

複数本の付着型アンカーボルトの引き抜き強度に及ぼす相互作用の影響

Pull-out strength of interacting multiple bond type anchors

小畑 誠*, 小栗 智喜**, 後藤 芳顯***

Makoto OBATA, Tomoki OGURI, and Yoshiaki GOTO

*Ph.D. 名古屋工業大学助教授 工学部社会開発工学科 (〒466-8555 名古屋市昭和区御器所町)

**東邦瓦斯 建設技術部 (〒456-8511 名古屋市熱田区桜田町 19-18)

***工博. 名古屋工業大学教授 工学部社会開発工学科 (〒466 名古屋市昭和区御器所町)

Bond type anchor is a member of post-installed type anchors, and resists pull-out force with enhanced bonding strength on the bolt surface. Under pull out loading, it fails in a complicated manner that simultaneously contains cone failure of concrete and bond failure on the surface. The objective of this work is to investigate the strength and failure mode of the multiple anchors under interaction both analytically and experimentally. We confirmed that the 1.5 power law that has been proposed by the authors gives very good prediction of pull-out strength and failure modes.

Key Words: *bond type anchor, cone-failure, fracture of concrete*

キーワード: 付着型アンカー, コーン破壊, コンクリートの破壊

1 はじめに

構造物や機材をコンクリートフーチング、床面あるいは壁面に固定するのがアンカーであるが、これにはあらかじめ施工時に設置するいわゆる先付け型のものと施工後に取り付けられるあと施工型がある。あと施工型は先付け型に比べて設置位置などに対して柔軟に対応できるという利点はあるが、長い間適用先は小さく軽量なものにとどまってきた。しかし施工方法や品質の改善とともに、構造物の耐震補強や地中壁連続工法などにも積極的に利用されるようになってきておりその適用先は幅広くかつ重要度の高いものになってきている¹⁾。あと施工型アンカーには定着のメカニズムとして突起物などによる機械的な抵抗に期待する金属系とエポキシ系やポリエステル系などの接着剤による付着を用いる接着系とがある。接着系は金属系に比べて開発、使用ともに歴史が浅いが、20mm程度の径のアンカーボルトでは金属系のおおよそ1.4倍もの引き抜き強度が期待できることや金属系に比べて縁端距離に関する制約も小さいことから接着系の使用の割合が増加している¹⁾。そしてそれにしがたい接着系アンカーについても引き抜き破壊に関する力学的挙動を明確にすることが要求されてきている。本研究ではこのあと施工型接着系のアンカーを扱う。

現在のところ接着型アンカーの設計は各種合成構造設計指針等^{2,3,4,5)}に記されている他に鉄筋コンクリートの鉄

筋の定着に準じるようになっていく。これによれば1本の接着系アンカーの引き抜きに対する破壊モードは図1に分類するとおりである。つまり接着部が破壊する付着破壊(図1(a))、定着躯体が破壊するコーン破壊(図1(c))、そして定着長の大きいときには図1(b)に示すようにアンカーの上部のみにコーンひび割れが発生する混在モードが現れる。しかしながら引き抜き強度の算定については現在の設計指針ではいずれも図1(b)の混在モードを除外して考えることになっている。この仮定の適用範囲が必ずしも明確でない以上このような扱いは論理的な一貫性に乏しいと言わざるを得ない。また混在モードでの破壊が生じて定着長さが短くなった後に接着破壊が生じると結局最初に混在モードでの破壊が生じるときに最大引き抜き強度に達する場合もあり、この混在モードを除外することは実務上も必ずしも合理的とは言えないと考えられる。この問題に関連して尾坂⁶⁾らはコンクリート製橋脚の定着部においてコーンひびわれによる定着長の欠損という観点から詳細な検討をしている。他にも著者らは簡単な力のつりあいによりこの破壊モードを含む図1に示すすべての破壊モードを一貫した考え方で扱う手法を提案しその有用性を解析および実験の両面から実証してきた⁷⁾。また著者らはコーン破壊に対しても各種設計指針にあるような単純なせん断破壊面の考え方ではなく簡単な破壊力学の考え方を導入することにより実験的観察をよく説明する解析法(1.5

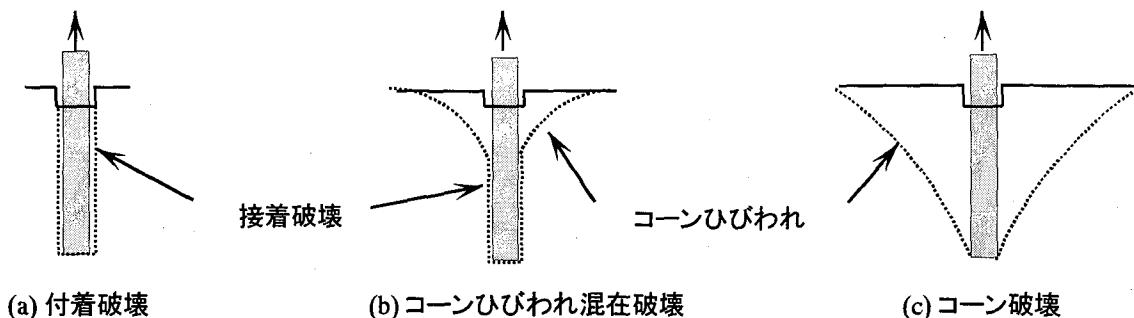


図1 接着型アンカーの破壊モード

乗則)を提案し、単一のアンカーの引き抜きのみならず縁端距離の影響も含めてその妥当性を実証してきた⁸⁾。

しかしながらアンカーを1本で用いることは少なく実構造への適用を考える場合避けて通れないのは隣接するアンカーの引き抜き強度に与える相互作用の影響である。そこで本研究ではこれまで著者らが提案してきたコーン破壊強度の1.5乗則を前提にしながら最も基本的な場合として2本のアンカーボルトを考え、その引き抜き耐力および破壊機構に及ぼすアンカー間の距離および引き抜き力の比の影響を理論および実験的に検討することを目的とする。

2 2本のアンカーボルトの引き抜き強度の算定法

複数本のアンカーの引き抜き破壊に関する相互作用で最も重要なものはコーン破壊面の重なりによるものでありこの点では既に著者らが示した縁端距離の小さい場合⁸⁾に沿って考えることができる。以下にこの考え方を2本のアンカーに拡張した場合の定式化を示す。

図2のように2本の接着型アンカーがありそれぞれのアンカーの設置形状や材料は同一とし、そのアンカーをそれぞれ P_1 、 $P_2 (= \alpha P_1)$ の一定の軸力比 α で引き抜くものとする。このときアンカーは定着長さ(ℓ)、付着力、コンクリートのコーン破壊強度等により図1に示す3つの破壊モードを呈する。このうち図1(a)に示す付着破壊モードでの引き抜き強度の算定は単純であり実用の範囲内では隣接するアンカーの相互作用の影響も極めて少ないものと思われる。そこでここではコーン破壊を含む破壊形式(図1(b),(c))があらわれる場合を中心に考えるものとする。図2のようにそれぞれ深さ x_1 、 x_2 でコーンひびわれが生ずるものとする。コーンひびわれ面より上の部分の力のつりあいから次式を得る。

$$P_c(x_{1c}, x_{2c}) = P_b(x_{1c}, x_{2c}) \quad (1)$$

$$\left. \frac{\partial P_c}{\partial x_1} \right|_{x_1=x_{1c}} = \left. \frac{\partial P_b}{\partial x_1} \right|_{x_1=x_{1c}} \quad (2)$$

$$\left. \frac{\partial P_c}{\partial x_2} \right|_{x_2=x_{2c}} = \left. \frac{\partial P_b}{\partial x_2} \right|_{x_2=x_{2c}} \quad (3)$$

ここに P_c 、 P_b はコーンひびわれ強度とその深さまでの付着強度である。具体的な $P_c(x_1, x_2)$ や $P_b(x_1, x_2)$ の表現にはいくつかの可能性がある。縁端距離の影響を考えた場合と同様に複数本のアンカーの相互作用も $P_c(x_1, x_2)$ や $P_b(x_1, x_2)$ に反映させることで考慮することができる。文献8)でそのメカニズムの詳細を示したように混在モードでの引き抜き破壊性状に対する $P_c(x_1, x_2)$ の影響は大きい。一方、アンカーの接着力については定着長がボルト径に対して極端に長いものでなければボルト表面上での接着応力がほぼ一定であると考えerことは不当ではない⁹⁾。これは単純な分布ばねモデルを使っても確かめることができる。また施工可能な範囲のアンカー間距離の範囲では定着躯体側の応力分布により接着応力分布が大きな影響を受けることも考えられない。したがって実用上は問題なく接着応力分布を一定と仮定できるものとして次式を得る。

$$P_b(x_1, x_2) = P_1 \frac{x_1 - u}{\ell} + P_2 \frac{x_2 - u}{\ell} = \frac{P_1}{\ell} \{ (x_1 - u) + \alpha (x_2 - u) \} \quad (4)$$

一方コーン破壊強度 P_c については現在各種設計指針には単独のアンカーに対して最終的なコーンひびわれ面に一様な引張り応力が生じるとの仮定のもとに P_c がコーン破壊面積に比例するものとしている。そして隣接するアンカーの相互作用はコーン破壊面の重なりを考慮した有効コーン破壊面積を導入することによって対応することになっている。すなわち

$$P_c(x_{1c}, x_{2c}) = \sigma_{cone} \left\{ y_1^2 (\pi - 2\theta_1) + y_2^2 (\pi - 2\theta_2) + \frac{1}{2} y_1^2 \sin 2\theta_1 + \frac{1}{2} y_2^2 \sin 2\theta_2 - \frac{\pi}{2} D^2 \right\} \quad (5)$$

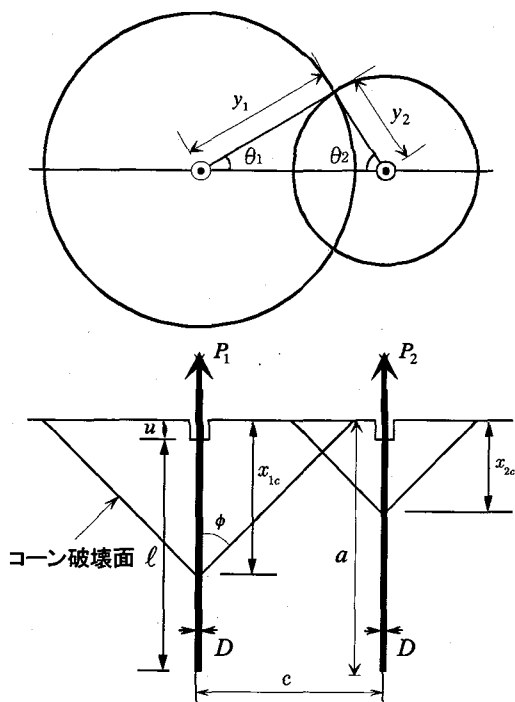


図2 2本の付着型アンカーの相互作用

となる。これによれば単独のアンカーに対しては P_c はコーンひびわれ発生深さの2乗に比例することになる。考え方は明解であるがこれは深い位置からコーンひびわれが発生するときに実験値との対応が悪い事が知られている。実際 CEB⁵⁾では金属系あるいは先付け型の定着板型アンカーに対してではあるが、数多くの実験結果の回帰分析をもとに P_c がコーン破壊発生深さのほぼ1.5乗に比例することを示している。著者らも文献8)において線形破壊力学を用いた近似理論により接着系アンカーにおいても P_c がコーン破壊発生深さの1.5乗に比例するメカニズムを提示した。そしてその妥当性を縁端距離の小さい場合の結果を予測することによって間接的ながら確認している。隣接するアンカーの相互作用はコーン破壊面の重なりにより生じるのでこれは基本的には小さい縁端距離によりコーン破壊面が欠落する場合と同様に考えて良い。実際に縁端距離あるいは隣接するアンカーの相互作用の接着力に対する影響を考えなければ、引き抜き力 $\alpha = 1$ のときにアンカー間距離 c の問題は縁端距離 $c/2$ のアンカーの問題と等価になる。文献8)で著者らは1.5乗則のメカニズムの考察からコーン破壊強度に影響するのは面積ではなく特異性を持ったき裂先端面の長さであるとして次のように提案した。

$$P_c(x_1, x_2) = C \left\{ \left(1 - \frac{\theta_1}{\pi} \right) y_1^{1.5} + \left(1 - \frac{\theta_2}{\pi} \right) y_2^{1.5} \right\} \quad (6a)$$

$$y_i = x_i \tan \phi + \frac{D}{2}, \quad i = 1, 2 \quad (6b)$$

$$y_1 \cos \theta_1 + y_2 \cos \theta_2 = c \quad (6c)$$

$$y_1 \sin \theta_1 = y_2 \sin \theta_2 \quad (6d)$$

しかしながら上式では2本のアンカー間の距離が小さくなる、つまりコーン破壊発生深さが大きくなり $\theta_1, \theta_2 \approx \pi/2$ となったときに単独のアンカーのコーン破壊強度に収束せず完全な形での整合性が保たれていない。そこでここではその式を若干訂正し以下の形で用いる。すなわち

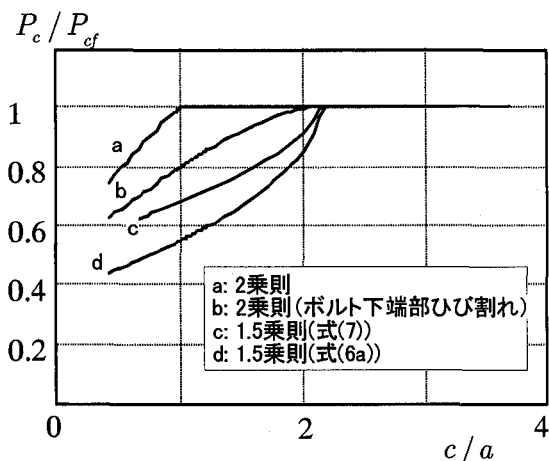
$$P_c(x_1, x_2) = C \left\{ \left(1 - \frac{\theta_1}{\pi} \right) y_1^{1.5} + \left(1 - \frac{\theta_2}{\pi} \right) y_2^{1.5} \right\} \quad (7)$$

ここで C は文献8)にあるようにコンクリートの破壊靱性値やヤング率に依存する定数である。 ϕ はコーン破壊の発生角度であり設計上は 45° とすることが多い。そこで以下の計算例ではすべて $\phi = 45^\circ$ とする。この式(7)はコーン破壊強度がその発生深さの1.5乗に比例し、隣接したコーン破壊面の重なりにより一本あたりの破壊面が欠落した場合には欠落した円弧長さに比例して強度が減少することを意味している。以上の式(1)~(4)および(7)からなる非線形の連立方程式を解くことにより引抜荷重 $P = P_1 + P_2 = (1 + \alpha)P_1$ とコーン破壊発生深さ x_{1c}, x_{2c} を得ることができる。なお以上の展開からあきらかなようにこの定式化はアンカーの本数や配置に関わらず適用可能である。アンカーの本数や配置の影響は式(7)で考慮される。また以上のつりあいを考えた定式化においてはアンボンド部がない場合、すなわち $u = 0$ では $y_1 = y_2 = D/2$ というトリビアルな解が存在する特異点となる。⁷⁾

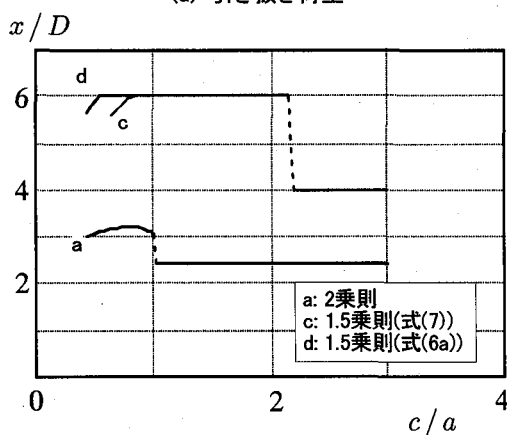
図1(a)に示すような付着破壊が先行しない程度に付着強度と埋め込み長さが十分に大きければ単独のアンカーに対して第1回目の混在モードの発生荷重およびコーン破壊発生深さは式(1)~(4)より次のように与えられる。

$$P_{cf} = C \frac{\ell}{x_c - u} y_c^{\frac{3}{2}}, \quad x_c = 3u + D / \tan \phi \quad (8a, b)$$

ただし $u > 0$ である。したがってコーン破壊の発生角度 ϕ がおよそ 45° であれば単純に考えて2本のアンカー間の距離 c がこの x_c のおよそ2倍程度の大きさに現れることになる。文献8)の結果を考慮すると実際にはそれ以上の距離から影響は現れる。簡単な計算例として $a/D = 6$, $u/D = 1$ の場合について引き抜き耐力 $P = P_1 + P_2$ とアンカー間距離 c および引き抜き力の比 α の関係を示す。ここで求めているのは混在モードおよびコーン破壊モードを考慮した場合の耐力であって接着破壊モードやボルト破断モードについては考慮していない。後者2つのモードに対応する耐力の算定は容易でありここに示した結果か



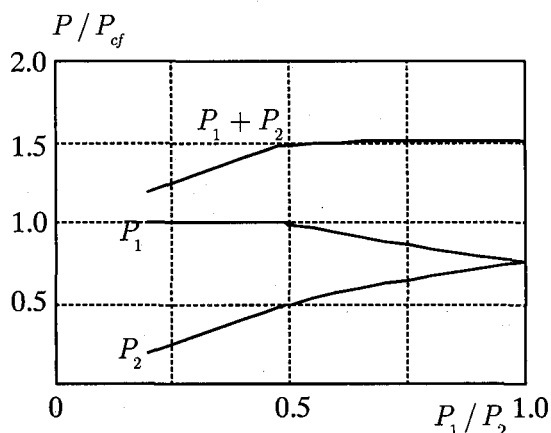
(a) 引き抜き荷重



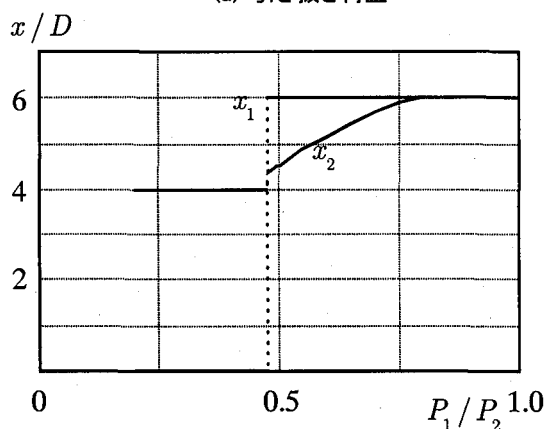
(b) コーンひび割れ発生深さ

図3 アンカー間距離と引き抜き耐力

らすべての場合のアンカーの耐力を推定することができる。図3(a)は引き抜き力比 $\alpha = 1$ すなわち $P_1 = P_2$ のときのアンカー間距離と1本あたりの1回目のコーン破壊発生荷重をプロットしたものである。図3(a)からわかるように式(7)の1.5乗則に従うときこの埋め込み長さでは $c/(a + D/2) \approx 2$ で、すなわちコーン破壊がアンカー底部から 45° の角度で発生したときにコーン破壊面が重なり始める領域で相互作用の影響が現れている。しかしながら2乗則に従う場合は相互作用の影響は $c/a \sim 1$ になるまでアンカーが接近しないと現れないことになり、予想される挙動は大きく異なっている。先にも述べたように図3(a)に示した結果は式の上では縁端距離が $c/2$ の1本の接着型アンカーのコーンひびわれを含む引き抜き強度と同じである。文献8)によれば実験結果は2乗則よりも混合モードの破壊を考慮した1.5乗則の解析結果を支持するものになっている。また式(6a)とそれを訂正した式(7)の結果を比較すると相互作用の現れる距離は同じであるがその後の引き抜き荷重の低下は式(6a)の方が大きい。そして図3(a)から大きなアンカー間距離でコーン破壊の発生位置がボルト下端部より浅くなるのは式(7)を用いた場合である。またこの図の範囲ではコーン破壊はほとんどボルト下端か



(a) 引き抜き荷重



(b) コーンひび割れ発生深さ

図4 軸力比と引き抜き耐力

ら発生しており式(6a)と式(7)の引き抜き強度の差はコーン破壊強度の評価式の違いがそのまま現れているものと考えることができる。また図3(a)には現行の設計法にならい2乗則を用いかつコーン破壊が必ずアンカー下端部から生じるものとした場合の結果も同時に示した。既に述べたように破壊メカニズムを考えるとこのような考え方は必ずしも合理的ではないが結果は1.5乗則のそれにかかなり近づいたものになっている。これは1.5乗則においてもコーン破壊の発生位置がおおよそボルト下端部であることによる。ただし、この結果はボルトの埋め込み長さ a にも依存しており、適用範囲が必ずしも明確でないことに留意する必要がある。

次に図4は式(7)の1.5乗則を用いて $c/a = 1.4$ のときに2本のアンカーの軸力比がコーン破壊を含む破壊モードに対応した引き抜き強度に与える影響を見たものである。図中で軸力比 α が0.5よりも大きい範囲で軸力の和 $P_1 + P_2$ はほぼ一定になっており2本のアンカーの引き抜き強度に対する引き抜き力の比の影響はこの範囲で極めて少ないことがわかる。ただし図4(b)をみてわかるように $\alpha \approx 0.8$ 付近でコーン破壊発生位置に変化が現れている。すなわち α が1から減少していく場合を考えるとまず

$\alpha = 0.8$ 付近までは破壊モード、引き抜き荷重の合計ともにほとんど変化はないが、 $\alpha = 0.8$ 付近で破壊モードの遷移が生じる。しかし破壊モードは遷移するものの引き抜き荷重はそれ以降 $\alpha = 0.5$ までわずかに減少するだけである。そして $\alpha = 0.5$ 付近でもう一度破壊モードの遷移が生じそれ以降は単独のアンカーボルトでコーン破壊混在モードで引き抜き破壊が生じ、引き抜き荷重の変化も顕著となる。したがって 1.5 乗則にしたがえば 2 本のアンカーの引き抜き実験において載荷に多少の偏心があつたとしても引き抜き強度および破壊モードに与える影響は非常に小さいであろうことが予想できる。これは強度評価実験結果の解釈において重要な点である。

3 2本のアンカーボルトの引き抜き破壊実験

前章の解析結果を検証するためにアンカー間距離を変えた 2 本のアンカーの引き抜き実験を行う。供試体は著者が縁端距離の影響を確認するために使用した供試体⁸⁾を参考に図 5(a)(b)に示すフーチング型ものを用いた。図 5(a)は 2 本のアンカーの相互作用を観察するためのものであり、図 5(b)はアンボンド部を大きくとりコーン破壊の発生を防ぎ付着強度を測定するためのものである。アンボンド部の深さは相互作用測定用供試体でボルト直径と同じ $D (= 12\text{mm})$ 、付着強度測定用供試体では $3D (= 36\text{mm})$ である。コーンひびわれ発生への影響をさけるためにコンクリートは無筋としている。供試体の大きさはアンカーの引張りにより生ずる曲げに対して十分な耐力を持つこととコーンひびわれが 45° の角度で発生してもコーンひびわれ面の成長に影響がでないことを念頭に決定した。相互作用測定用供試体に対して設定したアンカー間距離は表 1 に示すとおりである。コーン破壊の発生が 1.5 乗則に従うとすれば相互作用のない単独のアンカーの混在モードによるコーンひびわれ発生深さは式(8b)より $3u + D = 4D$ と予想される。したがって単純に考えればアンカー間の距離 c がこの 2 倍程度以内であればコーン破壊面の共有による相互作用の影響が現れることになる。これはこの実験の埋め込み長に対しては $c/a = 1.5$ 程度ということになる。しかしながら図 3 の解析結果や文献 8) の実験結果にあるように実際にはこれよりも大きなところで影響が現れる。したがってこれらの距離は図 3 の解析結果や文献 8) にある縁端距離の影響を見る実験結果を参考にして決定した。アンカー間距離 250mm のものはアンカー間距離が十分に大きく相互作用がないものと想定している。コンクリートおよびアンカーボルトの材質は表 2 にまとめて示す。ボルトは高力ボルト F10T で公称直径は 12mm で埋め込み部にねじ加工を施すことで付着力を増加させるものとした。このよ

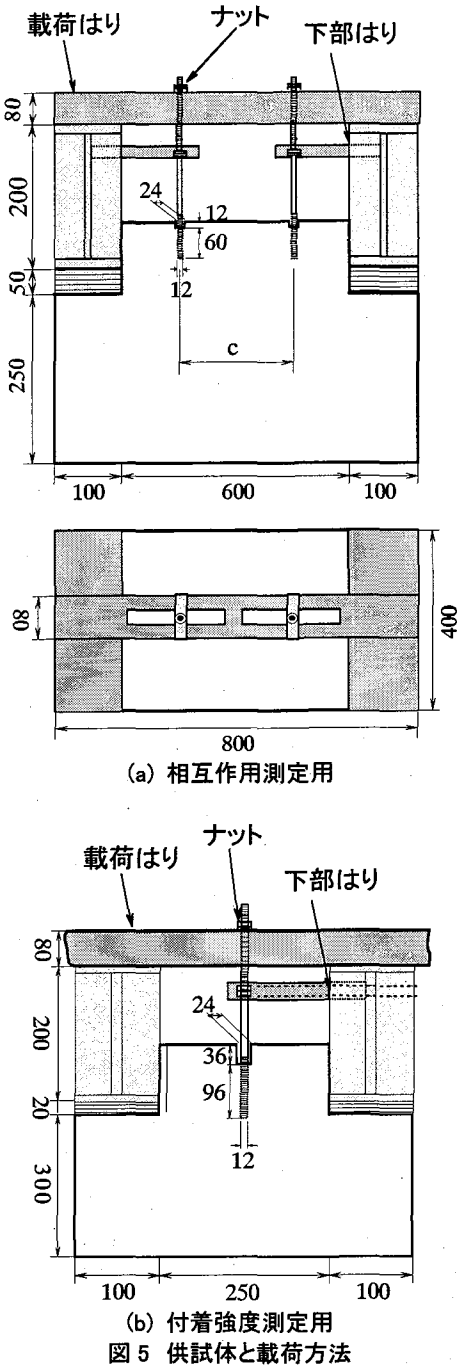


図 5 供試体と載荷方法

表 1 相互作用測定用供試体の種類

供試体名	アンカー間距離	c/a
FC	250	3.46
F2.0	144	2.0
F1.7	122	1.7
F1.4	100	1.4
F1.0	72	1.0
F0.6	44	0.6

うな加工は実際の施工においても奨励されている。付着型アンカーの設置はコンクリート硬化後にハンマードリルによって穿孔しエポキシ系接着剤によって行った。穿孔径は 16mm、またアンボンド部の径は 24mm とした。このアンボンド部を含めて埋め込み長は $72\text{mm} = 6D$ とした。実

際の施工において埋め込み長は $7D \sim 12D$ 程度とされているが、本研究の目的は相互作用下にあるアンカーのコーン破壊を含む混在モードでの破壊を観察することにあるのでボルト破断ではなく確実にコーン破壊混在モードを発生させるために若干短めの埋め込み長を選んだ。アンカーへの载荷は相互作用測定用と付着強度測定用ともにボルト上部にねじ切りを施しナットを締め付けることにより行った。なお軸力を導入する部位の十分な強度を得るため転造ねじ加工とした。また、締め付けによるボルトの回転の影響をさけるためにボルト上下端部のねじきりは互いに逆方向としかつ、治具によりボルトの回転を防ぐようにした。相互作用測定用の供試体ではボルトに貼付したひずみゲージによりボルトの軸力を計測し軸力比 α を1に保ちながら静的に载荷した。具体的には2本のアンカーの軸力の差が最大でも軸力の10%を越えないように制御しながら行った。なお軸力比に多少の変動があっても前章の解析によりアンカーの破壊性状に与える影響は小さいものと予想される。計測項目はボルトの引き抜き荷重および引き抜き端のボルトの変位、ボルト引き抜き端付近でのコンクリートの表面変位である。また载荷中のひび割れの様子については目視によって観察した。内部ひび割れについては実験終了後に観察した。

4 実験結果と考察

まず図5(b)に示す供試体を用いてアンカーの付着強度を測定した。結果は引き抜き荷重約63.7kNでアンカーボルトが破断し、平均付着強度が177MPa以上あることが示された。この付着強度は相互作用測定用供試体のアンカーボルト1本あたりの引き抜き荷重に換算すると39.8kN以上となる。相互作用測定用供試体を用いた実験で得た引き抜き強度の結果を表3にまとめる。軸力比 α を1としたので表中には1本あたりの引き抜き強度を示した。なお、実験値における1本あたりの引き抜き力とは2本のアンカーに载荷された荷重の平均値である。これらの値はいずれも付着破壊に相当する引き抜き強度39.8kNより小さく、ここに示す実験ではいずれも付着破壊が支配的にはならないだけの十分な接着剤の付着強度があったと推定できる。実際、図5(a)の相互作用測定用供試体では表面ひび割れの様子あるいは実験終了後の内部ひび割れの観察によりアンカー間距離によらずコーンひびわれを含む破壊形式を呈したことを確認した。図7はFC、F1.7、F1.0の3体についてのひび割れ状況をより分かりやすく展開図で表したものである。いずれの供試体でもこの図に示すようなひびわれパターンが現れた時点で最大荷重を得た。すなわち1回目にコーンひびわれが生じる点が最大荷重点であ

表 2 材料表

材料	特性
アンカーボルト	F10T M12, $P_y = 5.15 \times 10^4 \text{ N}$
コンクリート	$\sigma'_c = 33.9 \text{ MPa}$ 最大骨材寸法 25mm, スランプ 17cm
接着剤	コニシ E200 (エポキシ系)

表 3 引き抜き強度

供試体	引き抜き強度(kN) (1本あたり)
FC	31.8
F2.0	27.2
F1.7	28.2
F1.4	27.0
F1.0	20.6
F0.6	18.5

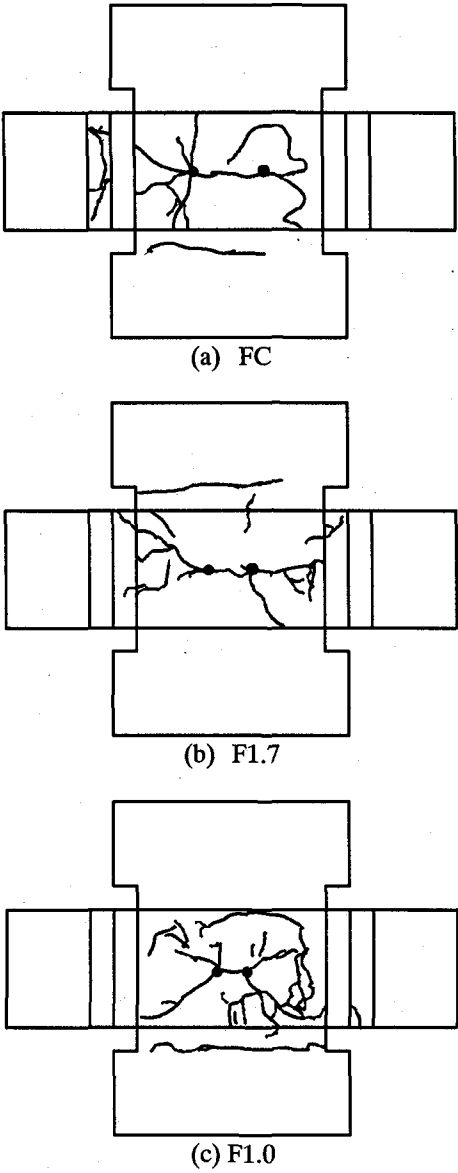
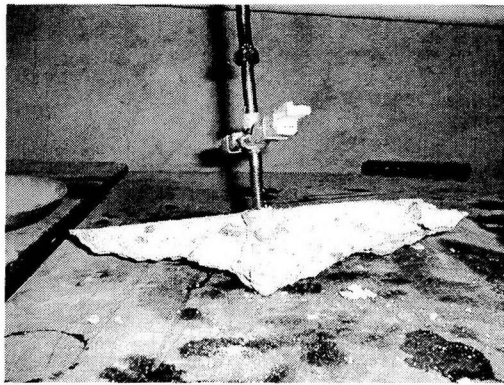
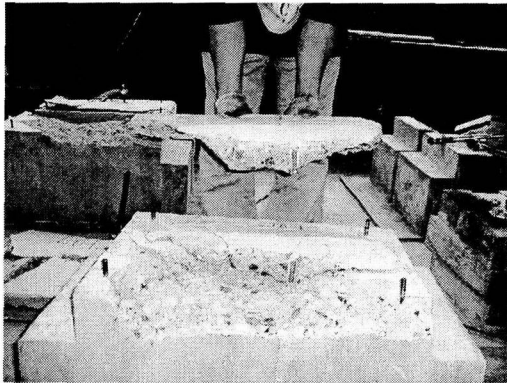


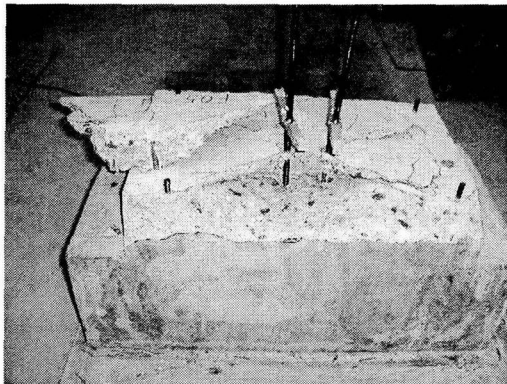
図 7 引き抜き強度時のひび割れパターン



(a) FC



(b) F1.7



(c) F1.0

図8 実験終了後の内部のひび割れ状況

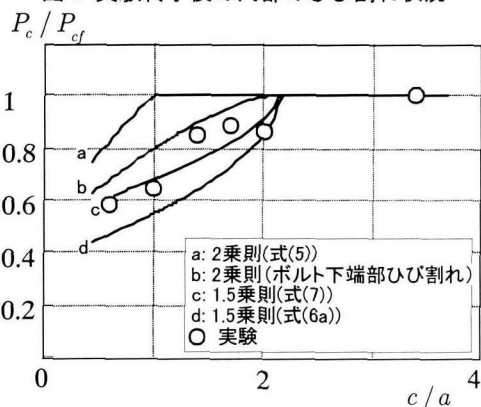
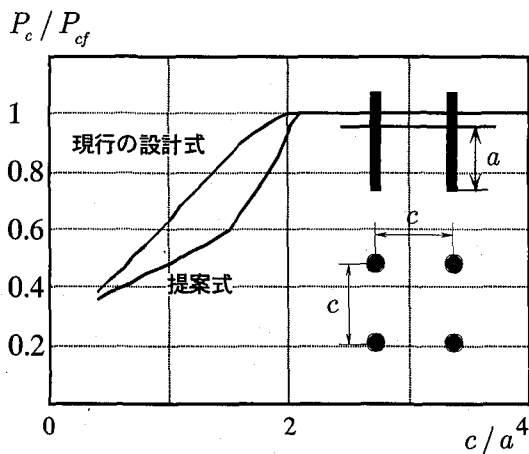


図9 アンカー間距離と引き抜き耐力

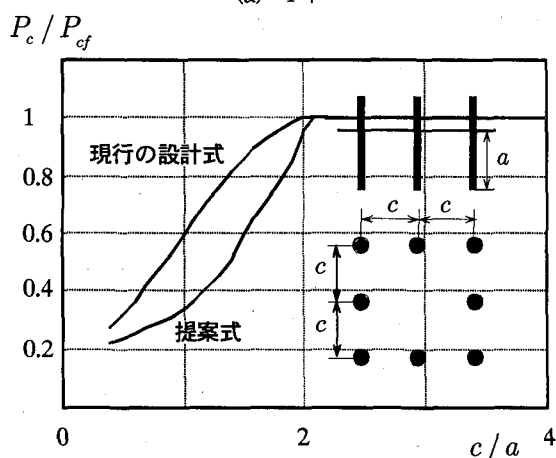
った。アンカー間距離が最も大きい FC では上面のひび割れの様子からそれぞれのアンカーから独立したコーン状

の破壊面が現れていることがわかる。その一方で F1.7 および F1.0 では表面のひびわれ形状は FC のそれとはあきらかに異なっている。特に F1.0 では 2 本のアンカーボルトを取り囲むようにコーンひびわれ面が形成されていることがはっきりと読みとれる。コーンひびわれの様子をさらに詳しく見るために図8に FC, F1.7, F1.0 の実験終了後の供試体についてその内部ひび割れ状況を示す。これからわかるように F1.7, F1.0 ではひび割れはほぼボルト下端部から発生している。FC についてもほぼボルト下端部からコーンひびわれが発生しているがこれはボルトの穿孔径が 16mm であったことと接着剤の強度が十分に高かったことから見かけのボルト径が 12mm よりも大きくなったことが一つの原因と考えられる。いずれにしても 1.5 乗則による推定とほぼ合致するものとなっている。したがってこの例では接着型であっても常にアンカー下端部よりコーン状ひびわれが発生するとする現行の設計式の仮定とたまたま一致することになる。相互作用の影響の大きいものでは 2 本のアンカーボルトの下端部を結ぶように水平にひび割れが起こっており、コーン破壊面の断面形状はその 2 本のアンカーを軸とする対称形に近いものとなっている。コーンひびわれの発生角度は FC ではボルト先端部でも 45° よりもやや少し大きく 50° 程度であり上部自由表面付近ではひび割れ角度は $70 \sim 80^\circ$ にもなっている。アンカー間距離の短いものでは発生角度はやや大きくなるようである。

図9は2章で示した 1.5 乗則の解析法の結果と実験結果を比較したものである。実験結果では FC の 1 本当たりのアンカーの引き抜き強度を相互作用の影響のないものと見なしそれを P_{cf} としてそれで 1 本当たりのアンカーの引き抜き強度を無次元化した。図からあきかなように実験値は式(7)で与えられる 1.5 乗則に最も良く一致したものになっている。そして式(5)の 2 乗則による予測とは大きく離れたものになっている。これは文献 8) で縁端距離の影響をみたものと同じ傾向である。したがってコーンひびわれ面の形成プロセスを無視し最終的なコーン破壊面でのつりあいにより耐力を算定するという 2 乗則の仮定にはやはり無理があるものと考えられる。また、図9には参考のために現行の設計法による強度予想式を示した。先にも述べたように現行の設計法ではコーン破壊面は定着長さにかかわらずボルト下端部より発生するとしている。この例では 1.5 乗則を用いて 2 章に示した無理のない仮定により求めたコーン破壊発生位置とたまたま一致するために結果として 2 章で示した合理的な 2 乗則よりは実験値に近いものになったと考えられる。この結果だけを見ると現行の設計式でもある適当な定着長の範囲内では悪くない近似となる可能性があるが、一般的な定着長や接着強度あるい



(a) 4本



(b) 8本

図10 引き抜き強度の比較

はコンクリート強度などの組み合わせに対して一貫した破壊メカニズムによる説明が付けられないことに注意する必要がある。また現行の設計式では軸力比 α が1でない時の適用にも不明な点がある。したがって合理的な強度の推定にはコーンひびわれ混在モードを合理的に取り込むこととコーン破壊が進行性破壊であることを考慮した1.5乗則を用いることの2点が重要であると考えられる。

図10には矩形配置された4本あるいは8本のアンカーについて接着破壊が生じないものと同じ軸力で引っ張ったときの現行の設計式¹⁾と本論文での提案結果との比較を参考のために示したものである。なお現行の設計式ではコーン破壊面積の計算にアンカーボルトの断面積の影響を無視した簡易式を用いた。アンボンド長は D 、埋め込み長は $10D$ とした。現行の設計式では仮定によりコーン破壊がボルト下端部から発生するとしており、また提案する定式化でも結果としてコーン破壊はボルト下端部より発生するモードが卓越する。したがってともに相互作用は $c/a = 2$ 付近で現れその後はコーン破壊面の重なりをどのように考えるかに依存して引き抜き耐力の低下が見られる。 $c/a = 0.8 \sim 1.6$ で現行の設計式は1.5乗則に比べて20%程度強度を高めに見積もることになる。

4. まとめ

複数本の接着型アンカーの引き抜き強度におよぼすアンカー間距離の影響を、著者らが文献8)で提案した1.5乗則にもとづいた解析を行い、それを実験により検証した。ただし欠落したコーン破壊面に関する扱いについては若干の訂正を加えた。そして接着型アンカーの相互作用下の挙動についても1.5乗則で一貫性のある説明ができることを示した。現行の設計法では接着型アンカーにおいても定着板型アンカーの設計法を流用し、接着型アンカー特有のコーンひびわれ混在型破壊モードを無視することを前提としている。また現行の設計式は有効コーン破壊面積の考え方によっているため1.5乗則に比べて20%程度引き抜き強度を大きく見積もる傾向があるが、引き抜き強度のある程度定量的な予測は可能である。しかしながらこのような予想の適用範囲は必ずしも自明ではないことに留意する必要がある。

文献8)でも指摘したが1.5乗則ではコーン破壊発生深さとそのときの引き抜き力を結びつける材料定数 C (式(7))の性質に若干不明な点がある。すなわち C がコンクリートの引張り強度と直接関係があるのではなく理論的には破壊靱性値とヤング率と結びついているという点である。この点については今後の実験によってあきらかにしていく予定である。

参考文献

- 1) 広沢雅也・松崎育弘、あと施工アンカー設計・施工読本、建築技術、1992
- 2) 日本建築学会：各種合成構造設計指針・同解説、pp191-217、(1985)
- 3) (社)日本電気協会 電気技術基準調査委員会；電気技術指針 原子力編 原子力発電所耐震設計技術指針(JEAG 4601-1991 追補版)、pp.185-186 (1991)
- 4) ACI, Code requirements for nuclear safety related structures (1985)
- 5) CEB, Fastenings to reinforced concrete and masonry structures, Part I,II, (1991)
- 6) 尾坂芳夫、大塚浩司、満木泰郎、小林茂敏：マッシュなコンクリートに埋め込まれた異形鉄筋の定着破壊性状と群効果に関する研究、土木学会論文集、第420号/V-13(1990)
- 7) Y. Goto, M. Obata, H. Maeno, Y. Kobayashi, Failure mechanism of new bond-type anchor bolt subject to tension, J. Struct. Engrg., ASCE, Vol.119, pp.1168-1187. (1993)
- 8) 小畑誠、井上道雄、後藤芳顯、付着型アンカーボルトの引き抜き耐力に及ぼす縁端距離の影響、構造工学論文集、Vol.42A, pp.1131-1138, 1996.
- 9) Cook, R.A, Behavior of chemically bonded anchors, J. Struct.Engineering, ASCE, Vol. 119, pp.2744-2762

(1999年9月17日受付)