

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

前野裕文*・後藤芳顕**・小畑 誠***・
松浦 聖****

コンクリートの中に埋め込まれた引き抜き力を受けるアンカーボルトは支圧型と付着型に大別される。本研究では鋼構造物とコンクリート構造物の定着方法の一つであるアンボンド部を有する付着型アンカーボルトに対し、コーン破壊と付着破壊が関与する定着部の破壊機構を理論的に明確にした。さらに、その耐力算定法の妥当性を2次元模型と、3次元模型の2種類の模型実験により検証している。

Keywords : anchor bolt, stud, deformed bar, bond failure, concrete cone failure

1. はじめに

コンクリート部材に引き抜き力を受けるアンカーボルトを定着する場合、その支持機構により支圧型アンカーボルトと付着型アンカーボルトに大別される。支圧型アンカーボルトとしては、鋼製橋脚のアンカービーム¹⁾や機械据え付け用の基礎または道路付属物を対象として頭付きアンカーボルトが採用されている。これらの定着方法ではアンカーボルト自体が十分な強度を保有している場合、アンカーボルト頭部から発生するコンクリートのコーン破壊により崩壊することは周知である^{2)~6)}。一方、付着型アンカーボルトでは定着部の材料強度や構造形状により図-1のように付着破壊とコーン破壊、および両者が関与する破壊形式が考えられる。しかしながら、著者らの知る限りにおいて、コーン破壊と付着破壊の関与する付着型アンカーボルトの耐力自体については実験的には検討されているが⁷⁾、その理論的な定着部の破壊機構については、文献8)を除きほとんど検討されていないのが現状である。付着型アンカーボルトに近い力学挙動を示す構造として、フーチングへ定着されたコンクリート脚柱の軸方向異形鉄筋があり、これについては近年研究が行われている^{9)~12)}。しかし、図-2に比較を示すように、この定着鉄筋では上部にアンボンド部が存在しないのに対し、本報告で対象とするアンカーボルトでは低荷重での局部コーン破壊を防ぐためのアンボンド部が存在しており、定着鉄筋に関する知見は本研究を行う上で参考となるものの構造的に厳密には一致しない。

以上のように、アンボンド部を持つ付着型アンカーボルトの定着部の破壊機構については、必ずしも明らかになっているとは言えない。このようなことから、本研究では、コーン破壊と付着破壊が関与する付着型アンカーボルトの定着部の破壊機構を理論的に検討し、その耐力算定法の妥当性を2種類の実験により検証することを目的としている。

2. アンカーボルトの定着強度の解析

(1) 付着型アンカーボルトの破壊機構と耐力算定法

付着型アンカーボルトが引き抜き力を受ける場合、その破壊はアンカーボルト自体の降伏を除くと材料特性および構造諸元により図-1に示すように付着破壊、コーン破壊および、この両者が現れる形式が考えられる(本報告ではスタッド付き異形棒鋼を主に対象としているため異形棒鋼の節間コンクリートのせん断破壊、支圧破壊、スタッドの降伏およびスタッド前面コンクリートが支圧破壊することをまとめて付着破壊と呼んでいる)。尾坂ら⁹⁾はアンボンド部の無い埋め込み鉄筋の破壊機構を解析する場合、コーン破壊強度と付着破壊強度の両者が累加可能であることを前提として引き抜き荷重を最小とするコーン破壊位置を求めている。しかしながら、少なくともコーン破壊は脆性的な破壊であるため、コーン破壊と付着破壊とは、これが同時に生ずるとき以外にはそれらの強度の累加ができないと考えるのが妥当であろう。事実、後に示す実験でも認められたことではあるが、図-3に示すように終局耐力に到達する以前に何回かコーン破壊を繰り返し、最終的に付着破壊が生ずるといった破壊形式が観察されている。したがって、ここではコーン破壊強度と付着破壊強度の累加ができないものとする。

解析対象とするアンボンド部 u_0 を有する定着長 L 、直径 D のアンカーボルトを座標系とともに図-4に示す。このアンカーボルトに引き抜き荷重 P が作用した

*正会員 工修 名古屋高速道路公社 工務部 設計課
(〒460 名古屋市中区丸の内1-16-15)

**正会員 工博 名古屋工業大学教授 工学部社会開発工学科

***正会員 Ph.D 名古屋工業大学講師 工学部社会開発工学科

****正会員 工博 名古屋工業大学教授 工学部社会開発工学科

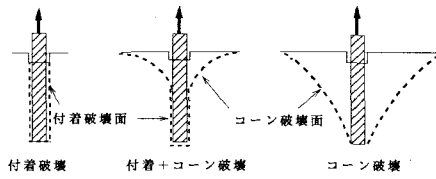


図-1 付着型アンカーボルトの破壊形式

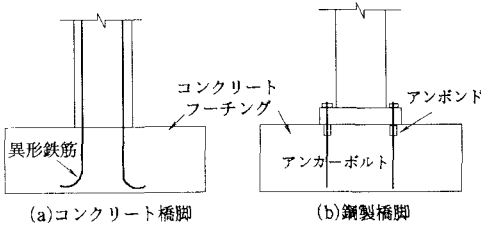


図-2 定着構造の比較

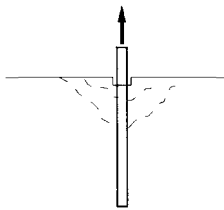


図-3 連続するコーン破壊の概念図

場合の深さ方向の付着応力分布を $\tau(x)$ とする。

コーン破壊はアンカーボルト表面を起点に角度 θ で発生すると仮定する。深さ x の点でコーン破壊が最初に発生するとした場合、破壊時コーン破壊面に作用する鉛直方向の合力 $P_c(x)$ は

$$P_c(x) = \sigma_{\text{cone}} A_c(x) \quad 0 \leq x \leq L \quad \dots \dots \dots (1)$$

ここに σ_{cone} はコーン破壊強度、 A_c はコーン破壊面のアンカーボルト軸と直交する平面への有効水平投影面積で次のように表される。

$$A_c(x) = \pi \left\{ (x + u_0) \tan \theta + \frac{D}{2} \right\}^2 - \pi \left(\frac{D}{2} \right)^2 \quad \dots \dots \dots (2)$$

ここで θ は通常 45° としそれに対応した σ_{cone} を設定している場合が多く²⁾⁻⁴⁾、本研究においても同様の方法に従う。すなわち、 σ_{cone} はコーン破壊発生荷重よりコーン破壊面を 45° として求めた破壊面に直角な引張り応力成分であり、必ずしもコンクリートの引張り強度には対応しない。

また深さ x までの付着応力の合力を $P_b(x)$ とすれば

$$P_b(x) = \int_0^x \pi D \tau(x) dx \quad 0 \leq x \leq L \quad \dots \dots \dots (3)$$

コーン破壊時には図-5 に示すつり合いより次式が成立することが条件となる。

$$P_b(x) = P_c(x) \quad \text{かつ} \quad P_b(L) \leq P_b^* \quad \dots \dots \dots (4 \text{ a, b})$$

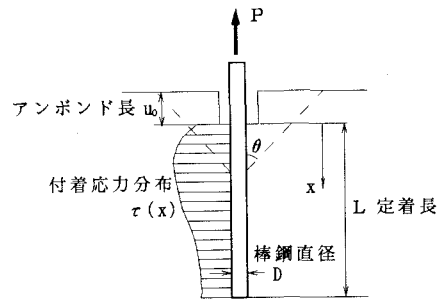


図-4 付着型アンカーボルト

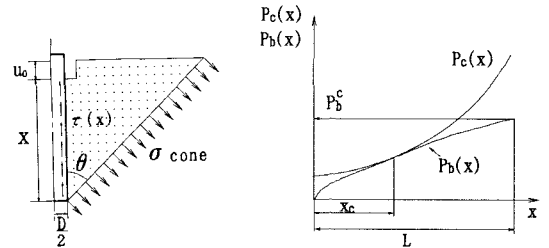


図-5 コーン破壊時のつり合い

図-6 コーン破壊時の $P_b(x)$ と $P_c(x)$ の関係

P_b^* はこの棒鋼の付着破壊強度であり、条件式 (4 b) はコーン破壊が生ずる以前に付着破壊が発生しないことを意味している。

式 (4 a) が成立する場合について考察する。 $P_c(x)$ は式 (1), (2) より x に対して放物線となる。一方 $P_b(x)$ については $\tau(x)$ の関数が未知ではあるが、少なくとも $\tau(x) > 0$ が成立する。したがって、式 (4 a) が成立し初めてコーン破壊が発生するのは、図-6 に示すように引き抜き荷重が増加し $P_b(x)$ の曲線が上方に移動し $P_c(x)$ の曲線と接したときである。すなわち、式 (4 a, b) に加えて次の条件が成立する必要がある。

$$\frac{dP_c(x)}{dx} = \frac{dP_b(x)}{dx} \Big|_{x=x_c} \quad \dots \dots \dots (5)$$

この場合の接点の x 座標 x_c がコーン破壊の発生深さで $P_b(L)$ の値がコーン破壊発生荷重 P_b^* に対応する。ただ、 P_b^* はコーン破壊発生荷重であるが必ずしも終局耐力となるとは限らず、コーン破壊部分を除いたアンカーボルトの付着破壊強度 P_b^* と P_b^* とを比較することにより検討することとなる。

$$P_b^* \geq P_b^* \quad \dots \dots \dots (6)$$

のときは P_b^* が終局耐力となるが、

$$P_b^* < P_b^* \quad \dots \dots \dots (7)$$

のときは、コーン破壊後もさらに荷重が上昇し得るので、コーン破壊部分をアンボンド部と見なし、先と同様の手続を踏むことで次のコーン破壊位置とコーン破壊発生

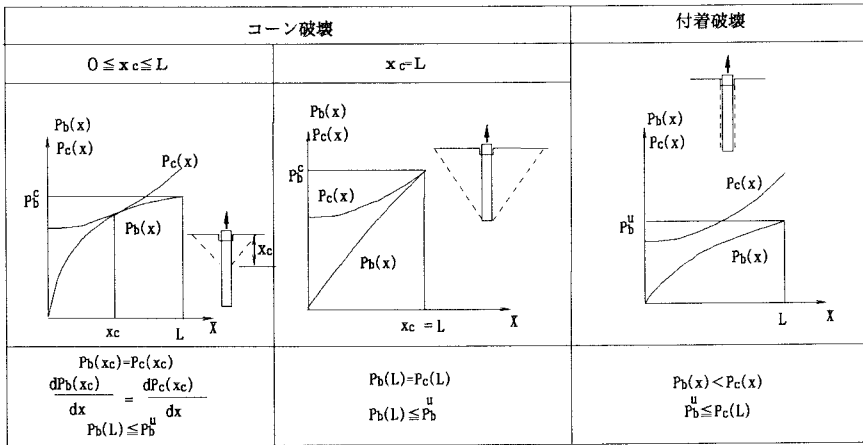


図-7 付着型アンカーボルトの破壊形式とその条件

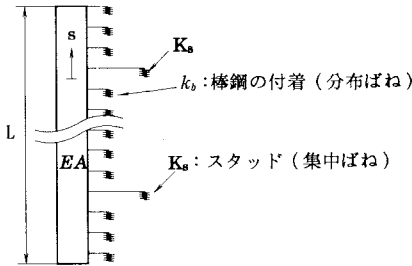


図-8 付着応力 τ の算定モデル

荷重を知ることができる。なお、特殊な場合としてコーン破壊が棒鋼下端より発生するときについて考える。この場合、 $P_c(x)$ の領域が $0 \leq x \leq L$ であり、棒鋼下端は領域の端部であることから、式(4 a, b)を満足させしておれば $P_b(x)$ と $P_c(x)$ とは $x=L$ で必ずしも接する必要はなく、交差する場合でもよい。

最後に、付着破壊する場合は、付着破壊が生ずる以前にコーン破壊が発生しないという条件から見いだすことができ、式(4 a, b)に対応して下式が成立する場合となる。

$$P_b(x) < P_c(x) \quad (0 \leq x \leq L) \quad \text{かつ} \quad P_b^u \leq P_c(L) \quad (8 a, b)$$

以上3種類の破壊形式、すなわち、①コーン破壊が $0 < x < L$ で発生する場合、②コーン破壊が $x=L$ で発生する場合、③付着破壊が生ずる場合について、 $P_b(x)$ 、 $P_c(x)$ の相互関係と条件式をまとめると図-7のようになる。

(2) 付着力分布の算定

付着型アンカーボルトの定着機構と耐力を算定するには、式(3)からわかるように付着応力 $\tau(x)$ の分布を知る必要がある。ここでは、 $\tau(x)$ の分布を解析的に求める簡単な力学モデルとして図-8に示すものを導入する^{14)~16)}。図中 k_b は異形棒鋼節突起の付着特性を表す非線形分布ばね、また K_s は棒鋼長手方向に対面して溶植

される一対のスタッドを表す非線形集中ばねである。 k_b 、 K_s を用いると異形棒鋼に作用する付着応力 τ およびスタッドでの集中付着力 T と棒鋼の軸方向変位 s との関係は一般に次のようになる。

$$\tau \pi D = k_b(p, \epsilon, s) s, \quad T = K_s(p, \epsilon, s) s \dots \dots \dots (9)$$

ここに p は棒鋼に作用する側圧、 ϵ は棒鋼の軸ひずみであり、ばね定数が p 、 ϵ 、 s の関数であることを示している。異形鉄筋については、このような軸ひずみ ϵ と τ - s 関係が検討されているが^{10)~12)}、今回のアンカーボルトでは棒鋼が弾性域内にあり ϵ が小さいことと簡単のため、以下の解析では ϵ の影響を無視し側圧 p のみの影響を考慮した実験^{13), 14)}に基づく構成関係を用いる。なお、構成則のうち具体的な k_b 、 K_s については、後に示す各解析例の所で述べる。構成則において側圧 p の影響を考慮するためには p の値を知る必要があるが、ここでは、フーチングの中央に集中荷重の作用するディープビームとして線形弾性解析し、簡易的に評価する手法を用いる。

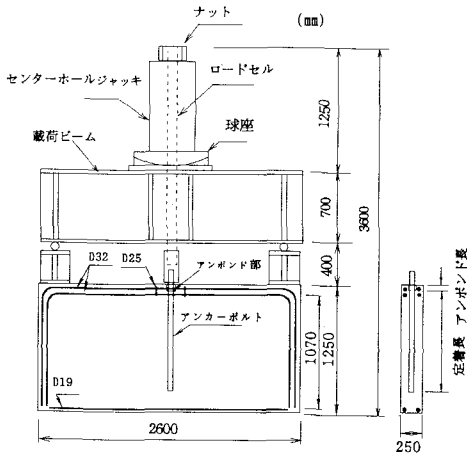
3. 付着型アンカーボルトの引き抜き実験

(1) 概 要

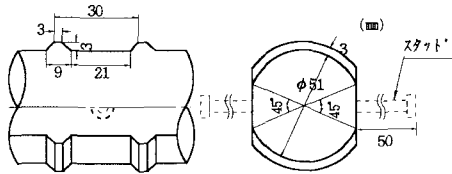
実験は2種類の供試体を用いた引き抜き実験である。一つは、コンクリート部分でのひび割れの進展を観察することを意図したディープビームによる2次元模型実験で破壊機構を主として定性的に把握することを目的としている。いま一つは、より実際に近いフーチングの部分模型を用いた3次元模型で、ここで提案した引き抜き耐力算定法の妥当性を定量的に検証するためのものである。このフーチングの部分模型を以下簡単のため3次元模型と呼ぶ。

(2) ディープビームによる2次元模型実験

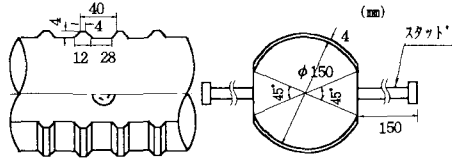
供試体としては図-9に示すように、幅 $5D$ 、高さ $24.5D$ 、スパン長 $45D$ のフーチングを想定したディープビームの中央にアンカーボルトを埋め込んだものを用



図—9 2次元模型および載荷方法



(a) 縮尺異形棒鋼の形状



(b) 実大 異形棒鋼の形状

図—10 供試棒鋼の形状

いる。供試体の高さは、実際のアンカーボルトの埋め込み状況を考慮して定め、スパン長についてはアンカーボルト下端からコーン破壊が発生してもディープビームの支間内におさまるようにコーン破壊角を45°と仮定して決定した。またディープビーム上面には曲げ破壊を防ぐための補強筋を配筋した。アンカーボルトとしては表—1に示すように、図—10(a)の異形棒鋼を用い、その定着長、アンボンド長を変化させた3種類の構造とした。ここに、アンカーボルトは、異形棒鋼節突起面がビームスパン方向を向くように配置した。

コンクリート、棒鋼の材料定数は表—2に示すもので、実際のケースを念頭において設定するとともに、コンクリートの打ち込みも通常の状態と一致させるため異形棒鋼を鉛直に立て打ち込んだ^{17),18)}。棒鋼への引き抜き力は図—9に示すように、センターホールジャッキを用い載荷し、ジャッキおよび供試体の反力が載荷ビームを介してつり合うようになっている。

表—1 2次元供試体

供試体名称	アンカーボルト	定着長(L)	F_b/F_t 長(u_0)
AD51-1B	異形棒鋼のみ	19D	1D
AD51-2B	同上	10D	10D
AD51-3B	同上	5D	5D

備考：Dは棒鋼の直径(51mm)

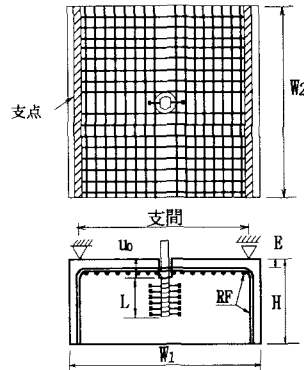
表—2 2次元模型の材料定数

	(kgf/cm ²)				
	圧縮強度	引張強度	ヤング係数	μ の比	その他
フーチング コンクリート	258	24.6	2.62×10^4	0.19	粗骨材 最大寸法 25mm スランプ 8cm
棒鋼(SM58)	降伏応力 5490	引張強度 6430	伸び(%) 22.7	ヤング係数 2.1×10^4	

表—3 3次元模型

供試体名称	$W_1 \times W_2 \times H$ (cm)	RF	E (mm)	u_b	L	支間
ADS51-1F	90×90×40	D10	15	2D	5D	15D
ADS51-2F	126×126×56	D13	30	2.5D	5D	22D
ADS51-3F	126×126×56	D13	30	5D	5D	22D
ADS51GF	126×151×56	D13	30	5D	5D	22D
ADS150F	264×264×117.5	D32	48	2D	5D	15D

備考：ADS51GFは棒鋼3本が間隔2.45Dで配置してある



(3) 3次元模型実験

供試体は表—3に示すように実大構造の約1/3の縮尺を持つ縮尺模型と実構造を想定した実大模型から成り立っている。

実大模型のアンカーボルトの定着長は使用するジャッキの能力(500 tonf)内で可能な限り定着長を長くするという考えに基づき5Dとした。供試体形状は表—3に示すとおりで、アンボンド長2D、定着長5Dを持つアンカーボルトの下端からコーン破壊が45°で発生してもそれが支間内におさまるように配慮してある。また、供試体上面には曲げ破壊を防ぐため補強鉄筋を配筋している。

縮尺模型は単一のアンカーボルトのアンボンド長の差による定着特性を検討するものと、3本組のアンカーボルトの群効果を見るためのものである。表—3に示すよ

表-4 3次元模型の材料定数 (kgf/cm²)

	圧縮強度	引張強度	ヤング係数	ポアソン比	その他
フーチング コンクリート	286 (320)	28.1 (23.5)	2.58×10 ⁶ (3.05×10 ⁶)	0.16 (0.17)	粗骨材 最大寸法 25mm スランプ 8cm
	降伏応力	引張強度	伸び(%)	ヤング係数	
棒鋼(S45C)	5330 (2940)	8280 (6010)	21.9 (27.5)	2.1×10 ⁶	
スタッド (JISB1189相当)	5890 (4660)	6630 (5110)	14.8 (35.6)	2.1×10 ⁶	

備考：()内は実大模型(ADS150F)の値を示す

うに前者についてはアンカーボルトのアンボンド長を2D, 定着長を5Dとした実大模型の相似模型の他, 定着長5Dのままアンボンド長を2.5D, 5Dと変化させたものである。アンボンド長が2.5D, 5Dの場合, フーチング部分について実大模型と相似の模型を用いると, コーン破壊面が支承の外側に出るので, これが支承の内側に入るように寸法を大きくしている。群効果を調べる実験では, アンカーボルトのアンボンド長を5D, 定着長を5Dとし, 棒鋼をスパン直角方向に間隔2.45Dで3本配置している。このため, フーチングの幅が対応する単一のアンカーボルトを定着した供試体 ADS51-3F より4.9D広がっている。

フーチングに埋め込むアンカーボルトとしては, いずれも実構造に対応するようにスタッドを異形棒鋼の平坦面に溶植したものをを用いる。実大模型における太径異形棒鋼¹⁹⁾は図-10(b)に示すもので, スタッドは道路橋示方書²⁰⁾の規定を参考に, 22×150mmのものを103mmの間隔で, 片側6本両側で計12本取り付け付けた。一方, 縮尺模型のアンカーボルトは, 実大模型に用いるその約1/3の縮尺率を持つもので図-10(a)の異形棒鋼に6×50mmのスタッドを35mm間隔で取り付けしている。これら実大および縮尺模型のアンカーボルトは, フーチング内にスタッド軸とフーチングのスパン方向が一致するように設置し, コンクリートは2次元模型と同様の方法で打ち込んだ。なお, コンクリート, 棒鋼およびスタッドの材料定数は表-4に示すものである。供試体への載荷方法は先に述べたディープビームによる2次元模型と同様である。

4. 付着型アンカーボルトの定着機構の解析結果と実験結果の比較

(1) ディープビームによる2次元模型実験

解析手法については2.に説明しているが, 解析で用いる2次元模型の材料特性などは, 次の要領で決定した。

まず, 付着応力分布 $\tau(x)$ の算定には図-8に示すばねモデルが用いられるが, 付着—すべりに関する異形棒鋼の τ - s 関係は, 文献13), 14)に示す側圧下での付着試験より求めた図-11の τ - s 関係を線形補間したものをを用いる。すなわち, 側圧 p_i, p_{i+1} 下の τ - s 関係がそれぞれ

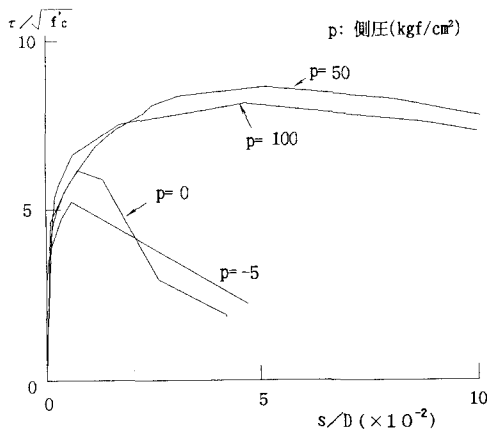


図-11 側圧下における異形棒鋼節突起の付着ばね特性

れ

$$\tau\pi D = k_b(p_i, s), \quad \tau\pi D = k_b(p_{i+1}, s) \dots \dots \dots (10)$$

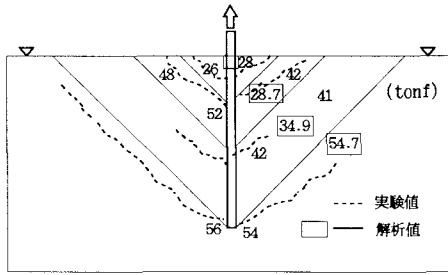
として与えられているとき, p_i, p_{i+1} の間に存在する側圧 p での関係は

$$\tau\pi D = \frac{p-p_i}{p_{i+1}-p_i} k_b(p_{i+1}, s) + \frac{p_{i+1}-p}{p_{i+1}-p_i} k_b(p_i, s) \dots \dots \dots (11)$$

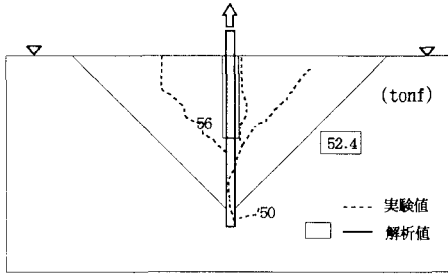
なお, 引張り側圧が5 kgf/cm²以下の場合には側圧がコンクリートの引張り強度となった場合, 付着力を零と仮定し線形補間している。ばねモデルにおいては, 付着ばねの非線形性を考慮するため, 棒鋼埋め込み部を有限要素に分割し各要素内では k_b を一定とした。ここでは, 解の収束性を考慮し十分な分割数として異形棒鋼の定着長5D, 10D, 19Dに応じそれを250, 500, 950と一様に分割した。

コーン破壊強度 σ_{cone} については, フーチングに対するものは文献2)~4), 6)により与えられているが, 本実験のような2次元のディープビームに適用できる保証は必ずしもない。そこで, 棒鋼下端からコーン破壊を生ずる供試体(AD51-1B)のアンカーボルトの最大引き抜き力を基に下端から45°でコーン破壊が生ずると仮定して算定した値 $\sigma_{cone} = 10.7 \text{ kgf/cm}^2$ をコーン破壊強度として用いる。図-12には2次元模型のコーン状ひび割れの発生状況を, また表-5には最終コーンひび割れ発生深さおよびその荷重を示している。なお, コーンひび割れの発生荷重はひび割れ観察と荷重変位曲線における荷重の低下を基に決定した。

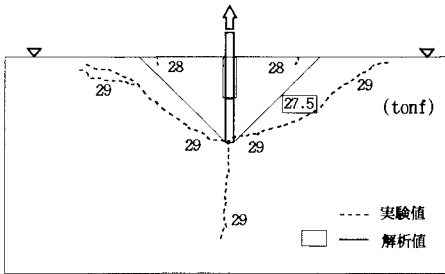
実験によれば, コーン破壊は定着長が大きくアンボンド長が小さい供試体 AD51-1B において, 終局耐力に到達する以前に数回発生したが, 供試体 AD51-2B, AD51-3B ではいずれも棒鋼下端付近からコーン破壊が発生した。また, 終局耐力はいずれも最終コーン破壊に支配されていた。



(a) AD51-1B



(b) AD51-2B



(c) AD51-3B

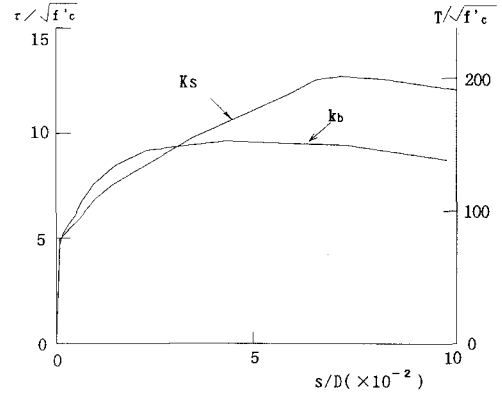
図—12 2次元模型ひび割れ性状

上記結果と解析結果と比較すると、最終コーン破壊位置および最終コーン破壊荷重（終局耐力）はいずれも解析値と実験値とはよく一致している。AD51-1Bの初期コーンひび割れならびに中間のコーンひび割れについて、その発生荷重と発生位置は、ひび割れ発生位置を目視で追跡しているため実験的には必ずしも明確ではないが、数回のコーン破壊が発生する事実は確認できる。本解析モデルでも、最終コーン破壊に至るまで2回のコーン破壊発生を示しており、少なくとも終局耐力までに数回のコーン破壊の発生事実が把握されている。

以上により、ここで提案した解析法によれば、コーン破壊と付着破壊とが関与する付着型アンカーボルトの破壊機構ならびに終局耐力をほぼ妥当な精度で解析し得るといえる。なお、AD51-3Bにおいてはコーンひび割れ角 θ が 45° より明らかに大きくなっているが、これは、

表—5 2次元模型の最終コーンひび割れ荷重

供試体	コーンひび割れ発生荷重 (tonf)			コーンひび割れ深さ (cm)		
	①実験値	②解析値	①/②	①実験値	②解析値	①/②
AD51-1B	54	54.71	0.99	98	99.9	0.98
AD51-2B	49	52.44	0.93	96	90.0	1.07
AD51-3B	29	27.48	1.06	50	50.0	1.0



図—13 異形棒鋼とスタッドの付着ばね特性

アンカーボルトの埋め込みがビーム上部にあり、ビームの曲げによる引張り応力の影響を受けたものと考えられる。

(2) 3次元模型実験

3次元模型では、棒鋼に作用する側圧が最大引き抜き荷重載荷時で高々数 kgf/cm^2 であることがフーチングを弾性体とした線形解析より判明した。したがって解析で用いる棒鋼の付着一すべり関係においては、側圧の影響を無視し、マッシュパフーチングにおける周辺の拘束のみを考慮する。これより異形棒鋼およびスタッドについては周辺拘束を表すためにフープ筋で補強した供試体¹⁴⁾による τ - s および T - s 関係による。これらの関係をまとめて図—13に示す。

コーン破壊強度 σ_{cone} については、頭付きアンカーの引き抜き試験に基づく松崎の実験結果⁶⁾およびACIの実験式³⁾より、ほぼ平均値を表す値としてコンクリート圧縮強度 f'_c により設定されている $\sqrt{f'_c}$ ²⁾を用いた。

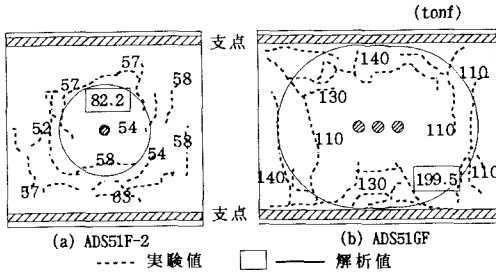
供試体 ADS51GF を対象とした棒鋼の群効果の解析においては、棒鋼間隔が $2.45D$ でありほぼ付着応力の相互作用を考えなくてもよい領域にあるので²⁾、付着については群効果は無視し、コーン破壊についてのみこれを考慮する。すなわち、コーン破壊の群効果の解析方法としては文献2)~5)に示されている有効水平投影面積の重なりを考慮する方法を用いる。

このような解析法で得られた終局耐力を表—6に、また最終コーンひび割れ性状を図—14にそれぞれ実験結果と比較する形で示す。これより、破壊形式、コーンひび割れ性状は実験値と解析値は一致しているが、コーン

表一6 3次元模型の引き抜き耐力

供試体	終局耐力 (tonf)				破壊形式	
	実験値 ①	解析値 ②	②/①	解析値 ③		③/②
ADS51F-1	52	67.40	0.77	46.21	1.13	コーン破壊
ADS51F-2	63	82.16	0.77	46.85	1.34	コーン破壊
ADS51F-3	75	79.8	0.94	79.8	0.94	付着破壊
ADS15GF	144	199.47	0.72	111.63	1.29	コーン破壊
ADS150F	390	552.98	0.71	412.81	0.94	コーン破壊

備考：解析値 ③はコーン破壊強度をそれぞれ $\sqrt{f_c}$, $0.6\sqrt{f_c}$ とした場合
 : f_c はコンクリートの圧縮強度(Kgf/cm²)



図一14 3次元模型ひび割れ性状

破壊によって終局耐力が決まるケースについては、終局耐力の解析値は一樣に実験値の7~8割程度になっている。これより、今回の解析で用いたコーン破壊強度 σ_{cone} の値に若干問題があったと考えられる。つまり、文献2)では曲げ剛性が大きいフーチングでのコーン破壊強度を対象としているのに対し、今回の場合はフーチングの厚さがそれほど大きくなく曲げによる影響が現れ、 σ_{cone} は $\sqrt{f_c}$ より低めになっていると考えられる。事実、文献2)に示すコーン破壊強度の下限値 $0.6\sqrt{f_c}$ を用いると表一6に示すように解析値は実験値とほぼ同等か低めに評価されるようになる。なお、実際のフーチングの厚さは $20D \sim 25D$ 程度であるので、曲げによる影響はほぼ無視できるため、コーン破壊強度として $\sqrt{f_c}$ を用いても、精度のよい解が得られるものと思われる。

5. ま と め

アンカーボルト定着部の破壊形式としては、支圧型アンカーボルトの場合はアンカーボルト下端からのコーン破壊であるのに対し、付着型アンカーボルトの場合は、コーン破壊のほか付着破壊が関与するため、破壊機構は複雑になる。本報告ではアンボンド部を有する付着型アンカーボルトに対しコーン破壊強度と付着破壊強度が累加できないという前提のもとに、その定着強度を解析するモデルを提案し、その妥当性を2種類の実験により検証した。その結果、付着型アンカーボルト定着部の破壊機構および、定着強度がほぼ妥当な精度で評価し得ることが判明した。

謝 辞

本研究を実施する上で、ご援助、ご指導をいただいた名古屋工業大学吉田彌智教授（現学長）、梅原秀哲助教に、深甚なる謝意を表す。また実験に関し多大な御協力を受けた住友金属工業(株)建設エンジニアリング事業本部建設技術部の加藤敏氏、小林洋一氏はじめ関係各位に謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 名古屋高速道路公社：鋼構造物設計基準, pp.275~340, 1987.
- 2) 日本建築学会：各種合成構造設計指針・同解説, pp.191~217, 1985年制定.
- 3) ACI: Proposed Addition to Code Requirements for Nuclear Safety Related Concrete Structures (ACI 349-76) ACI Journal, pp.329~335, 1978.
- 4) Shipp, G.J. and Haninger, E.R.: Design of Headed Anchor Bolts, AISC, Engineering Journal, pp.58~69, 1983.
- 5) Marsh, M.L. and Burdette, E.D.: Multiple Bolt Anchorages: Method for Determining the Effective Projected Area of Overlapping Stress Cones, AISC, Engineering Journal, pp.29~32, 1985.
- 6) 松崎育弘・川瀬清孝・永田守正・丹羽亮：樹脂アンカーの支持耐力に関する実験研究, 第6回コンクリート工学年次講演会論文集, pp.393~396, 1984年.
- 7) 戸井田浩・佐藤哲也：付着型アンカーボルトの引抜耐力について, 土木学会第41回年次学術講演会講演概要集, V-135, pp.267~268, 1986年.
- 8) 前野裕文, 後藤芳顕ほか：付着型アンカーボルトの定着機構について, 土木学会第45回年次学術講演会講演概要集, I-270, pp.570~571, 1990年.
- 9) 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, pp.153~161, 1990年.
- 10) 島 弘・周 礼良・岡村 甫：マッシュなコンクリートに埋め込まれた異形鉄筋の付着応力-すべり-ひずみ関係, 土木学会論文集, 第378号/V-6, pp.165~174, 1987年.
- 11) 山尾芳秀・周 礼良・二羽淳一郎：付着応力-すべり関係に関する実験的研究, 土木学会論文報告集, 第343号, pp.219~228, 1984年.
- 12) 島 弘・周 礼良・岡村 甫：異形鉄筋の鉄筋降伏後における付着特性, 土木学会論文集, 第378号/V-6, pp.213~220, 1987年.
- 13) 前野裕文・後藤芳顕・小畑 誠・松浦 聖・小林洋一：鋼製橋脚の新しい定着工法について, 第2回合成構造の活用に関するシンポジウム講演論文集, pp.403~410, 1989年.
- 14) 前野裕文・後藤芳顕・小畑 誠・松浦 聖：スタッドを取り付けた太径異形棒鋼の付着特性, 土木学会論文集, No.441/I-18, pp.87~96, 1992.1.
- 15) 六車熙, 森田司朗・富田幸次郎：鋼とコンクリートの付

- 着に関する基礎的研究 I [付着応力分布について] (I)・(II), 日本建築学会論文報告集, 第 131 号, pp.1-8, 第 132 号, pp.1~6, 1967 年.
- 16) 池田尚治: 鉄筋コンクリート部材における鉄筋とコンクリートとの応力伝達に関する研究, 土木学会論文報告集, 第 307 号, pp.85~97, 1981 年.
- 17) 赤尾親助・栗田章光・平城弘一: 頭付きスタッドの押し抜き挙動に及ぼすコンクリートの打込み方向の影響, 土木学会論文報告集, 第 380 号/I-7, pp.311~320, 1987 年.
- 18) 平城弘一／松井繁之・福本啓士: 頭付きスタッドの強度評価式の誘導—静的強度評価式—, 構造工学論文集, Vol.35A, pp1221~1232 1989 年.
- 19) 池田尚治: 極太径ねじふし鉄筋の使用による新しいコンクリート構造形式の研究, 第 2 回合成構造の活用に関するシンポジウム講演論文集, pp.15~20, 1989 年.
- 20) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説 I・II, pp.284~285 1990 年2月.
- 21) 土木学会: コンクリート標準示方書[設計編], pp.102~103, 1986 年制定.

(1991.1.28 受付)

ULTIMATE STRENGTH OF BOND-TYPE ANCHORAGE UNDER TENSILE FORCE

Hirofumi MAENO, Yoshiaki GOTO, Makoto OBATA and Sei MATSUURA

While the anchorage with a headed anchor bolt in concrete usually fails almost by pulling out a concrete cone, the failure mechanism of the bond-type anchorage becomes complex because both bond and concrete cone failure are involved simultaneously. There have been few theoretical approaches to this bond-concrete-cone failure mechanism of bond type anchorage. In the present study, a new model of failure mechanism is proposed under the assumption that ultimate strength is not the sum of the strength of a stress cone and that of bond on a bolt surface. The assumption is justified because failure by concrete cone is extremely brittle. The validity of this model is confirmed by experimental results. With this mode, it is possible to identify the critical factors to the failure mechanism as well as to estimate the ultimate strength of bond-type anchorage with reasonable accuracy.