

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

Effect of free edge on the pull-out strength of bond type anchor bolt

小畑 誠*、井上 道雄**、後藤 芳顕***

Makoto OBATA, Michio INOUE, 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 名古屋市昭和区御器所町)

**名古屋工業大学大学院生 工学部社会開発工学科 (〒466 名古屋市昭和区御器所町)

***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)

A bond-type anchor bolt has been used as a post-installed type anchors. Recent development of construction technology has diversified the use of this type of anchors even in a new construction site. Since this type of anchor exhibits a complex failure mode involving cone and bond failure, its design method is still to be investigated in depth. Among the various conditions to be considered, we focus the effect of a free edge on the pull-out strength both experimentally and analytically. We propose a new method to estimate the cone failure strength on the basis of linear fracture mechanics. The experimental results coincides to the analytical estimation fairly well. The reduction of the strength is much larger than expected by the analysis based on the current design method.

Key Words: *bond-type anchor bolt, cone failure, bond failure, fracture mechanics*

1 はじめに

付着型アンカーはアンカーボルト表面の付着力によりコンクリートあるいは岩盤等に構造物を定着するものもある。このタイプのものはいわゆる *post-installed systems* の代表的なもので従来は主として補修等に用いられてきたが、柔軟性のある使用が可能であることや施工技術の進歩により、最近では補修以外にも最初から使用される例もあり今後の積極的な利用が見込まれている。また大がかりな定着構造物を必要とせず施工の簡略化が見込まれることから鋼製橋脚の一つの定着法としての試みもなされている。

この付着型アンカーは底部に定着板等を持つ物（以下定着板型アンカーと呼ぶ。）とは異なり引き抜き力に対して引張り破壊であるコーン破壊と付着破壊が混在する複雑な破壊形式を呈することがある。（図 1）定着型アンカーについてはこれまでも数多い実験によりコーン破壊の性状や引き抜き耐力に関する詳細な結果が報告されているのに比較して付着型アンカーに関する研究例は少ないのが現状である。なかでも破壊形式や引き抜き強度についてコーン破壊と付着破壊が混在する場合も含めて明確な考察が加えられているものは非常に限られている。これまでにコンクリート製橋脚のフーチングへの定着部において異形鉄筋を付着型アンカーとみなし、コーン破壊による定着長の欠損という観点からアンカーボルトの群効果について詳細な考察したもの¹⁾、ケミカルボンドを用いたアンカーに対し、付着分布応力の影響や埋

め込み長さ等の影響について基本的な考察をしたもの²⁾、また簡単な仮定のもとに比較的汎用性のある簡便解析法を提案した著者らのもの³⁾がある。

これらのいずれも基本的なあるいは限られた場合の考察にとどまっております実構造への本格的な適用を考えるには未だ明らかにしておかなければならないことが多い。このためには様々な使用条件を想定する必要があるが、中でもアンカーボルトに平行な自由表面への縁端距離は重要なもののひとつである。縁端距離が小さい場合の影響については主としてかぶりのコンクリートが小さいことからくる拘束圧の減少によるものと、期待されるコーン破壊面の欠落によるものとが考えられる。後者のコーン破壊に対する縁端距離の影響をどのように考慮するか

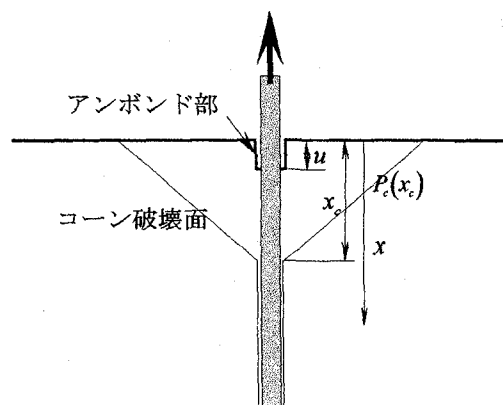


図 1 コーン破壊と付着破壊の連成破壊

についてはまだ明らかにされておらず文献 1,2)は明確には言及していない。実際、定着板型アンカーに対するものでさえ例えば CEB⁴⁾ではコーン破壊に対して明確な力学モデルを提示していないために実験式を与えているにすぎない。一方 ACI のコード⁵⁾ではコーン破壊に対応するわかりやすく簡単な力学モデルを示しているがその力学モデルが必ずしも実験事実とそぐわないことがあること知られている。したがって付着破壊とコーン破壊が混在する場合において適用可能かどうかについては自明ではない。以上のことから本研究は基本となる単一の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について解析および実験的検討により明らかにすることを目的とする。

2. 縁端距離の影響を考慮した引き抜き耐力の評価法

2.1 縁端距離の小さいときの付着型アンカーボルトの引き抜き耐力の推定

コーン破壊と付着破壊の混在する場合の引き抜き耐力は次のようにして求めることができる³⁾。引き抜き力 P が 0 から増加していき図 1 のように深さ x_c でコーン破壊が生じるとき、深さ x_c より上の部分でのコーン破壊強度 $P_c(x_c)$ と付着強度 $P_b(x_c)$ のつりあいを考えることにより次式が成立する。

$$P_c(x_c) = P_b(x_c), \quad \left. \frac{dP_c}{dx} \right|_{x=x_c} = \left. \frac{dP_b}{dx} \right|_{x=x_c} \quad (1,2)$$

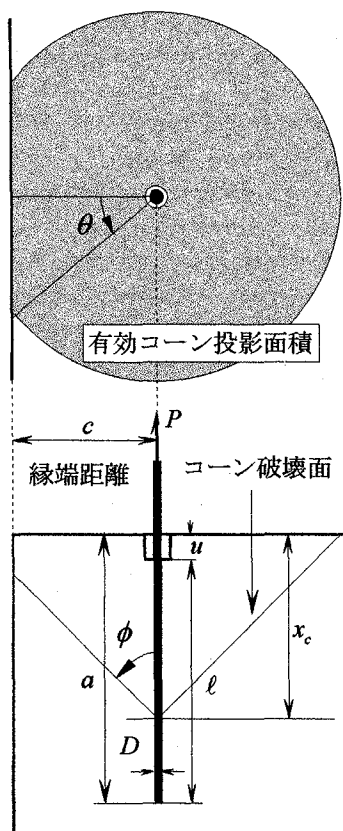


図2 縁端の影響を受けるアンカーボルト

具体的な $P_c(x)$ や $P_b(x)$ の表現は想定する力学モデルにより異なる。このときの引き抜き力 P が最大耐力かどうかは x_c をアンボンド長とみなしてふたたびその形状での各種の破壊モードに関する耐力を求めて検討すればよい。

さて図 2 のように縁端距離 c の位置にある付着型アンカーボルトについて考える。縁端距離の影響も結局はそれをどのように $P_c(x)$ と $P_b(x)$ に反映させるかを考えればよいことになる。 $P_c(x)$ については現在各種設計指針^{5,6)}に示されているの有効コーン破壊面積の考え方をを用いると次のようになる。

$$P_c(x) = \begin{cases} \sigma_{cone} \pi \left\{ \beta^2 y^2 - \left(\frac{D}{2} \right)^2 \right\} & u \leq \beta x \leq c - \frac{D}{2} \\ \sigma_{cone} \left\{ \beta^2 y^2 (\pi - \theta) + \beta^2 y^2 \cos \theta \sin \theta - \pi \left(\frac{D}{2} \right)^2 \right\} & c - \frac{D}{2} \leq \beta x \leq \beta(\ell + u) \end{cases}$$

$$y = x + \frac{D}{2\beta}, \quad \beta = \tan \phi \quad (3a, b, c, d)$$

$$\cos \theta = \frac{c}{\beta y} \quad c - \frac{D}{2} \leq \beta x \leq \beta(\ell + u) \quad (4)$$

通常の設計では $\phi = 45^\circ$ が用いられている。また $P_b(x)$ に関しては付着応力分布一定の仮定を用いれば

$$P_b(x) = P \frac{x-u}{\ell} \quad u \leq x \leq \ell + u \quad (5)$$

となる。ここに σ_{cone} はコンクリートのコーン破壊強度、 P は引き抜き力である。縁端距離 c が定着長 ℓ に比べて十分に大きいときは式(1)~(3)より

$$P = 2\sigma_{cone} \ell \pi \left(x_c + \frac{D}{2} \right) \quad (6)$$

の引き抜き力で

$$x_c = u + \sqrt{u^2 + Du} / \beta \quad (7)$$

の深さでコーン破壊が生じる。ただしこのときの引き抜き力による平均付着応力がアンカーボルトの最大付着強度を上回るときには、つまり

$$P > P_{bu} = \pi D \ell \tau_{max} \quad (8)$$

のときには、より低い引き抜き力 P_{bu} で付着破壊が生じることになる。コーン破壊と付着破壊が混在する場合の付着型ボルトの挙動に対する縁端距離の影響を図示したのが図 3 である。コーン破壊発生深さ x_c は式(1),(2)の解として与えられるから、コーン破壊強度曲線 $P_c(x)$ と引き抜き荷重によって勾配 (P/ℓ) の決まる付着力曲線 $P_b(x)$ の接点の x 座標がコーン破壊発生深さを表すことになる。すると縁端距離の影響を考慮した場合にはコーン破壊強度曲線は途中から折れ曲がるため、 x'_c ではなく x_c でコーン破壊が発生することがわかる。したがっ

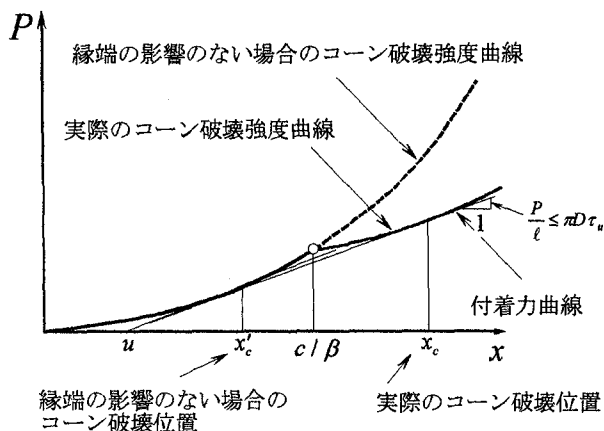


図3 縁端距離の影響

て縁端距離の影響は式(7)から単純に予想されるよりも大きく $c > \beta x_c + D/2$ の時にも現れうる。しかもコーン破壊発生深さ x_c は縁端距離に対し不連続的に変化することになる。このことは設計においてせん断破壊面の補強という点から特に重要である。しかもこういった挙動は $P_c(x), P_b(x)$ の具体的な表現に敏感に依存していることがわかる。したがって付着型アンカーボルトにおいてはこれらの力学モデルについてより注意深い考察が必要である。

2.2 き裂の進展を考慮したコーン破壊強度の評価法

式(3a-d)のコーン破壊強度式は現在、定着板型アンカーの設計指針等で用いられているものに相当するものであるが、これはコーン状の破壊面における力のつりあいを力学モデルとして想定しており、コーン破壊強度はコーン破壊発生深さの2乗に比例することを意味している。このコーン破壊面における力のつりあいの考え方は、コーン破壊がひびわれの発生と進展を含む破壊であることを無視し簡略化したものである。しかし実際には引き抜き強度の定着板の埋め込み深さ（コーン破壊発生深さ）に対する依存性は実験によれば2乗よりは確実に小さくおよそ1.5乗に近いことが多数の実験結果の回帰分析により示されている⁸⁾。また、引き抜き耐力がコンクリートの圧縮強度だけではなく、コンクリートの配合によっても10~20%程度変動すること、さらには引き抜き耐力の30~40%程度ですでに内部でひび割れ破壊が発生していることが観察されている。これはひずみゲージによる直接的な観察とAEによる測定の方から確認されている⁹⁾。これらの事実はコーン破壊を含む引き抜き強度をより正確に論ずるにはコーン破壊のひび割れの進展と発生メカニズムを考慮する必要があることを強く示唆している。

さてこの考えによれば最終的にコーン破壊を生じるとき、一部実験でも観察されているようにき裂は引き抜き耐力よりもかなり低いレベルで発生していることになる。荷重の増加とともにき裂も進展していくがき裂がある長さに達するまでは安定的であり、その後はき裂の進展は不安定的になり一気に破壊が進む。そして引き抜き耐力はこのときの荷重として観測されることになる。以上の

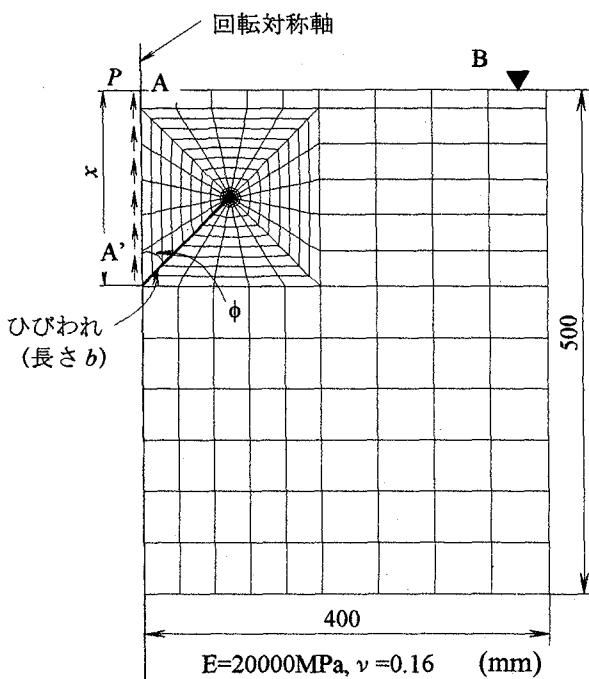


図4 ひびわれの解析

ことを確認するためにき裂の不安定的な進展による破壊を簡単なFEM解析でシミュレーションした。き裂が中心から放射状に広がっていき、応力特異性を持つき裂先端部の長さ（周長）が増加するこの種の問題をき裂先端部の長さを一定とする2次元問題として扱うことにはかなり無理がある。そこで3次元的な挙動を観察できるように軸対称要素（8節点軸対称要素）で図4に例を示すような要素分割を用いた。軸対称問題として扱っているので解析対象は半径400mm、高さ500mmの円筒状のコンクリートの中央の深さ x の位置にコーン状のひび割れがあるものであり、これは後に述べる実験供試体の大きさを参考にしたものである。境界条件としては荷重が引き抜き力 P が AA' に等分布荷重 ($p, P = px$) として与えられ、点 B で反力を支持しているものとした。また付着を期待しない定着板型アンカーの場合も比較のため考えてき裂下端部点 A' で荷重 P の集中力を与えるものも解析した。そして様々なき裂発生深さ x 、き裂の長さ b 、角度 ϕ に対し J 積分値を求めた。ここではき裂の進展に関して基本的で定性的な考察をするのが目的であるから線形破壊力学の範囲で考えるものとし、き裂先端近傍での材料の非線形性等は考慮していない。なお、解析には汎用有限要素法プログラムABAQUSTMを用いた。

解析結果を図5(a,b)に示す。横軸にはき裂長さを発生深さで無次元化したものをとり、縦軸には J 積分値を荷重 P と発生深さ x で無次元化して表している。図5(a)ではき裂発生深さ x が175, 195, 215の3通りについてき裂の長さ b と J 積分値の関係を集中荷重の場合とあわせて示した。図中では x による J 積分値の違いは見られなく3本の曲線はほとんど一致している。図5(b)ではき裂発生深さによる J 積分値への影響を対数スケールで示した。き裂先端の非線形領域が小さいとする線形破壊力学理論

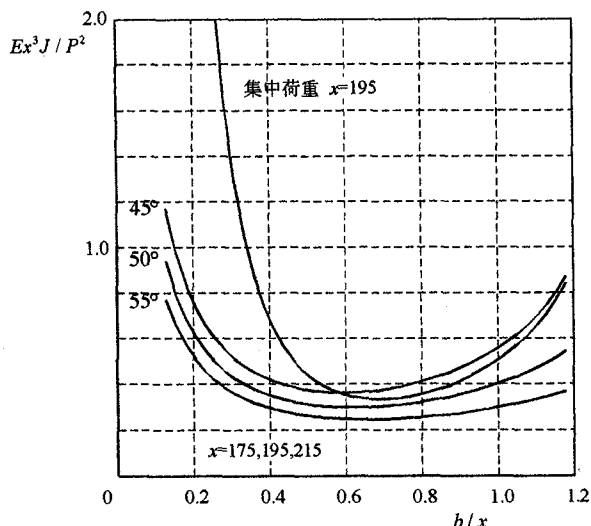


図 5(a) き裂の深さの影響

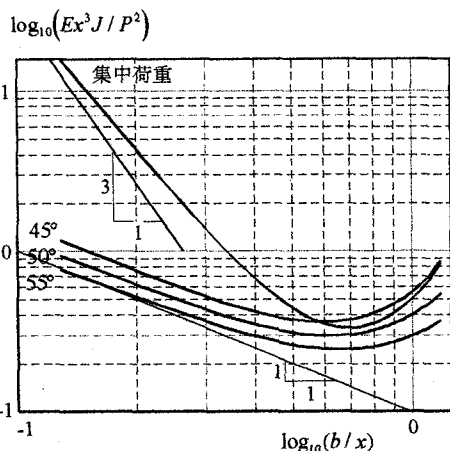


図 5(b) き裂の長さとの J 積分値 (\$x=195\$)

の範囲で考えると J 積分値はき裂がき裂面と同じ方向に進むとしたときのエネルギー開放率に等しい。図 5(a,b)をみてわかるようにき裂が短い範囲ではき裂の進展に対しエネルギー開放率は減少したがってその進展は安定的である。ところがおよそ $b/x \approx 0.6$ 程度でき裂の進展に対しエネルギー開放率は極小値を越えて増加し始める。つまりこれ以降はき裂の進展は不安定になり一気にコーン状の破壊面を形成することになる。この傾向は実験による観察の結果と一致するものである。観測されているき裂の発生角度 ϕ は 45° よりも大きくおよそ $50 \sim 55^\circ$ であるが、き裂の発生角度 ϕ のクリティカルなき裂の長さに対する影響は比較的小さい。ただし ϕ が大きいと J 積分値の極値を与えるき裂の長さははっきりしなくなるようである。一方図 5(a)にあるようにき裂発生深さによる J 積分値とき裂の長さの関係は $x=175 \sim 215$ の範囲ではほぼ一致している。つまりき裂が不安定に進展し始める長さはき裂発生深さによらず一定の b/x で与えられる、言い換えればクリティカルなき裂の長さはき裂発生深さ x に比例するとして良い。

次に点 A' に集中荷重を与えた場合とを比べてみると、集中荷重の方がき裂が短いときにき裂の進展に対する J 積分値の減少が大きい。このことは J 積分値 (線形理論

ではエネルギー開放率に等しい) が応力拡大係数の 2 乗に比例することから説明できる。すなわち集中荷重でき裂が短い場合にはき裂の応力拡大係数は無限体中の円盤状き裂の中央に集中荷重が加わっているものに準じて考えることができる。このときの応力拡大係数 K は $K \propto P/b^{1.5}$ となることが知られているので J 積分値は P^2/b^3 に比例することになる。実際、図 5(b)の集中荷重に対応する曲線もき裂のごく短い範囲ではほぼそれにしただがっている。また一方で付着型アンカーボルトのように荷重が分布荷重として与えられるときには $P = px$ であるからひびわれが短いときには K の主要項に対して

$$K \propto p/b^{0.5} \quad (10)$$

であることが予想される。このときには図 5(a,b)のように無次元化された J 積分値に対しては p^2/b に比例することになるが、図 5(b)に示されているように実際き裂の短い範囲ではそのようになっている。

さて以上の解析結果をもとにコーン破壊強度 $P_c(x)$ を次のように考えることにする。まず、コーン破壊の力学モデルとして、力のつりあいモデルによるものではなく、き裂の不安定な進展に基づくものとする。すなわち図 5(a,b)にあるように J 積分値が極小値をとるとき一気にコーン破壊面が形成されるものとするとその条件は

$$J(P_c, b_c) = J_c \quad (11)$$

として表すことができる。線形理論の範囲内で考えているので応力拡大係数を用いてもまったく等価な議論が可能である。き裂の長さを b として式(10)から応力拡大係数 K は

$$K = C(\bar{b}) \frac{P}{b^{0.5}} \quad (12)$$

とおくことができる。ここで C は供試体の形状や供試体の代表長で無次元化したき裂の長さ $\bar{b}$ から決まる無次元量の係数である。 K は K_I, K_{II} をあわせてシンボリックに表すものとする。これを式(11)の条件にあてはめると線形破壊力学の考えでは材料定数である破壊靱性値 K_{Ic} を用いて次式のように表すことができる。

$$K_{Ic} = C(\bar{b}_c) \frac{P_c}{(b_c)^{0.5}} \quad (13)$$

b_c はクリティカルなき裂の長さであるが図 5(a)にあるようにこれはほぼき裂発生深さ x に比例すると考えるのが妥当である。すると $P_c = p_c x$ であるから比例定数を m として結局

$$P_c = \frac{K_{Ic}}{C(\bar{b}_c)} m^{0.5} x^{1.5} \quad (14)$$

が成立する。この式がコーン破壊荷重 P_c と発生深さ x の関係を表す求める式である。また線形破壊力学では $K_{Ic} = (E J_c)^{0.5}$ であることを考えると上式は

$$P_c = \frac{(EJ_c)^{0.5}}{C(b_c)} m^{0.5} x^{1.5} \quad (15)$$

と表しても良い。これによると引き抜き荷重は $x^{1.5}$ に比例し同時に材料定数である破壊靱性値 K_c に比例することになる。定着板付きアンカーボルトの場合にも同様に $K \propto P/b^{1.5}$ をもとにして式(14),(15)と等価な式を導くことができる。したがって定着板付きアンカーも付着型アンカーボルトもここで示した仮定の範囲内ではコーン破壊発生深さと引き抜き耐力の関係は同等ということになる。式(14)(15)は定着板付きアンカーの場合には文献 8)の実験式を理論的に説明するものにもなっている。実際に、裂先端の非線形領域の大きさが供試体に比べて小さくなり線形理論による近似が有効になる埋め込みの深いときに 1.5 乗則に近くなることが観測されているのは興味深い。しかしその一方で線形理論の枠組みの中ではあるが、引き抜き耐力が圧縮強度の 0.5 乗に比例するとした従来の実験式との関係は必ずしも明確ではない。少なくともコンクリートの破壊靱性値 K_c が圧縮強度の 0.5 乗と比例するとの明確な実験的な報告は無いようである。現在ほとんどの設計式で用いられている引き抜き強度が圧縮強度の 0.5 乗に比例するとの考え方の根底にあるのは引張り強度が圧縮強度のほぼ 0.5 乗に比例していると

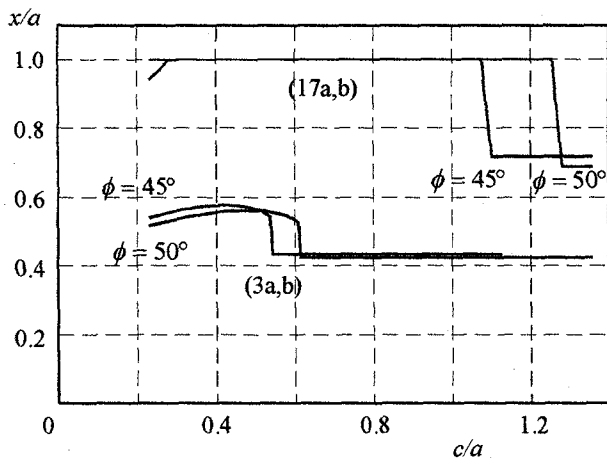


図 6(a) 縁端距離とコーン破壊発生深さ

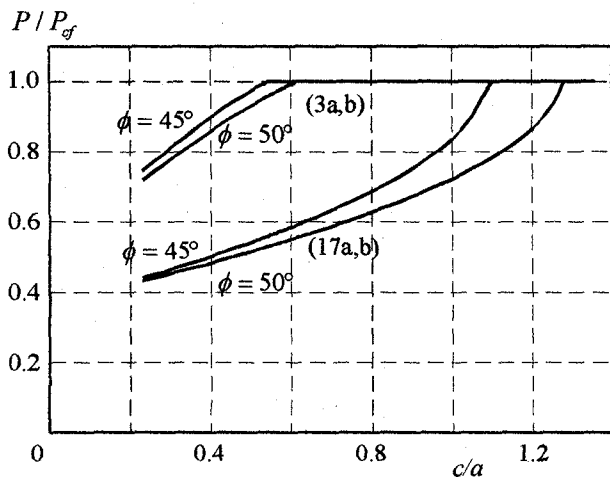


図 6(b) 縁端距離とコーン破壊発生荷重

の実験式である。しかし同じ圧縮強度でも引張り強度自体のばらつきもあることや、またコンクリートの配合が異なれば P_c も 10~20%程度変動すること⁹⁾は式(14)(15)に何らかの合理性があること示唆するものである。この点については議論の余地があるが、ここでは式(14)を従来の式(3a)に変わるものとして次の形で認めるものとする。

$$P_c(x) = Cx^{1.5} \quad (16)$$

次に縁端距離の影響の考慮であるが、式(14)が基本的には裂先端でのエネルギー開放率に通じるものであることから図 2 で弦の部分を除いた裂先端の応力特異性を持つ円弧部分のみが荷重につながるものと考えてことが自然である。すなわち

$$P_c(x) = \begin{cases} C(2\pi\beta y)^{1.5} & \beta u \leq \beta x < c - \frac{D}{2} \\ C\left(2\pi\beta\left(1 - \frac{\theta}{\pi}\right)y\right)^{1.5} & c - \frac{D}{2} \leq \beta x \leq \beta(u + \ell) \end{cases}$$

$$\beta = \tan \phi \quad (17a,b,c,d)$$

$$\cos \theta = \frac{c}{\beta y} \quad c - \frac{D}{2} \leq \beta x \leq \beta(u + \ell)$$

となる。付着応力強度 $P_b(x)$ に関する仮定はすべて変わらないものとしてまず、縁端距離の影響の無い場合の第 1 回目のコーン破壊発生深さを求めると式(1),(2),(5),(17a-d)より

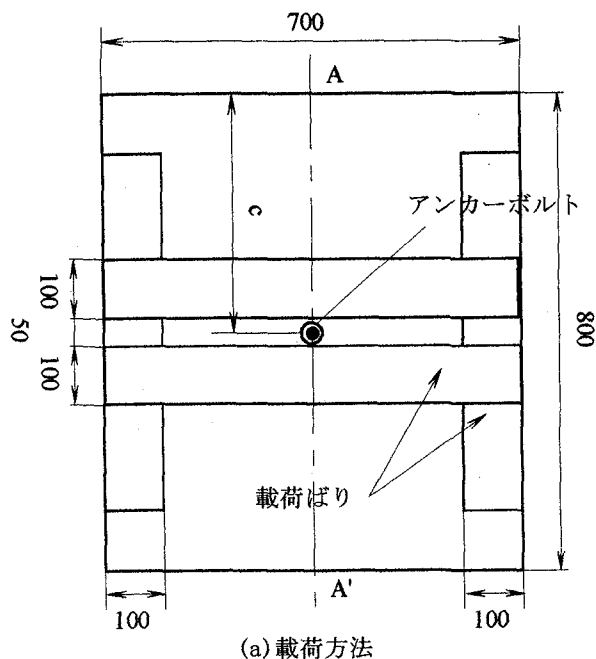
$$x = 3u + D/\beta \quad (18)$$

となる。これは 2 乗則の結果式(7)と比べてより深い位置からコーン破壊が発生し同時により縁端距離の影響を受けやすいことを意味している。

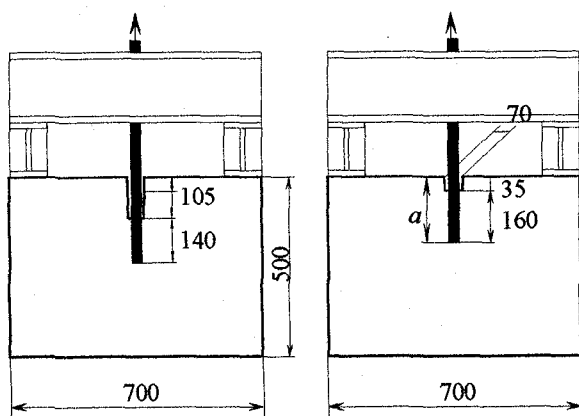
$P_c(x)$ に式(3a,b)を用いた場合と式(17a,b)を用いたときのひび割れ発生深さと引き抜き耐力に対する縁端距離の影響を次の条件でかつ付着力が十分に大きいものとして具体的に計算を行った。

$$u/a = D/a = 35/195 \quad (19a,b)$$

結果を図 6(a,b)に示す。図 6(b)では引き抜き荷重は縁端距離の影響のないときの第 1 コーン破壊発生荷重 P_{cf} で無次元化して表している。図 6(a)からわかるように縁端距離の影響によりコーン破壊発生深さはいずれの場合も不連続的に変化するが 2 乗則の式(3a,b)による結果と 1.5 乗則による式(17a,b)によるものとはまったく異なっている。2 乗則では $\phi = 45^\circ$ のとき $c/a = 0.54$ ではじめて縁端距離の影響を受けてコーン破壊発生深さが急激に深くなっているのに対し 1.5 乗則ではともに $c/a \geq 1.0$ でも自由縁端の影響が表れている。しかもそのときのコーン破壊発生深さはボルト下端部となっている。一方引き抜き荷重については縁端距離の影響により 2 乗則に比べて曲線の凹凸も異なることがわかる。1.5 乗則の方が自由表面の存在による引き抜き耐力の低下も大きい。図 6(a,b)ともにコーン破壊の角度 ϕ も変化させたが 1.5 乗則については ϕ が大きければより遠くから縁端距離の影響を受



(a) 荷重方法



(b) 付着力試験用

(c) 縁端距離試験用

図7 供試体と荷重治具

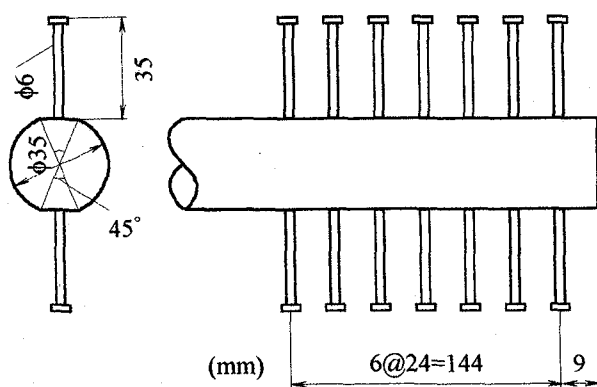


図8 アンカーボルトの詳細

けやすいという以外は傾向は同じであった。なお2乗則では図6(a,b)からわかるようにコーン破壊の発生角度 ϕ の影響は1.5乗則に比べて小さい。

3. 付着型アンカーボルトの引き抜き試験

前節の考察の結果を考慮して縁端距離の引き抜き耐力と破壊性状への影響を検証するための実験を行う。供試

表1 材料表

材料	特性
コンクリート	$\sigma'_c = 24.6\text{MPa}$ (28日) $\sigma'_c = 28.9\text{MPa}$ (28日)
アンカーボルト D35	SD295, $\sigma_y = 368\text{MPa}$
スタッド $\phi 6 \cdot 35$	SS400

表2 縁端距離測定用供試体

供試体名	縁端距離(c) (mm)	c/a	f'_c (MPa)
FC	400	2.0	24.6
F1.2	234	1.2	28.9
F1.0	195	1.0	24.6
F0.7	137	0.7	24.6
F0.5	98	0.5	24.6

体には著者らがこれまでに行ってきた一連の実験³⁾を参考に図7,8に示すものを用いた。引き抜き耐力と破壊性状への影響をさけるためにコンクリートは無筋とした。コーン破壊への影響を考えると荷重ばりの間隔を長いほど望ましいが、そうすると供試体の高さを大きくとしないと曲げによる影響が無視できなくなる。そこで供試体を適当な大きさにするためにアンカーボルト下端から $\phi = 45^\circ$ の角度でコーン破壊が生じて影響の無いように配置した。なお、コーン破壊の発生角度は 45° より大きいことが多いため荷重ばりの破壊性状に関する影響も無視できない可能性があるが、引き抜き耐力に関してはコーン破壊が上部自由表面に達する以前に決まると考えられることや、図6(a,b)に示された結果をみてもこの位置での荷重ばりの影響は縁端距離の影響に比べて大きくないと考えこの配置とした。耐力にはアンカーボルトは異形棒鋼D35 (SD295) に付着力を増加させる目的で図8のように24mm間隔で長さ35mmの頭付きスタッドを溶接したものを使用した。なおスタッドの向きは図7(a)のAA'方向に直角になるように配置した。これらの材料特性は表1にまとめて示す。

引き抜き試験はアンカーボルトの付着強度を求めるために図7(b)の供試体を使うもの(実験①)と、図7(c)の供試体を用いて縁端距離c(図5(a))の影響を見るもの(実験②)の2種類について行った。②については表2にまとめるように埋め込み長をa(図2)として $c/a = 0.5 \sim 2.0$ の5種類の縁端距離を考えた。このうち $c/a = 2.0$ は供試体の中央部に位置するものであり、縁端距離の影響の無い場合を想定したものである。

定着板付きアンカーボルトのように下端部からコーン破壊が発生すると仮定すると、縁端距離の影響が出るのはACIのコードによれば $c/a < 1$ である。また文献8)の実験結果では $c/a < 1.5$ となっている。従来の2乗則の式(7)によれば、第1回目のコーン破壊の発生深さは $x/a = 0.43$ でありまた1.5乗則の式(17)では $x/a = 0.72$ と

表 3 引き抜き耐力

供試体	c/a	引き抜き耐力(kN)
FC	2.0	172
F1.2	1.2	136
F1.0	1.0	136
F0.7	0.7	115
F0.5	0.5	102

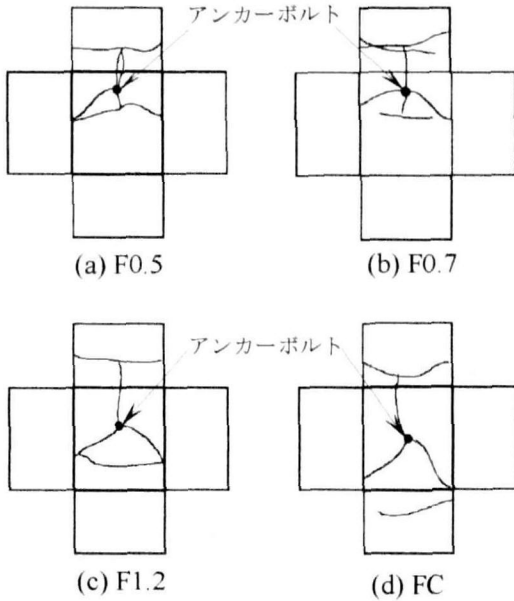


図 9 破壊時のひびわれの状況（展開図）

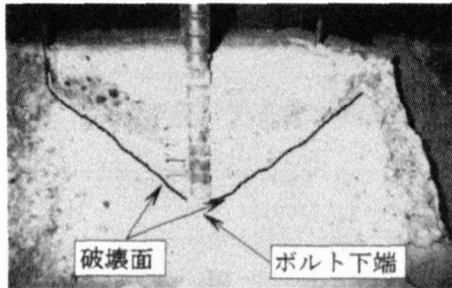


図 10 破壊面の状況(F0.7)

なる。図 3 や図 6(a)に示されているように縁端距離の減少によりコーン破壊発生位置が深くなると考えられるので縁端距離は第 1 回目のコーン破壊発生深さより大きくとり今回の実験では表 2 のような選択にした。

引張り試験は①、②ともにセンターホールジャッキでアンカーボルトに静的な荷重を加えることによって行い、

引き抜き荷重およびアンカーボルト引き抜き端供試体表面付近での変位を測定した。載荷時のひびわれの発生については目視で観察した。また一部の供試体については実験終了後ひび割れにインクを注入し内部ひびわれも調べた。

4. 実験結果と考察

供試体のコンクリート圧縮強度は表 2 のようになっているので以下の結果は $\sigma_{cone}, \tau_{max} \propto \sqrt{\sigma_c}$ をもとにすべて圧縮強度を 24.6MPa に換算して表す。すなわち F1.2 の結果に対しては荷重に関して $\sqrt{24.6/28.9}$ をかけて表す。引き抜き実験①において得られた最大付着強度は 12.8MPa であった。表 3 に実験②の引き抜き耐力と図 9 にひび割れ状況を示す。式(8)より $P_{bu} = 225\text{kN}$ であるから実験②ではいずれも付着破壊は支配的ではなかったことがわかる。実際にいずれの縁端距離でもすべてコーン状ひびわれを含む破壊形式を示し、図 9 に示すコーン状ひび割れが発生した時点で最大引き抜き力が得られた。図 9 はひび割れの様子を展開図で表したものである。引き抜き試験終了後にひびわれにそってインクを注入し内部のひび割れを観察した結果を供試体 F0.7 について図 10 に示す。ひび割れはボルト下端部から発生しており発生角度は縁端面に向かってはほぼ水平を向いている。また図 9(b)とあわせると自由縁端面以外の方向にはひびわれはほぼ斜め上方に向かって発生しコーン状の破壊面を呈していることが良くわかる。内部ひび割れの観察結果は F0.5, 1.2, 1.0 についてはほぼ F0.7 と同様であった。一方、アンカーボルトを中央に配置した FC では図 9(d) からわかるようにどの方向にも浅い角度でひび割れが進展している。全体に観察されたひび割れの様子は設計式で採用している 45° のコーンよりも大きい角度で発生していた。これは異形鉄筋に発生するひび割れについても、また定着板付きアンカーボルトの定着板から発生するひび割れにも同様のことが観察されている¹⁾。

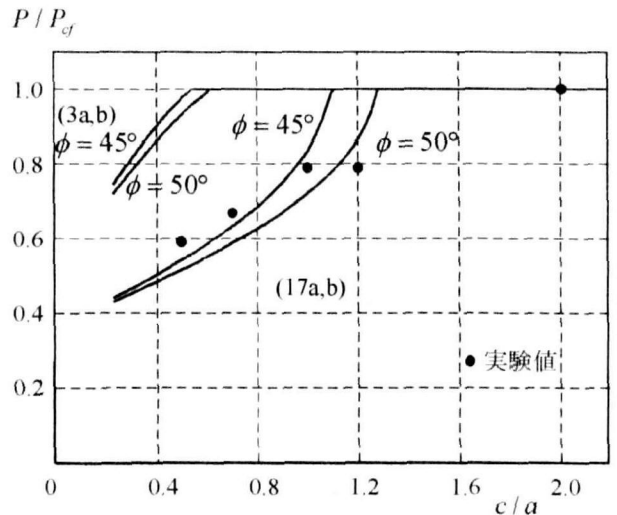


図 11 縁端距離と引き抜き耐力

図 11 に 2 節で示した解析法により推定された引き抜き耐力との比較を示す。ここでは引き抜き耐力に及ぼす縁端距離の影響を見るために図 6(b)と同じように実験値についても $c/a=2.0$ の引張り耐力を P_{cf} として P_{cf} で無次元化して示した。縁端距離の影響による引き抜き耐力は式(3a,b)の 2 乗則の予想、 $\phi=45^\circ$ で $c/a < 0.54$ を大きく上回り $c/a > 1.0$ でも現れている。全体としては、式(17a,b)の 1.5 乗則に比較的近いものになっている。少なくともこの実験結果から判断する限り 2 乗則における仮定に何らかの問題があると考えられる。先にも述べたように 2 乗則と有効コーン破壊面積の考え方をとる限りコーン破壊発生角度 ϕ を変化させても縁端距離の影響には変化は少ない。したがって 2 乗則によるかぎり今回の実験結果を合理的に説明するのは困難であろう。定着板付きアンカーで観察されているように引き抜き力がコンクリートの圧縮強度だけでなく、配合でも 10~20% 程度変動すること⁹⁾、またコーン破壊がき裂の発生と進展を含む破壊であることから、自由表面まで達する破壊面で力のつりあいを考え耐力の算定をすることにはやや無理があることは予想される。

それに対し線形理論の範囲内ではあり ϕ に選択の余地はあるがき裂の進展に関する理論に基づいた 1.5 乗則では解析による予想と比較的近い実験結果が得られている。またひびわれ発生位置に関しても 1.5 乗則が予想するようにボルト下端部に近いところとなっていることが観察されている。式(14)あるいは(15)で表されるようにその係数の材料強度依存性に関し明かにしなければならない点が残されているが、1.5 乗則は縁端距離の引き抜き耐力に及ぼす影響を評価するには合理的で効果的な手法ではないかと考えられる。

4.まとめ

自由縁端への距離が付着型アンカーボルトの引き抜き耐力に及ぼす影響を解析と簡単な実験の両面から考察した。解析においては通常の設計式で用いられているコーン破壊面における力のつりあいを考える方法と線形破壊力学の範囲でコーン破壊面を形成するき裂の進展を考える方法の二つ場合を考慮した。前者ではコーン破壊強度はコーン破壊発生深さ x の 2 乗に比例するが、後者ではそれより小さく 1.5 乗に比例することが理論的に示された。さらに後者では引き抜き耐力はコンクリートの破壊靱性に比例することが導かれた。その結果、どちらの場合でも付着型アンカーボルトにおいては縁端距離の影響は引き抜き耐力に対し連続的に減少させるように作用し、コーン破壊発生位置に関しては不連続的に変化させることが示された。また、自由縁端の影響がでる距離は第 1

回目のコーン破壊発生深さから単純に 45° の破壊面を仮定して推定されるものよりも大きくなりうるということが理論的に示された。コーン破壊の発生角度の変化に関しては 2 乗則が縁端距離の効果に対して影響が比較的小さいのに対し 1.5 乗則では発生角度が大きいほど縁端距離の影響が大きくなった。

実験では引き抜き耐力に対する縁端距離の影響は 2 乗則による予想よりもはるかに大きな縁端距離において現れ、引き抜き耐力の低下が生じることがあきらかになった。そして 1.5 乗則による予測は耐力とコーン破壊発生位置の両方で比較的实验結果をよく説明するものであった。なおここで導いた 1.5 乗則では、引き抜き耐力は破壊靱性に比例するものとなっており、圧縮強度の 0.5 乗に比例するとしている現行の設計式との関連は明確ではない。また、ボルトやスタッドの径の影響も無視できないと思われる、これらの点や材料強度の関係に対しまだ明らかにしなければならないことがあるとは言え、以上の結果は付着型アンカーボルトの合理的な設計法に関しては有益な手段を与えるものと考えられる。

参考文献

- 1) 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)
- 2) Cook, R.A., Behavior of chemically bonded anchors, J. Struct. Engineering, Vol. 119, pp.2744-2762
- 3) 前野裕文、後藤芳顕、小畑誠、松浦聖、引き抜き力を受ける付着型アンカーボルトの定着部の破壊機構に関する研究、土木学会論文報告集、No.441/I-18,(1992)
- 4) CEB, Fastenings to reinforced concrete and masonry structures, Part I,II, (1991)
- 5) ACI, Code requirements for nuclear safety related structures(1985)
- 6) 日本建築学会：各種合成構造設計指針・同解説、pp191-217, (1985)
- 7) (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)
- 8) Rehm, G., Eligehausen, R. Mallee, R., Befestigungstechnik, in Betonkalender, Vol. 2, pp.564-663, Berlin, 1988
- 9) Krenchel, H, Shar, S, Fracture analysis of the pull-out-tests, Material Structures, Vol. 108(1985)

(1995 年 9 月 18 日受付)