引抜き力をうけるアンカーボルトの応力伝達機構の解析 FAILURE MECHANISM OF ANCHOR BOLTS SUBJECT TO TENSION

近藤 吾郎*, 森田 司郎**
Goro KONDO and Shiro MORITA

Experimental and analytical studies were performed to investigate the failure mechanism of headed anchor bolts subjected to tension.

In the experiments, three bearing rings were prepared to examine the influence of the apex angle of concrete cone, which would be pulled out. The bolt displacement, the crack development and the circumferential strain on concrete surface were measured for each specimen.

In the analysis, an axisymmetric finite element method was applied to these specimens. Analytical results showed good agreement with the experimental observations.

From the experimental and analytical results, the failure mechanism of the each type of anchor bolts including the pull-out test type was clarified.

Keywords : concrete, anchor bolt, crack, pull-out test, finite element analysis

コンクリート, アンカーボルト, ひび割れ, 引抜き試験, 有限要素解析

1. 序

アンカーボルトは、コンクリート系構造物への機器・配管の据付けやプレキャスト部材の接合、鉄骨造建築物の柱脚部の固定など、ファスニング技術として広く利用され、構造上重要な部位に用いられることも少なくない。引張力を受ける頭付きアンカーボルトについては、側面かぶり十分な場合にはボルト自体の降伏が定着域コンクリートのコーン状破壊のいずれかによってその耐力は決まることになる。特に耐震上重要なアンカーボルトは、靱性を確保するため、ボルト自体の降伏で耐力が決まるように設計を行うことが望まれるが、図-1(a)に示すような定着域コンクリートのコーン状破壊については、破壊機構が明確にされておらず、その耐力を支配する材料特性についても明らかにされていない。たとえば、現行の設計式^{1),2)}では、 $\sqrt{F_c}$ (F_c はコンクリートの設計規準強度)が材料特性値として考慮されているが、実際に耐力を支配しているメカニズムや材料特性を反映するものでない。

一方、構造体コンクリートの圧縮強度の非破壊試験法の一つである引抜き試験法が、1980年代に入って実用化が進められている^{3),4)}。この試験法は、図-1(b)のように反力を所定の位置に与えてコーン状破壊曲面を強制

したアンカーボルトの引抜き耐力がコンクリートの圧縮強度とほぼ線形関係にあるという実験的事実を利用したものであるが、ここにおいても破壊機構の解明が遅れているため、試験法の物理的意味付けが確立されないでいる。

このような状況から、近年、コーン状破壊の機構を解

(a) アンカーボルトの場合

(b) 引抜き試験の場合

図-1 コーン状破壊

本研究の一部は、昭和63年度ならびに昭和64年度本学会大会にて発表した。

* 京都大学工学部建築学科 助手・工修

** 京都大学工学部建築学科 教授・工博

Research Assoc., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Kyoto Univ., M. Eng.

Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Kyoto Univ., Dr. Eng.

明しようとする試みが、有限要素法などの解析的手法を利用して多く行われるようになった^{5),6)}。

筆者らは引抜き試験法の構造体コンクリート強度試験法としての有効性に注目し、その強度特性に関係する影響因子として、粗骨材量や乾湿の引抜き強度に対する影響についての評価を実験的に行ってきたが⁷⁾、既往の解析的研究によって導かれた破壊機構ではその実験結果を明確に説明できなかった。

本研究は、図—1の(a)から(b)の範囲で反力の作用する位置が異なるアンカーボルトのコーン状破壊機構を解明し、耐力の決定要因となる材料特性を明らかにすることを目的とするものである。具体的には、まず半無限とみなせるコンクリートに定着されたアンカーボルトの引抜き実験を反力位置を変化させて行い、次にそれらの供試体について有限要素解析手法を用いたシミュレーションを行った。

コンクリート構造物に対する有限要素解析の適用は、多くの研究者により行われているが、そのほとんどは平面応力問題であり、立体解析への適用を行った例は少なかった。近年になって、解析精度の向上を目的として、コンクリートの材料特性を精密にモデル化した材料構成関係の開発が行われている。本研究では、これらの研究成果を反映した材料モデルを用い、その適用性についても検討した。

2. 実験内容

2.1 供試体

アンカーボルトの埋め込み部詳細と供試体形状を図—2に示す。供試体側面および底面には載荷後供試体を割裂し内部のひび割れ状況を観察するためのノッチを設けた。アンカーボルトは、M20の高力ボルトで、その定着部には直径50mm厚9mmの定着プレートを埋め込み深さを50mmとなるように型枠に取り付けた。コンクリート打設は、ボルト軸が水平となるような姿勢で、すなわち、図—2(b)下図の状態で行った。

供試体一覧を表—1に示す。実験変数は、反力の作用位置とし、所定の内径を持つ鋼製リングを反力受けとして用いることにより変化させた。反力リングの内周と定着プレート外周を結んだ円錐台の頂角 α を用いて表すと、反力リングの内径が、116, 160, 450mmの場合、それぞれ $\alpha=67, 95, 152^\circ$ となる。以後反力の作用位置は、この頂角 α を用いて表す。

LC, MC, NC, NMの各シリーズは、同一バッチのコンクリートからそれぞれ4体を作製し、これら4体の内1体は最大耐力以降完全にボルトが抜きでるまで加力を行い、残りの3体は内部ひび割れの進展状況を調査するため最大耐力に達する前に加力を終了した。なお、内部ひび割れ観察の荷重レベルは、最大耐力の約60, 75,

表—1 供試体一覧

シリーズ	試験体数	反力リング径	コーン頂角: α	骨材最大粒径
LC	4	450mm	152°	20mm
MC	4	160mm	95°	20mm
NC	4	116mm	67°	20mm
NM	4	116mm	67°	5mm
SC	3	450mm 160mm 116mm	152° 95° 67°	20mm

90%の3レベルとした。また、反力位置の変化がコーン状破壊耐力に与える影響を直接調査するため、SCシリーズとして同一バッチのコンクリートから3体作製し、反力位置を変化させた引抜き実験を行った。

NMシリーズは、引抜き試験において対象とするコンクリートの粗骨材の最大粒径や粒骨材量により引抜き耐力が変化するという実験結果を確認するためのもの

表—2 コンクリートの調合

シリーズ	単位重量 kg/m^3				備 考
	セメント	水	細骨材	粗骨材	
LC, MC, NC, SC	308	185	888	908	AE剤1.5%添加
NM	484	315	1131	---

図—3 荷重装置

で、他のシリーズに用いた骨材の最大粒径は20mmであるのに対してNMシリーズでは最大粗骨材粒径が5mmのモルタルを用いた。

使用したコンクリートの調合を表—2に示す。供試体は、材令2週まで湿布養生を行い、その後は気中に放置し十分乾燥させた。実験時の材令は、5週から6週である。

2.2 荷重装置と測定項目

荷重装置を図—3に示す。なお、反力リングの厚さは、荷重の増加に従って反力の重心位置が大きく変化する事がないように5mmとした。ただし、円錐台の頂角 $\alpha=152^\circ$ の場合には、供試体の引抜き面に直径450mm深さ20mmの凹部を設け、その外周コンクリート部に反力を与えて荷重を行った。

ボルトの抜け出し量の測定は、定着プレートの直径上2点に取り付けたピアノ線を供試体底面まで延長して、供試体底面に対する相対変位として計測した。また、引抜き表面の盛り上がり変形も同様に底面に対する変位を図—2(b)中に示した点で測定した。

また、図—2(b)中に示した小孔にインクを注入した状態で内部ひび割れ調査荷重まで荷重し、荷重終了後供試体側面および底面に設けたノッチに沿って割裂し、その割裂面に表れたコーン状ひび割れの進展状況を実体顕微鏡を用いて観察した。さらにボルト軸から半径方向に発生するひび割れ状況は、荷重後の顕微鏡による観察に加え、図—2(b)中に示した位置に貼付したゲージ長30mmの表面ひずみゲージによりリング方向のひずみを計測した結果を参考にして判断した。

表—3 実験結果一覧

シリーズ	f_c kgf/cm^2	f_t kgf/cm^2	ひび割れ調査荷重 tonf			最大耐力
			1	2	3	
LC	278	28.0	2.0	2.5	3.0	3.1
MC	262	28.6	3.8	4.5	5.5	6.2
NC	261	26.6	4.0	5.0	6.1	7.1
NM	287	28.5	2.0	4.0	5.0	6.1

シリーズ	f_c kgf/cm^2	f_t kgf/cm^2	最大耐力 tonf		
			$\alpha=152^\circ$	$\alpha=96^\circ$	$\alpha=67^\circ$
SC	247	25.5	3.7	6.0	6.4

写真—1 コーン状破壊状況 (LC)

3. 実験結果の概要（破壊モードと破壊耐力）

実験結果の一覧を、表—3に示す。破壊まで加力した供試体は、すべてコーン状破壊であった。写真—1にコーン状破壊の状況を示す。円錐台頂角 $\alpha=152^\circ$ の場合、最大耐力以降徐々に耐力を失うのに対し、 $\alpha=96, 67^\circ$ では、最大耐力後急激に耐力を失い脆性的にコーンが抜け出る破壊であるという違いがあった。抜け出たコーンの形状は、 $\alpha=152^\circ$ の場合定着プレート付近ではコーン頂角が 120° 前後で、引抜き表面に近づくに従ってその角度を増し表面付近ではほぼ表面に平行に広がっているのが特徴である。しかしこの引抜き表面では、コーン破壊面は反力位置にまで達していないことから、反力位置のコーン破壊面形状に与える影響はなかったと考えられる。 $\alpha=96, 67^\circ$ の場合は、共にコーンの形状は側面内側に凹な円錐台で、引抜き表面では反力リングの寸法に等しい円形であり、破壊コーンの形状は反力位置によって決定されたものであった。

計測したひずみおよび変形については、解析結果と比較するために、後述する。

4. コーン状破壊機構の解析

4.1 解析対象のモデル化と解析手法

解析は、LC, MC, NC各シリーズの供試体について有限要素法を用いて行った。供試体は、図—4に示す

ように軸対称と見なし、節点数は 636 (1 272 自由度), 要素数 1 152 に要素分割した。要素には、鋼・コンクリート共に 3 節点 3 角形要素を用い、要素内のひずみは要素重心位置の値で一定とした。加力は、ボルト軸部では 1 軸引張応力状態であると仮定して図-4 中に示したボルトヘッドの節点に引張力を加えて行い、材料の非線形性に伴う不釣合力は次ステップで増分荷重とともに解放するものとした。ただし、ひび割れの発生による不釣合力については同じ荷重階で収束計算を行うものとした。

ボルトヘッドと定着プレート間および定着プレート下面の支圧面とコンクリート間では密着しているものとした。またボルトヘッドと定着プレート側面での付着は無視して解析モデル化を行った。

4.2 材料モデル

鋼材部分は、実験において降伏は生じなかったので弾性とした。

コンクリートは、ひび割れ破壊までは等方性モデルとし、八面体垂直応力 (σ_{oct})-体積ひずみ (ε_{oct}) 関係と八面体せん断応力 (τ_{oct})-八面体せん断ひずみ (γ_{oct}) 関係は互いに独立であるとした。

八面体垂直応力 (σ_{oct})-体積ひずみ (ε_{oct}) 関係は、次に示す Gerstle の提案⁸⁾による接線体積弾性係数 K_t を用いて表した。

$$K_t = \begin{cases} K_0 & \sigma_{oct} \geq 0 \text{ の場合} \\ K_0 \left(1 - C_1 \cdot \frac{\sigma_{oct}}{f_c}\right) & \frac{1 - C_2}{C_1} f_c < \sigma_{oct} < 0 \text{ の場合} \\ C_2 \cdot K_0 & \sigma_{oct} \leq \frac{1 - C_2}{C_1} f_c < 0 \text{ の場合} \end{cases}$$

ここで、係数 C_1 , C_2 は、それぞれ 0.5, 0.2 とする。また、応力およびひずみの引張を正とし、圧縮強度 f_c は負値とする。

八面体せん断応力 (τ_{oct})-八面体せん断ひずみ (γ_{oct}) の関係には Sargin 式⁹⁾を用いて次のように表される。

$$\frac{\tau_{oct}}{\tau_f} = \frac{C_3 \frac{\gamma_{oct}}{\gamma_f} - C_4 \left(\frac{\gamma_{oct}}{\gamma_f}\right)^2}{1 + (C_3 - 2) \left(\frac{\gamma_{oct}}{\gamma_f}\right) + (1 - C_4) \left(\frac{\gamma_{oct}}{\gamma_f}\right)^2}$$

ただし $\frac{\gamma_{oct}}{\gamma_f} > 5$ の場合は 5 とする。

ここで、 $C_3 = \frac{G_0}{G_f}$ (≥ 2), $C_4 = 0.3$, $G_f = \frac{\tau_f}{\tau_0}$ (G_0 : 初期せん断弾性係数) とする。

また、 τ_f は、破壊曲面上での八面体せん断応力を、 γ_f は τ_f に対応する八面体せん断ひずみを表す。

γ_f は、高圧縮応力下での圧縮靱性を考慮して、次式で表した。

図-4 要素分割図

$$\gamma_f = \gamma_{fu} \cdot \left[1 + \frac{2\sqrt{6}}{|f_c|} (r_f - r_{fu})\right]$$

ただし $r_f < r_{fu}$ の場合は、 $r_f = r_{fu}$ とする。

ここで、 τ_{fu} , γ_{fu} はそれぞれ一軸圧縮破壊時の八面体せん断応力とひずみを表す。

破壊条件には、次式で表される Ottosen¹⁰⁾ の提案する条件を用いた。

$$A \frac{J_2}{|f_c|^2} + \lambda \frac{\sqrt{J_2}}{|f_c|} + B \frac{I_1}{|f_c|} - 1 = 0$$

ここで、 λ は偏差角 θ の関数で次式で与えられる。

$$\lambda = \begin{cases} K_1 \cos \left[\frac{1}{3} \arccos (K_2 \cos 3\theta) \right] & \cos(3\theta) \geq 0 \text{ の場合} \\ K_1 \cos \left[\frac{\pi}{3} - \frac{1}{3} \arccos (-K_2 \cos 3\theta) \right] & \cos(3\theta) < 0 \text{ の場合} \end{cases}$$

$$\cos(3\theta) = \frac{3\sqrt{3}J_3}{2J_2^{3/2}}$$

ここで、 I_1 は、応力の 1 次不変量、 J_2 , J_3 は、それぞれ、偏差応力の 2 次、3 次の不変量を表す。

また、破壊局面の形状を決定する、係数 A , B および、 K_1 , K_2 は、Schickert¹¹⁾ の実験結果 ($f_c = 300 \text{ kgf/cm}^2$) から決められる次の値を用いた。

$$A = 3.2244, B = 3.4555, K_1 = 11.1538, K_2 = 0.9962$$

ひび割れ破壊は、図-5 中に示すように八面体せん断応力が 1 軸圧縮破壊時に対応する値より小さい場合に生じるものとした。

ひび割れの発生した後のコンクリートは直交異方性材料とみなし、ひび割れは応力-ひずみ関係で表現する分布ひび割れでモデル化した。分布ひび割れモデルでは、応力状態はひび割れ面に平行方向、直交方向の直応力成分とひび割れ面を伝達するせん断応力成分で表される。

ひび割れに平行方向の応力成分 σ_{st} については、Vecchio らの研究、すなわちひび割れ間の圧縮ストラット

図—5 コンクリートの破壊条件

図—6 ひび割れ面に平行方向の応力-ひずみ関係

の強度は1軸圧縮強度 f_c より低くなるという報告¹²⁾以来、ひび割れ直交方向の平均ひずみの関数とした強度低減係数が設けられることが多い。しかし本解析対象では要素の寸法が小さく、またひび割れを横切る鉄筋の付着応力による影響がないことから、RC平板を対象とした既往のモデルよりは低減効果は少なく、またひび割れ幅による影響も少なくなると考えられるため、圧縮強度の低減係数はひび割れ幅に関係なく0.9とし、ひび割れに平行方向の応力 σ_{st} -ひずみ ϵ_{st} 関係を図—6に示すように、Sargin 式⁹⁾で表現した。

ひび割れ面の直交方向の応力成分 σ_{cr} については、ひび割れ発生からひび割れ面が分離する間の引張ひずみ軟化域に関するモデルが多く提案されているが、そのほとんどはひび割れ面の直交方向の応力をひび割れ幅で表現したものである。本解析のように分布ひび割れで表現する場合にこのようなモデルを適用した場合、ひび割れによる破壊エネルギーが要素寸法に応じて変化するため、ひび割れの進展に影響し解析結果を左右することが報告されている¹³⁾。そこで、寸法の異なる要素においても破壊エネルギーが等価になるように、直線でモデル化したひび割れ後の引張軟化域の勾配を図—7に示すように変化させた。ただし、対称軸に対して放射状に生じる放射状ひび割れについては、このような考慮は行わず、図—7中の α_s を3とした応力-ひずみ関係で表した。

図—7 ひび割れ後の引張軟化特性

図—8 ひび割れを含むコンクリートのせん断応力-ひずみ関係

表—4 材料定数

鋼材	
ヤング係数 E_s (kgf/cm ²)	2100000
ポアソン比 ν_s	0.25
コンクリート	
初期ヤング係数 E_{c0} (kgf/cm ²)	210000
初期ポアソン比 ν_{c0}	0.17
圧縮強度 f_c (kgf/cm ²)	260
引張強度 f_t (kgf/cm ²)	26
圧縮強度時縦歪 ϵ_c	0.25%

また、ひび割れ面のせん断伝達に関しては、ひび割れ面における骨材の接触が不十分なせん断滑り変形が少ない段階でせん断剛性は低く、せん断滑り変形が増し十分に骨材が接触した段階ではせん断剛性が増加するハードスプリング特性を現す。この特性を表現するため図—8に示すようにひび割れたコンクリートのひび割れ面方向に対するせん断応力 τ_{cr} -ひずみ γ_{cr} 関係をハードニング型のバイリニアモデルで与えた。

4.3 材料定数

解析に用いた材料定数を表—4にまとめて示す。コンクリートについては、実験で用いたコンクリートシリンダーの試験結果の平均的な値とした。

5. 実験結果と解析結果の比較

5.1 最大耐力

解析の最大耐力は、0.1 tonf の増分荷重を与え、解が発散する直前の荷重としたが、LC, MC, NC それぞれ 3.7, 6.0, 7.0 tonf であった。実験および解析から得られたコーン頂角の違いによる最大耐力の変化を図—9

図—9 コーン頂角の違いによる最大耐力の変化

図—10 引抜き荷重-ボルトの抜け出し変位関係

に示す。また、著者らが本実験と同一のアンカーボルトで、粗骨材の最大粒径が 25 mm のコンクリートを用いて行った実験結果⁷⁾を併せて示した。実験時のコンク

図—11 引抜き荷重-リング方向のひずみ関係

リート強度の違いは、日本建築学会各種合成構造設計指針¹⁾を参考に $\sqrt{f_c}$ で補正した。

反力位置が無限遠となった状態を再現した LC では、アンカーボルトの設計規準耐力に対応していることがわかる。また、コーン頂角 $\alpha = 67^\circ$ の場合、骨材の最大粒径によって最大耐力が影響を大きく受けることがわかる。ここで採用した材料モデルを用いた解析値は、本実験で得られた反力位置の違いによる最大耐力の変化の傾向を表現している。

5.2 荷重-ボルトの抜け出し変位関係

図—10 に実験および解析から得られた荷重-ボルトの抜け出し変位曲線を示す。この図より、解析での抜け出しは載荷初期から生じていて、実験との差はボルトヘッドや定着プレートの外周面などとコンクリートとの間の付着を無視したためであると考えられる。その結果定着プレートからのひび割れ進展が早まり剛性低下の開始が実験に比べ低い荷重で起こっている。しかしボルトが抜け出すにつれてこの付着は減退するのでおおよそ良い対応を示すようになる。ひび割れが生じ抜け出しが進行すると、反力位置が破壊コーンに影響しない LC シリーズと破壊コーンの形状が決定される NC や MC の両シ

図-12 引抜き荷重と引抜き表面の面外変形の関係

リーズでは差が表れている。LC ではひび割れ発生後の剛性劣化が著しく最大耐力までの耐力の上昇がわずかであり、最大耐力以降もなだらかに耐力を失いながら変形が進行している。これに対し、MC や NC では変形が開始してからかなりの剛性で耐力が上昇し最大耐力以降不安定な破壊を生じている。解析でもこの傾向は表れているが、LC では変形が進み始めた後の剛性が実験に比べ大きいため、最大耐力は解析値が高くなっている。しかし写真でも見られるように SC シリーズの同じ条件での実験は、解析値とほぼ同じであり、この2つの実験の耐力の差は、SC では破壊コーンの形状が引抜き面で大きく広がった軸対称形であったのに対して、LC では軸対称でなかったという破壊形式の無作為な違いによるものと考えられる。

5.3 荷重-円周方向ひずみ関係

図-11 に実験と解析で得られた引抜き荷重と引抜き面上のリング方向のひずみの関係を示す。このひずみは引き抜かれるコーン内ですべて引張りであり、引抜き表面でのコンクリートは外周方向（遠心方向）へ変形していることがわかる。実験では、ボルトに近い①や②のデータはリング方向以外のひずみの影響を受けやすく、離れた④や⑤では非対称の変形が起こりやすいので純粋な円周方向のひずみとはいえないが、解析は実験の傾向をよくとらえているといえる。解析ではすべての供試体において最大耐力時には半径方向のひび割れが破壊コーンの引抜き面上に生じていることになるが、これは実験で引き抜かれたコーンの引抜き面全面に、反力位置に関係なく5~7本の放射状ひび割れが生じていたことから裏付けられる。

5.4 荷重-表面変形関係

荷重と引抜き表面の面外方向への盛り上がり変形との関係を図-12 に示す。NC や MC では、対称軸から離れるのに伴って変形が小さくなり、特に反力リング付近

では最大耐力に近づくまではほとんど変形せず、最終的に引き抜かれるコーン破壊面が反力リングに到達するのは最大耐力付近であることがわかる。解析での最大耐力時の引抜き面の変形は、ほぼ実験時の特徴を再現している。これに対して、LC の実験結果は、解析結果が示すほど変形は小さくなく、特にボルト軸から離れた③では最大耐力時での変形はほとんどなく、両者の対応は良くない。

5.5 ひび割れの進展状況

図-13 に、実験において観察されたひび割れ進展の状況を模式的に示す。(a) 図に示す LC の場合には、既往の報告¹⁴⁾にもあるように、荷重レベルの低い段階では定着プレートから頂角の小さい円錐台状のひび割れが生じ、荷重増加に従ってこのひび割れが引抜き表面に平行方向に向きを変えながら進展しコーン状破壊面を形成していく。このひび割れは、最大耐力以降も安定したまま進展を続ける。ただし、写真-1 で示したようにこの供試体のコーンひび割れは非対称であり、図に示さない反対側のひび割れはこのひび割れよりもコーン頂角の小さい形状であった。SC シリーズでは、ここに示したようなひび割れパターンであり、またほぼ対称であるといえるものであった。

(b), (c) に示す MC や NC の場合には、初ひび割れは (a) 図と同じ程度の頂角を持つ円錐台状のひび割れであるが、これは引抜き面には到達せず、このひび割れで形成されたコーンの内側に2次ひび割れが生じる。このひび割れも定着プレート外周と反力リング内周を結んだ円錐台よりも内側にわずかにくぼみながら進展し、MC の場合反力リング方向に向かって進んでいる。引抜き力が増加すると2次ひび割れの内側にさらにひび割れが生じる。このひび割れは、他のひび割れが定着プレートから進展するのとは異なりコーン内部で発生することが特徴である。コーン状破壊面は、MC の場合には2次

図—13 ひび割れ進展の状況

図—14 ひび割れの進展状況（最大耐力の約80%時）

図—15 主ひずみ分布（最大耐力の約80%時）

ひび割れが反力リング内径位置に達したものであり、NCの場合にはおよそコーン内部のひび割れの両端をそれぞれ定着プレート外周と反力リング内周に結んだものであった。

図—14に、解析における最大耐力の約80%加力時のひび割れの進展状況を示す。解析では、分布ひび割れモデルを用いたのでひび割れは要素領域にわたって表され、実験時に観察された複雑なひび割れパターンを明確に表現することはできない。そこで図—15に示した同じ荷重レベルでの主ひずみ図における引張ひずみからひび割れパターンを決定すると、(a)のLCでは、定着プレートから引抜き面に対してほぼ平行に進むひび割れと引抜き面に向かって斜めに進むひび割れの2つが生じていることがわかる。平行に進むひび割れは実験では確認されないが、ひび割れ幅の大きい斜めに進むひび割れ

の発生位置や進展状況はよく一致している。

(b), (c)図のMCやNCでは、1次、2次ひび割れが明確に分離されている。また、これらのひび割れが、反力リング近傍の3軸圧縮ひずみ領域に達して停止することを示している。コーン内部のひび割れは、この荷重レベルでは、顕著に表れていないことがわかる。このようなひび割れパターンは、Krenchelの行った実験（コーン頂角 $\alpha=62^\circ$ ）¹⁵⁾でも確認されており、特に2次的に生じるひび割れは無数のマイクロクラックであり最大耐力以降まで大きく開くことはないとしている。

図—16に、解析における最大耐力時の主ひずみ分布を示す。また、図—17に、この時の引張主ひずみを等高線で示す。(a)図のLCの場合、図—15(a)と比べて相対的に斜め方向のひび割れ位置の引張ひずみが拡大し、このひび割れがコーン状破壊面を形成することがわ

図-16 主ひずみ分布 (最大耐力時)

図-17 引張主ひずみの等高線図

図-18 主応力分布 (最大耐力時)

かる。(b) 図の MC では、コーン内部で引張ひずみの増大が顕著で 2 次び割れが反力リングの内径位置にまで到達し、実験で観察された内側に凹の破壊面を形成している。また、コーン内部ひび割れは解析では明確に表れていないが 2 次び割れから徐々にひび割れ発生域がコーン内部に広がっていき、実験で観察されたひび割れ発生域にまで達している。(c) 図の NC では、引張ひずみがコーン内部のひび割れに集中して破壊面を形成するのが明確に表れている。定着プレートと内部ひび割れを結んだ破壊面はほぼボルト軸に平行であり、そこでのひずみ状態は引張だけでなく圧縮側も顕著に表れているのが特徴である。

6. コーン状破壊の耐荷機構

以上の解析結果を実験結果と比較して検討した結果、解析は十分な精度でコーン状破壊を再現していると考えられる。ここでは、解析結果から得られた応力状態からコーン状破壊の耐荷機構について考察を行う。

最大耐力時の内部の主応力状態を図-18 に示す。(a) 図の LC ではコーン破壊面の形状をほとんど主圧縮応力方向と一致していて、その圧縮応力も破壊面上ではそれほど大きくはなっていないことがわかる。(b) 図の

MC においては、定着プレート近傍で主圧縮応力の方向の急激に変化するのがみられるが、その他の破壊面では主応力の方向と破壊面の方向とが一致している。それに対し (c) 図の NC では、コーン状破壊面に沿ってひび割れ面でのせん断伝達が卓越し引張応力が顕著に表れている。また、定着プレート直下のボルト軸に平行な破壊面では圧縮応力がひび割れたコンクリートの最大強度に達し圧縮破壊を生じている。このことから、NC の場合と同じ頂角をもつ引抜き試験において、引抜き耐力とコンクリートの圧縮強度が良く対応し、コンクリートの粗骨材量の変化により引抜き耐力が影響を受けるという実験結果を説明できる。

7. 解析上の問題点と今後の課題

本解析で用いたひび割れのモデルでは、ひび割れ面でせん断応力とともに伝達する圧縮直応力を表現していないので、図-18 の主応力図では、ひび割れ面で伝達されるせん断応力が引張強度を超過するような引張主応力を生じさせている。この圧縮応力は、NC のように破壊面が引抜きボルト軸に平行に近い場合にはコーン内部にリング圧縮応力を生じさせ半径方向のひび割れを制御し、LC のように引抜き面に平行な場合にはコーン状破

壊面の形成を早める方向にあると考えられる。また、ひび割れの方向をひずみ履歴に対して固定したため応力分布に乱れが生じている。より正確な応力状況・破壊性状を再現するには、LCのような場合には、ひび割れ面でのせん断伝達を精度よく表現した離散ひび割れモデルを用いた解析を行う必要があると考えられる。逆にひび割れ面が開かず、マイクロクラックでとどまって耐荷機構を形成するMCやNCの場合には、離散ひび割れモデルよりはひび割れをコンクリートの領域で表現した分布ひび割れモデルが適しているといえる。NCやMCの解析結果がLCの場合より実験結果をよりよく表現しているのは、この特性を反映しているためである。

8. 結 論

引張力を受けるアンカーボルトのコーン状破壊機構を実験および有限要素解析によって検討した。その結果は、次のように要約される。

(1) コーン状破壊は、反力の作用位置によって破壊機構が異なり、反力位置をボルトに近づけると最大耐力は大きくなる。本研究で行った解析により、反力位置が最大耐力に与える影響をよく表現することができた。

(2) 反力の位置が破壊コーンの形状に影響を与えないほどボルトから離れている場合には単一のコーン状破壊面が引張応力により形成され、反力位置が近い場合には2次ひび割れ、内部ひび割れとコーン内部にひび割れが順次発生し、最終の破壊面がこの内部ひび割れを縫うようにせん断滑り面を生じて形成される。この耐力機構は、実験と解析の結果の比較から明確にすることができた。

(3) 構造体コンクリートの強度試験である引抜き試験と同じ円錐台頂角 $\alpha=67^\circ$ の場合には、定着プレートと反力位置を直接結ぶコンクリートの圧縮束が内部ひび割れ間に顕著に形成され、最大耐力はコンクリートの圧縮束の圧縮破壊を伴うスリップ破壊時に発揮される。その最大耐力の大きさは、コンクリートの圧縮束の強度とその時にコーン内部のひび割れを伝達しているせん断力により決定される。したがって、コンクリートの圧縮強度に強く依存することになる。

(4) モルタルのように骨材の噛み合いによるひび割れ面でのせん断伝達が期待できない場合には、ここで用いた解析手法ではその破壊機構を説明することはできない。このような場合には、応力によるひび割れ進展の判定に限界があり、ひび割れ進展をエネルギーバランスから追跡する破壊力学的手法が有効であると考えられる。

参考文献

- 1) 日本建築学会：各種合成構造設計指針，1985年2月
- 2) ACI-349-76：Code requirements for nuclear safety related concrete structures, ACI journal, Aug. 1979
- 3) Malhotra, V.M. : Evaluation of the Pull-out Test to determine Strength of In-Situ Concrete, Research and Testing (RILEM, Paris) Vol. 8, No. 43, Jan.-Feb., 1975
- 4) 森田司郎，小松勇二郎：構造体コンクリート強度管理への引抜き試験法の応用，コンクリート工学協会コンクリートの非破壊試験法に関するシンポジウム論文集，平成3年4月
- 5) Ottosen, N.S. : Nonlinear Finite Element Analysis of Pull-Out Test, Journal of Structural Div., ASCE, Vol. 107, No. ST4, April, 1981
- 6) Stone, W.C. and Carino, N.J. : Comparison of Analytical with Experimental Internal Strain Distributions for the Pullout Test, ACI Journal, Proceedings, Vol. 81, No. 1, Jan.-Feb. 1984
- 7) 森田司郎，小松勇二郎，近藤吾郎：引抜き試験によるコンクリート推定強度への諸要因の影響（コーン寸法，乾燥，粗骨材量の影響），セメント技術年報，No. 37, 1983
- 8) Gerstle, K.H. : Simple Formulation of Triaxial Concrete Behavior, ACI Journal, Vol. 78, No. 5, Sep.-Oct. 1981
- 9) Sargin, M. : Stress-Strain Relationships for Concrete and Analysis of Structural Concrete Sections, Study No. 4, Solid Mechanics Division, University of Waterloo, Canada, 1971
- 10) Ottosen, N.S. : A Failure Criterion for Concrete, Journal of Eng. Mec. Div. ASCE, Vol. 103, EM4, Aug. 1977
- 11) Schickert, G. and Winkler, H. : Versuchsergebnisse zur Festigkeit von Beton bei mehraxialer Druckbeanspruchung, DAfStb Heft 277, Wilhekm Ernst & Sohn, Berlin, 1977
- 12) Vecchio, F. and Collins, M.P. : The Response of Reinforced Concrete to In-Plane Shear and Normal Stress, Publication No. 82-03, Dept. of Civil Eng. Univ. of Toront, March 1982
- 13) Bazant, Z.P. : Mechanics of Distributed Cracking Appl. Mech. Rev. Vol. 39, No. 5, May 1986
- 14) 松藤泰典，河村博之，佐治泰次：コンクリートに定着された鉄筋の引抜き強度に関する研究（コンクリートが破壊する場合），九州大学工学集報，第44巻第6号，昭和46年12月
- 15) Krenchel, H. and Shah, S.P. : Fracture analysis of the pullout test, Matériaux et Constructions, Vol. 18, No. 108, 1985

(1991年8月21日原稿受理，1992年2月12日採用決定)