めり込みを考慮した RC 部材端部の回転変形解析法

ANALYSIS OF ROTATION AT END OF REINFORCED CONCRETE MEMBERS CONSIDERING SUBSIDENCE

今井 和正*, 是永 健好*, 瀧口 克己**

Kazumasa IMAI, Takeyoshi KORENAGA and Katsuki TAKIGUCHI

When reinforced concrete members are subjected to bending moment, rotational deformation occurs in their ends. That deformation is generally considered to result from a slip of longitudinal bars, and some methods to estimate the rotational angle have been proposed. On the other hand, although a phenomenon that the members subside into the beam-column joints is observed, it has not been investigated. In this paper, it is insisted that the deformation results from a reciprocal action of the subsidence and the slip. A model to estimate the rotational angle considering the subsidence is proposed, and it gives good agreement with test results.

Keywords : reinforced concrete, column, beam, subsidence, rotation angle, stiffness

鉄筋コンクリート, 柱, 梁, めり込み, 回転角, 剛性

1. はじめに

鉄筋コンクリートの柱や梁などの部材変形は、一般に曲げ変形とせん断変形の累加として求められる。これらの部材で卓越する曲げ変形は、平面保持解析により得られる曲率分布を基に求められ、塑性化後においては塑性ヒンジ領域を設定してその変形を推定する方法¹⁾などが一般的である。これは、多数の実験結果から設定されたものであり、部材の巨視的な変形を適切にかつ簡便に推定できる優れた手法であるが、理論的な裏付けが十分なされていないといえる。したがって、曲げが卓越する通常の部材においても、部材内各部のひずみを十分な精度で推定できないため、限界耐力計算に必要な限界部材角を厳密な意味では設定できない現状にある。

これらの変形に加えて、梁と柱梁接合部の境界にも回転変形が生じることが知られている。靱性保証型設計指針²⁾には主筋の抜け出しに起因する付加回転バネを考慮することで部材の変形を精度良く評価できることが述べられており、実験結果から統計的に得た抜け出し量の推定法が紹介されている。文献3)では、文献2)と同様の考え方に基いて抜け出し量を求め、これを回転中心から引張主筋までの距離で除して付加回転角を推定する方法が提案されている。この方法では、森田らが文献4)で設定した仮定に基づき、回転中心位置として中立軸位置が近似的に用いられている。杭頭の回転変形の推定を試みた文献5)においても、実験と平面保持解析との比較から上述の近似が成り立つことを確認した上で、同様の手法によって回転変形を推定する方法が示されている。しかしながら、ここで用い

れる近似は、部材からの曲げ圧縮力に対する接合部コンクリートの剛性によって、その精度が変化するものと推測できる(図1参照)。つまり、抜け出し量が等しくても、接合部コンクリートの剛性が小さいほどめり込み量が多くなり、回転中心位置が引張主筋側に移動して大きな回転角が生じることになる。したがって、回転中心位置は主筋の抜け出しと接合部へのめり込みの相互作用を考慮して求める必要があると考えられる。

これまで検討対象とされてきた部材では、その端部回転変形を抜け出し量のみの評価によって十分な精度で推定できたため、めり込み現象の存在自体は認識されていたものの、その定量的な評価法に関する研究は行われていない。これは、めり込みと抜け出しにそれぞれ影響を与える材料特性が、前記の近似からかけ離れないための

図1 解析対象

* 大成建設技術センター建築技術研究所 工修

** 東京工業大学 教授・工博

Building Engineering Research Institute, Technology Center, Taisei Corporation, M. Eng.
Prof., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

条件を満たしていたものと考えられるが、近年の材料の高強度化によってこれまでは無視されてきた現象が顕在化する可能性がある。例えば、圧縮強度が100 N/mm²級の高強度コンクリートを用いたRC柱の曲げせん断実験⁹⁾によれば、従来の方法では初期剛性を精度良く推定できないことが報告されている。

また、基礎梁や基礎マットの合理化などの目的で近年開発された杭頭半剛接工法^{8),9)}では、杭頭の回転剛性を低減するために杭頭部の断面が軸部に比べて縮小されている場合があり、これを模擬した実験ではフーチングへのめり込みが観察されている。この工法では、杭主筋がフーチングに定着されていないため、杭の変形の大部分を占める杭頭回転角を前述の主筋の抜け出し変形から求める方法では算定できない。このように、性能規定化、限界耐力計算の導入に伴う部材の多様化に対応するためにも、端部回転変形の評価法確立は必要不可欠となってきている。

本論文では、部材端部の回転変形評価法を構築するための第一段階として、上述のめり込み現象に着目し、これによって生じる回転角を簡便に推定する方法を提案する。図1に示すように、柱梁接合部への梁のめり込み、基礎梁への柱のめり込み、フーチングへの杭のめり込みなどを対象とする。梁、柱および杭などを「部材」と呼び、柱梁接合部、基礎梁およびフーチングに相当する部分を「接合部」と呼ぶこととする。

2. 軸力作用時のめり込み量の推定

まず、部材に曲げモーメントが作用せず、軸力のみが作用するときのめり込み量の推定法について述べる。

図2に示すように半無限大の弾性体に円形の等分布荷重が作用する場合、中心位置における深さ z での軸方向変位量(沈下量)は、弾性論により次式で与えられる¹⁰⁾。

図2 円形等分布荷重が作用する半無限弾性体のめり込み

図3 軸力載荷時の軸方向区間変位 (試験体150-1⁷⁾)

$$\delta(z) = -\frac{2r\sigma_0(1-\nu^2)}{E} \left(\sqrt{1+\frac{z^2}{r^2}} - \frac{z}{r} \right) \left\{ 1 + \frac{z/r}{2(1-\nu)\sqrt{1+z^2/r^2}} \right\} \quad (1)$$

ここに、 r : 接触面の半径、 σ_0 : 接触面に作用する圧縮応力
 E, ν : 弾性体のヤング率とポアソン比

ここでは、接合部の水平断面が部材断面より十分に大きいものと考え、近似的に式(1)が成り立つものとする。

部材底面での変位量 δ_0 は式(2)によって求めることができる。0.785は、部材底面が面外変形に対して剛であると仮定した場合の係数である¹¹⁾。

$$\delta_0 = 0.785\delta(0) = -0.785 \frac{2r\sigma_0(1-\nu^2)}{E} \quad (2)$$

接合部の深さを h_j とすれば、めり込みによる変形量 δ_j は次式で与えられる。

$$\delta_j = \delta_0 - \delta(h_j) \quad (3)$$

なお、部材断面が矩形の場合には、面積が等しい円の半径を各式の r の値として算出する。

文献⁷⁾の柱の曲げせん断実験(試験体150-1)で得られている軸方向変位の実測値を計算値と比較して図3に示す。試験体は、断面が300×300 mm、内法高さが900 mmで、主筋にUSD685、コンクリートに150 N/mm²級の高強度材料を用いたものである。実測値は軸力(N)を載荷したとき(曲げせん断加力前)における、柱端部の区間変位(検長 $l=70$ mm)である。点線は計測区間内の柱の弾性縮み量計算値 δ_1 を示し、実線はこれに式(3)で得られるスタブへのめり込み量計算値 δ_j を累加した値である。 δ_j を考慮することで軸方向剛性が適切に評価できている。ここでは図示しないが、端部区間を除く他の部分の変形量は弾性縮み量計算値(上述の δ_1 に相当)と同等となっている。

3. めり込みによって生じる回転角の推定

3.1 部材端部の回転剛性

2章に示しためり込み量 δ_j を用いて、曲げによって生じる部材端部回転角 θ_j を推定する。接触面積が同一であれば、その応力重心位置におけるめり込み量は均一応力が円形に分布する場合と等しいものと仮定する。また、コンクリートの圧縮応力が0の点を回転中心とし、ここから応力重心位置までの距離で δ_j を除すことにより θ_j を求める。

モーメントー回転角関係(以後、 M - θ 関係)における初期剛性(以後、回転剛性)の推定法について述べる。図4に示すように、部材に軸力 N が作用し、曲げモーメント M によって接触面での引張縁応力が0となるときの(以後、離間時と記す)のモーメント M_s と回転角 θ_{js} はそれぞれ式(4)、式(5)によって得られる。

$$M_s = Z_e \sigma_0 \quad (4)$$

$$\theta_{js} = \frac{\delta_j}{D/2 + e} \quad (5)$$

ここに、 D : 接触面の直径またはせい、 e : 偏心距離($=M_s/N$)

2章にも示した柱の逆対称曲げせん断実験⁷⁾(試験体150-1)で得られている材端の M - θ 関係の加力初期部分を、計算結果と比較して図5に示す。実験値はスタブフェイス面から検長 $l=70$ mmの区間で計測された回転角であり、この区間内の曲げによる成分 θ_1 と、基

図4 離間時のめり込み

図5 部材端部のモーメント-回転角関係 (試験体150-17)

図6 部材端部の回転剛性実験値と計算値の比較

礎スタブへのめり込みによる成分 θ_{js} を含んでいる。図5中の $\triangle$ 印は、接触面が離間する時の曲げ成分計算値 θ_{1s} で、 $\circ$ 印はこれに式(5)で求めためり込みによる成分 θ_{js} を考慮した結果である。 θ_{1s} のみでは回転剛性を過大に評価しているが、 θ_{js} を考慮することによって適切に評価できている。この試験体では $\theta_{1s}:\theta_{js}$ は1:6程度となっており、めり込みによる回転変形を考慮することが重要であることを示唆している。

上述の2式から得られる部材端部の回転剛性計算値 $K_\theta (=M/\theta_{js}+\theta_{1s})$ を実験値 K_θ と比較して図6に示す。実験値は、部材端部の区間変形が計測されている文献^{(6)~(9),(12)}の柱および杭の実験結果(試験体数20体)である。多少のばらつきはあるものの上述の方法で回転剛性が概ね適切に推定できていると言える。

3.2 部材の剛性

部材端部における回転剛性が、提案した簡便な方法によって推定できることを前節で示した。ここでは、この回転変形を考慮してせん断力-水平変位関係(以後、 Q - δ 関係)上の初期剛性を求め、実験結果と比較する。

柱の曲げせん断実験⁽⁷⁾(試験体150-1)で得られている Q - δ 関係の加力初期の部分を、計算結果と比較して図7に示す。点線は、初等梁理論による曲げ剛性 K_b とせん断剛性 K_s から求められる初期剛性(計算値1)で、一点鎖線は文献⁽¹³⁾に基づき可撓長さをを用いて求めた初期

剛性(計算値2)である。可撓長さは内法スパンに0.25 D を両端に加えた値(D :部材せいまたは直径)とした。実線は3.1節に示しためり込みによる回転変形を考慮して、次式で得られる初期剛性(計算値3)である。

$$K = \frac{1}{1/K_b + 1/K_s + 1/K_r} \quad (6)$$

ここで、 K_r は回転で生じる水平変位に対する剛性で、下式で求めた。

$$K_r = \frac{M_{oe}/(L/2)}{\theta_{oe}L} = \frac{2K_\theta}{L^2} \quad (7)$$

ここに、 L :内法スパン

計算値1は初期剛性実験値より5割程度大きな値となっている。一方、計算値2と計算値3はいずれもこの試験体の初期剛性とほぼ等しい。

図8に Q - δ 関係上の初期剛性の計算値と実験値の関係を示す。実験値は文献^{(6)~(7),(14)~(17)}の49体の逆対称曲げせん断実験の結果である。図中の $\square$ 印、 $\triangle$ 印および $\circ$ 印はそれぞれ上述の計算値1、2および3である。実験値と計算値3の比の平均値は0.99、標準偏差は0.10で、剛性が適切に評価できていると言える。設計に常用されている計算値2の推定精度も計算値3と同等で高いが、部材と接合部で材料の剛性が異なる場合に推定精度が低下すると推測される。めり込みによって生じる回転角は接合部のコンクリートの剛性によって実際には変化する

図7 せん断力-水平変位関係 (試験体150-17)

a) 計算値1と計算値2

b) 計算値1と計算値3

図8 剛性の実験値と計算値の比較

と考えられるが、計算値2の方法ではこの影響が取り入れられていないためである。また、この方法では接合部内の可撓長さを部材せいの0.25倍と仮定しているが、次章の図9a)に示すような変断面を有する部材の場合、可撓長さを設定する方法が明確ではない。本論で提案する手法ではめり込みによる回転角を直接求められるため、このような部材に対しても剛性算定が可能である。

4. 曲げモーメントー回転角関係の解析法

3章では、部材が接合部にめり込むことで生じる回転角の評価法について述べ、部材端部の $M-\theta$ 関係および部材全体の $Q-\delta$ 関係上の初期剛性を実験値と比較してその妥当性を示した。ここでは、文献8)の主筋非定着杭試験体No.1を例に、部材が弾性範囲を超えた領域、すなわち接触面が離間した後も含めた $M-\theta$ 関係の推定法について述べる。

試験体No.1の杭頭部周辺の形状を図9a)に示す。杭頭部は軸部に比べて断面が縮小されており、杭主筋は基礎に定着されていない。コンクリート強度、軸応力度等は後で表1に示す通りで、基礎スタブのコンクリート強度は杭頭よりも小さくなっている。これらの形状、材料強度の条件下では、本論で着目しているめり込みが生じやすいため、解析法を構築、検証する上で有用だと考え、ここでの対象に選んだ。また、回転変形に主筋の抜け出しを考慮する必要がないため、検討をより単純化できる。加力は図9b)に示すとおり不静定梁形式の正負交番繰り返し载荷であり、杭頭の回転角は90 mmの区間で計測されている。加力時に接触面の引張側で杭と基礎スタブ間の離間が観察され、加力終了後（杭撤去後）には基礎スタブ側に深さ1 mm程度の残留めり込みが確認されている。

4.1 解析モデル

ここでは、めり込みによって部材端部に生じる回転角の推定法について、その手順と基本仮定を述べる。詳細な設定事項などについては4.1.1～4.1.3項に示す。

手順1：部材端部の断面解析により曲げモーメント M 、曲率 ϕ 、回転中心深さ x_n 、コンクリートの応力重心深さ x_g を求める（図10a),b)）。

手順2：コンクリートの応力重心位置Gにおけるめり込み量 δ_j を求める（図10c),d)）。

手順3：めり込みによる回転角 θ_j を算出する（図10e)）。

「手順2」の δ_j の算定にあたり、計算の簡略化を図って以下の仮定を設ける。

仮定①：支圧面積が同一であれば、その応力重心位置におけるめり込み量は、均一応力が円形に分布する場合と等しいものとする（図10c)）。

仮定②：接合部コンクリートの応力は、部材軸と α の角をなす円錐台状に広がるものと仮定する（図10d)）。

部材と接合部との接触面（支圧面）の形状は、回転角 θ の増加に伴う引張側での浮上がりによって変化する。これとともに接合部には偏心载荷状態でのめり込みが生じる。本論では、接触面の形状と偏心によって重心位置でのめり込み量 δ が変化しないものとし、上記の仮定①を設けた。なお、偏心の影響を無視するのは、3.1節で述べた $M-\theta$ 関係の初期剛性の算定時と同じである。

接合部のコンクリートを弾性体と仮定すれば、めり込み量 δ は2章に示した方法で理論的に求められるが、非線形域までを対象とする場合にはこの弾性計算を適用できない。したがって、4.1.1項に示

図9 主筋非定着杭試験体No.1⁸⁾

図10 解析手順

す方法により弾性時の応力の拡がり角度 α を設定し、非線形域においてもこの角度を仮定してめり込み量 δ_j を求めることとした(仮定②)。このように置換することにより、 δ_j は接合部内のひずみを深さ方向に積分すれば簡便に得られる。

以上をまとめて、「手順2」の内容をより具体的に述べる。まず、仮定①に基づいて、接触面を面積と応力重心位置Gがともに等しい円(平均応力 σ_c を受ける支圧面)に置換する(図10c)。仮定②に基づき、底角 α の円錐台内の各深さ位置におけるひずみ $\epsilon(z)$ を接合部深さ h_j にわたって積分することでめり込み量 δ_j を求める(図10d)。なお、 $\epsilon(z)$ の算出方法については4.1.2項に示す。

4.1.1 応力の拡がり角度 α の設定

2章に示しためり込み量の推定法(式(3))は、接合部のコンクリートが弾性範囲内にある場合の手法である。これを拡張して塑性化後のめり込み量を推定するために、以下のような置換を行う。

図11に示すように、接触面に作用した分布荷重が接合部内に円錐台状に拡がっていくものと仮定し、式(3)(図2参照)と同じめり込み量を与えるための角度 α を求める。

深さ z では式(8)で得られる応力が円錐台の底面に均一に分布しているものとして、ひずみを接合部の深さ区間にわたって積分してめり込み量を求める(式(9))。

$$\sigma(z) = \frac{r^2}{(r+z\tan\alpha)^2} \sigma_0 \quad (8)$$

$$\delta_j = \int_0^{h_j} \frac{\sigma(z)}{E} dz \quad (9)$$

式(3)と式(9)の右辺を等値と置くことにより、 $\tan\alpha$ が定められる。接合部内のコンクリートが塑性化しても、この角度は変化しないものとする。

4.1.2 強拘束領域と周辺領域の設定

部材端部の断面曲げ解析により、コンクリートの応力-ひずみ関係として既往のモデル(例えば、New RCプロジェクトのコンファインドコンクリート¹⁸⁾)を用いた場合、解析対象試験体のモーメントが過小評価されることが明らかになった。同試験体は断面が端部で縮小されており、支圧効果によるコンクリートの強度上昇率が大きいためであると考え、後述する支圧効果を杭頭のコンクリートに考慮することとした。また、基礎のコンクリートにも同様の強度上昇を考慮する。

本論では、図12に示すように、支圧効果を考慮する範囲(強拘束領域)と考慮しない範囲(周辺領域)の2つの領域を想定することとした。強拘束領域の形状は、支圧面(円形)を底面とした円錐状とした。この強拘束領域は塩屋ら¹⁹⁾のパネモデルと同じ考え方に基

づくものであり、これを参考として底角を $\pi/3$ とした。また、図12の円錐台からこの円錐部分を除いた範囲を周辺領域とした。前述の深さ方向のひずみ分布 $\epsilon(z)$ は、2つの領域のひずみが等しく一様に生じるものとして4.1.3項に示す応力-ひずみ関係からそれぞれの応力を求め、それらの合力と接触面でのコンクリート負担圧縮力との釣り合い条件から求める。

なお、別途行った弾性FEM解析の結果を参考に、杭頭の周辺領域は杭軸とのなす角が $\pi/6$ 以内の範囲を有効と見なし、その外側は圧縮応力を負担しないものと仮定する。

4.1.3 コンクリートの応力-ひずみ関係の設定

強拘束領域と周辺領域のコンクリートの応力-ひずみ関係(以後、 σ_c - ϵ_c 関係)を以下のように設定する。 σ_c - ϵ_c 関係はNew RCモデル¹⁸⁾をベースにし、強拘束領域では支圧効果を考慮する(図13参照)。

・強拘束領域:

文献¹³⁾に紹介されているNiyogi²⁰⁾の強度上昇率 n を考慮する。式(11)は無偏心の実験で得られた基本式で、これに偏心による低減率(式(12))を乗じて強度上昇率 n を求める。 n は部材側と接合部側のそれぞれについて求められる。

$$n = n_0 \cdot n_1 \quad (10)$$

$$n_0 = 0.42 \left(\frac{a}{d} + \frac{a}{b'} + 1 \right) - 0.29 \left[\left(\frac{a}{d} - \frac{a}{b'} \right)^2 + 5.06 \right]^{1/2} \quad (11)$$

$$n_1 = 2.36 \left[0.83 - \left(\frac{e}{a} \right)^2 \right]^{1/2} - 0.94 \frac{e}{a} - 1.15 \quad (12)$$

ここに、 n : 支圧効果による強度上昇率

n_0 : 強度上昇率基本式

n_1 : 偏心による低減係数

a : 支圧面の幅(部材側:部材断面の短辺, 接合部側:接合部の材軸直交断面の短辺長さ,)

a', b' : 支圧面の辺長(等面積置換した長方形の辺長)

e : 偏心距離

部材・接合部ともに、プレーンコンクリートのNew RCモデル¹⁸⁾に支圧効果を考慮する。本論では、式(13)に示すように、ピーク時の応力とひずみにそれぞれ強度上昇率を乗じることとした。この方法によれば、図14に示すように初期剛性がプレーンコンクリートとほぼ同一の σ_c - ϵ_c 関係が得られる。

$$\frac{\sigma_c}{n_c \sigma_{cs}} = \frac{AX + (D-1)X^2}{1 + (A-2)X + DX^2} \quad (13)$$

図11 応力の拡がり角度 α

図12 強拘束領域と周辺領域

図13 コンクリートの支圧

図14 コンクリートの応力-ひずみ関係

$$X = \frac{\varepsilon_c}{n \cdot \varepsilon_{c0}} \quad (14)$$

ここに、 σ_c, ε_c : コンクリートの応力とひずみ

A, D : New RC モデルにおける係数

$\sigma_{c0}, \varepsilon_{c0}$: New RC モデルにおけるコンクリート強度とその時のひずみ

・周辺領域:

部材の周辺領域には、フープ筋の拘束効果のみを考慮した New RC モデル¹⁸⁾を用いる。

接合部の周辺領域には New RC モデル (非拘束) を用いる。ただし、周辺領域のコンクリートは接合部内の鉄筋やこの領域外のコンクリートで拘束されているため、最大強度到達後も応力は低

下しないものとする。

解析対象とした試験体No.1の基礎と杭頭について、上述のモデルにより求めたコンクリートの $\sigma_c - \varepsilon_c$ 関係を図14に示す。変形の進行に伴い支圧面の面積が減少するとともに偏心距離も変化するので、解析では各ステップごとに強度上昇率 n を逐次求めることになる。図14は、実験での最大変形時(回転角0.02 rad.時)の $\sigma_c - \varepsilon_c$ 関係を示している。杭と基礎の応力-ひずみ関係は、4.1節の手順1および手順3にそれぞれ用いられる。

4.2 実験結果との比較

本節では、表1に示す7体の主筋非定着杭試験体を対象とした解析の結果を実験結果と比較して示す。CFT1～5⁹⁾は、コンクリート充填鋼管杭試験体であり、杭頭部は杭軸部より断面の小さなピースが

表1 解析対象試験体の諸元

試験体名	種別	σ_0	σ_{Bp}	σ_{Bb}	D'/D
No.1 ⁵⁾	RC杭	10	51	37	0.70
CFT1 ⁶⁾	CFT杭	39	98	37	0.61
CFT2 ⁶⁾	CFT杭	26	98	35	0.61
CFT3 ⁶⁾	CFT杭	13	98	37	0.61
CFT4 ⁶⁾	CFT杭	51	98	35	0.54
CFT5 ⁶⁾	CFT杭	34	203*	35	0.54
PL-5 ⁷⁾	RC杭	5	28	35	1.00

σ_0 : 接触面の軸応力
 σ_{Bp} : 杭頭のコンクリート強度
 σ_{Bb} : 基礎のコンクリート強度
 D'/D : 杭頭径と軸部径の比
 * : 超高強度モルタル
 (応力の単位はいずれもN/mm²)

図15 モーメント-回転角関係

設けられている。PL-5⁽²⁾は主筋を非定着としたRC杭試験体で、No.1と同じく杭主筋が基礎スタブに定着されていないが、杭頭断面は軸部と同一寸法となっている。

4.2.1 曲げモーメント-回転角関係

図15に杭頭の曲げモーメントと回転角の関係($M-\theta$ 関係)を示す。杭頭で断面を縮小していないPL-5では、加力により杭頭部がぶりコンクリートのひび割れ・圧壊が生じたため、図15では回転角計測用の変位計が脱落するまでのデータのみを示した。他の6体では、実験終了後に基礎スタブに深さ1~7mm程度(導入軸力により異なる)のくぼみが生じていたものの、杭頭および基礎スタブのコンクリートの圧壊は観察されなかった。なお、CFT3では杭頭接触面ですべりが生じたため、加力が途中で終了されている。

解析において、CFT試験体では、杭頭の周辺領域にあるコンクリートに杭頭ピースの鋼管による拘束効果を考慮した。また、PL-5では、杭主筋は圧縮力のみを負担し、引張力は負担しないものとした。図中の点線は解析で得られた基礎のめり込みによる変形成分 θ_f で、実線はこれに杭頭の変形成分 θ_i を累加した結果である。 θ_i は杭内部のコンクリートの応力-ひずみ関係(4.1.2項および4.1.3項参照)を用いた平面保持解析により求めた。○印は3.1節で述べた方法で求めた杭頭離間時を示しており、一点鎖線はこれと原点を結んで得られる初期剛性を示している。

試験体の変動要因が計算結果に与える影響を、実験結果と比較して以下に述べる。

- ・CFT杭試験体は杭頭部と基礎部のコンクリートの強度比およびヤング係数比がNo.1と異なっているが、各試験体とも良好な精度で $M-\theta$ 関係を予測できている。
- ・軸応力度 σ_0 が異なるCFT1~CFT3について、実験で得られた最大耐力の違いを適切に評価できている。なお、初期剛性は実験結果と解析結果のいずれにおいても試験体相互の違いはない。
- ・ D/D_0 が異なるCFT1とCFT4、CFT2とCFT5について、初期剛性と

最大耐力の違いが評価できている。

- ・杭頭を縮小していないPL5についても、初期剛性と最大耐力は実験結果と良好に対応している。

以上のように、本解析は種々の変動要因による影響を適切に評価できしており、初期剛性および最大耐力をいずれの試験体に対しても精度良く推定できている。

4.2.2 杭頭のコンクリートのひずみ分布

試験体No.1およびCFT1~CFT5では、杭頭内部のコンクリートのひずみが計測されている。この計測断面(モールドゲージの検長区間の中央)と同一位置におけるコンクリートのひずみ分布を解析で求めた。試験体No.1について、実験結果と計算結果を比較して図16に示す。図は、回転角が異なる3つのステップについて、それぞれ示している。

ここで示していない試験体CFT1~CFT5を含む全ての試験体において、各ステップのひずみ分布は実験結果と整合しており、モーメントと曲率の関係が精度良く推定できていると言える。

4.2.1項および4.2.2項に示した実験との比較結果から総合的に判断して、本解析で設定した仮定が妥当であったものと考えられる。

5. まとめ

本論文では、部材と接合部との間に生じる局所的な回転変形のうち、部材が接合部にめり込むことによって生じる変形に着目し、これを定量的に評価するための一つの手法を提案した。手法の概要と、実験結果との比較から得られた知見は以下の通りである。

1. 軸力によって部材が接合部にめり込む量は、弾性論を応用した手法によって推定可能である。
2. 曲げモーメント-回転角関係における初期剛性は、離間時の応力重心位置におけるめり込み量と回転中心位置を推定することによって適切に推定することが出来る。なお、このめり込みによって生じる回転角は部材端部での回転角の大部分を占める場合があり、これを適切に評価する重要性が確認された。
3. 「2」に示した回転剛性を考慮することにより、部材のせん断力-水平変位関係上の剛性が精度良く推定できる。これまで常用されている可撓長さを仮定して求める手法とは異なり、部材断面が軸方向に一樣でない場合についても容易に推定できる。
4. 部材端部でのめり込みによる回転変形が支配的となる主筋非定着杭試験体を例に、部材端部の曲げモーメント-回転角関係を簡便に推定する手法を示した。この手法によりコンクリートの断面ひずみ分布も含めて実験結果を精度良く追跡できることを確認した。

なお、本論文で示した手法にはいくつかの仮定を採用しているがその適用範囲は明確でなく、論文内で検証対象とした試験体と諸元が大きく異なる場合、例えば部材の断面形状が扁平である場合などには適用に検討を要すると考えられる。また、本論文で示した手法は回転角が単調増加する場合を主な対象としたものであり、部材および接合部のコンクリート強度に対する軸応力度が大きく、繰り返し载荷によるひずみの蓄積が無視できない場合には推定精度が低下すると推測される。

本論文では検討を容易にするために主筋の抜け出しを考慮しなくて良い場合(主筋非定着杭および通常のRC部材の曲げひび割れ発生以前)を対象とした。今後は、主筋が接合部に定着される一般のRC

図16 コンクリートのひずみ分布

部材にも本論文の考え方を応用して、めり込みによって断面圧縮側に生じる回転角と主筋の抜け出しによって断面引張側に生じる回転角の変形適合条件(図1参照)に基づいて曲げモーメント-回転角関係を推定する方法が構築できると考えている。

参考文献

- 1) 村松晃次, 小室努, 川端一三, 森田寛, 原孝文, 是永健好: 鉄筋コンクリート造フレーム架構の耐震性能に関する考察(その2: 安全限界の評価), 日本建築学会大会学術講演梗概集C-2, pp.641-642, 2001年9月
- 2) 日本建築学会: 鉄筋コンクリート造建物の靱性保証型耐震設計指針・同解説, 1999年8月
- 3) 寺岡勝, 狩野芳一, 佐々木聡: RC造内柱・梁部分架構における梁部材の降伏変形の評価, コンクリート工学年次論文集, Vol.16, No.2, pp.723-728, 1994年6月
- 4) 森田司郎, 角徹三: 鉄筋コンクリート柱・はり接合部におけるはり軸筋の接合部からの抜け出しについて, 日本建築学会大会学術講演梗概集(構造系), pp.1099-1100, 1972年10月
- 5) 小林勝己, 丸隆宏, 大西靖和, 寺岡勝, 和田章: 水平力を受ける場所打ち杭-基礎梁部分架構の力学的特性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第509号, pp.83-90, 1998年7月
- 6) 是永健好, 竹崎真一, 小室努, 川端一三: 超高強度材料を用いたRC柱の構造性能(その2 実験結果の検討), 日本建築学会大会学術講演梗概集C-2, pp.39-40, 1997年9月
- 7) 小室努, 渡辺英義, 是永健好, 川端一三: 150N/mm²級の超高強度コンクリートを用いたRC柱の構造性能(その1 実験計画および実験結果)(その2 結果の検討), 日本建築学会大会学術講演梗概集C-2, pp.409-410, 2002年8月
- 8) 安田聡, 小室努, 辰濃達, 川端一三: 杭主筋を基礎に定着しない杭頭接合部の構造性能, コンクリート工学年次論文集, Vol.24, No.2, pp.1585-1590, 2002年6月
- 9) 藤山淳司, 小林祥一, 篠崎洋三, 森田仁彦, 今井和正, 山川慶二郎, 井上哲士朗: 杭頭接合法の開発に関する実験的研究(その1 実験概要)(その2 実験結果と考察), 日本建築学会大会学術講演梗概集B-1, pp.459-462, 2001年9月
- 10) 最上武雄 編著: 土質力学, 技報堂, 1969年8月
- 11) 日本建築学会: 建築基礎構造設計指針, 1988年1月
- 12) 是永健好, 勝倉靖, 小室努, 川端一三: 異形PC鋼棒で横補強した場所打RC杭の大型模型実験, コンクリート工学年次論文集, Vol.21, No.3, pp.475-480, 1999年6月
- 13) 日本建築学会: 鉄筋コンクリート終局強度設計に関する資料, 1987年9月
- 14) 是永健好, 小林淳, 小室努, 川端一三: 異形PC鋼棒で横補強された場所打RC杭のせん断性状, コンクリート工学年次論文集, Vol.20, No.3, pp.427-432, 1998年6月
- 15) 勝倉靖, 今井和正, 竹崎真一, 是永健好, 福島順一, 小倉桂治: 炭素繊維シートで補強されたRC柱の構造性能(その1 実験結果), 日本建築学会大会学術講演梗概集C-II, pp.295-296, 1996年9月
- 16) 今井和正, 是永健好, 小林淳, 福島順一: 炭素繊維シートで補強されたRC柱の構造性能(その2 丸鋼柱の構造性能と高軸力下の性状), 日本建築学会大会学術講演梗概集C-II, pp.681-682, 1997年9月
- 17) 岡西努, 山田周平, 野村進, 谷本謙介, 今井和正, 小林淳: 床仕上げ部を巻かない炭素繊維シート補強RC柱の構造性能確認実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集C-II, pp.691-692, 1997年9月
- 18) 建設省総合技術開発プロジェクト: 鉄筋コンクリート造建築物の超軽量化・超高層化技術の開発 平成4年度高強度鉄筋分科会コンファインドコンクリートWG報告書, 1993年3月
- 19) 松元秀樹, 塩屋晋一, 徳広育夫: コンクリート部材の中心圧縮性状と曲げ圧縮特性の相関性に関する研究(その2 圧縮破壊領域内の応力-ひずみ関係の検討), 日本建築学会大会学術講演梗概集C-II, pp.485-486, 1996年9月
- 20) Niyogi, S.K: Journal of the Structural Division, ASCE, Vol.99, No.ST7, pp.1471-1490, 1973.7

(2002年5月7日原稿受理, 2002年9月18日採用決定)