応力時のひずみであり、最大引張応力時のひずみ： ε_u は、文献13から次式で求められる。

$$\varepsilon_u = 0.53 - 0.51 \cdot \frac{\sigma_y}{\sigma_u} \quad \text{..... (A-3)}$$

Fig.A-1(b)からわかるように、 $\sigma_y / \sigma_u < A_s / A_b$ のときは、大きい断面も塑性化し、塑性変形能は向上する。

アンカーボルト全体の伸び： δ ($=\delta_s + \delta_b$) の値を定め、断面の異なる部分の間で軸力が釣り合うように、次式を満たす δ_s をBi-section法⁽¹⁾で反復計算す

(a) $T/A_s - \delta/(l_s + l_b)$ relation

(b) $T_E/A_s - \delta_E/(l_s + l_b)$ relation

Fig. A-2 $T/A_s - \delta/(l_s + l_b)$ and $T_E/A_s - \delta_E/(l_s + l_b)$ relation

は、変断面アンカーボルトの軸力： T と伸び： δ との関係は容易に得られる。

$$f(\delta_s) = 0 \quad \text{..... (A-4.a)}$$

ここに、

$$f(\delta_s) = \sigma \left(\frac{\delta_s}{l_s} \right) \cdot A_s - \sigma \left(\frac{\delta - \delta_s}{l_b} \right) \cdot A_b \quad \text{..... (A-4.b)}$$

であり、 T は、 δ_s を用いて次式で得られる。

$$T = \sigma \left(\frac{\delta_s}{l_s} \right) \cdot A_s \quad \text{..... (A-4.c)}$$

Fig.A-2(a)には、降伏比0.653の通常のSS400鋼材の応力-ひずみ関係を用いて、 $l_s/(l_s + l_b) = 0.3$ とし、 A_s/A_b を0.4～1.0と変化させた場合について求めた、アンカーボルトの軸力と伸びの関係を示す。同図には、(A-2)式で求めた塑性変形限界を○印で併せて示している。

同図の伸び及び軸力は、アンカーボルトの弾性軸剛性を等価な一様断面の材で評価しようとする設定した次式の断面積： A_a と軸長： l_a で基準化し、アンカーボルト全体の平均的なひずみ及び応力で表している。

$$l_a = l_s + l_b, \quad A_a = \frac{A_s \cdot A_b}{A_b \cdot l_s + A_s \cdot l_b} \cdot (l_s + l_b) \quad \text{..... (A-5.a, b)}$$

尚、 $A_s/A_b = 1.0$ の曲線は、素材の応力-ひずみ関係をjすことに留意されたい。

Fig.A-2(b)には、 A_s/A_b を0.4～0.9、 $l_s/(l_s + l_b)$ を0.1～0.5と変化させたときの限界耐力： T_E/A_s と限界塑性変形： $\delta_E/(l_s + l_b)$ との関係を示す。これらの図から、 $l_s/(l_s + l_b)$ を大きくするほど、限界塑性変形は大きくなること、 A_s/A_b が σ_y/σ_u を上回れば、 A_s/A_b の増加に伴い限界塑性変形が大きくなることかわかる。

本解析法では、アンカーボルトの軸力-伸び関係として、上記の手順で求めた平均的応力-ひずみ関係を、Tri-linear型に近似したものを採用する。

(2002年10月2日原稿受理、2003年2月20日採用決定)