

国土技術政策総合研究所資料

TECHNICAL NOTE of
National Institute for Land and Infrastructure Management

No.1171

September 2021

3次元FEM解析による既存アンカー耐力式の 係船柱用アンカーへの適用性検討 ～先付けアンカー方式を対象として～

竹信正寛・宮田正史・佐々木宏和・平田悠真

Applicability Study of Pull-out Strength Calculation Formula
to Cast-in-Place Anchors for Mooring Post by 3D FEM Analysis

TAKENOBU Masahiro, MIYATA Masafumi, SASAKI Hirokazu, HIRATA Yuma

国土交通省 国土技術政策総合研究所

National Institute for Land and Infrastructure Management
Ministry of Land, Infrastructure, Transport and Tourism, Japan

3次元FEM解析による既存アンカー耐力式の 係船柱用アンカーへの適用性検討 ～先付けアンカー方式を対象として～

竹信正寛*・宮田正史**・佐々木宏和***・平田悠真***

要 旨

近年の寄港船舶の大型化を踏まえ、繋離船作業の作業効率向上に配慮した係船柱に対する形状検討の必要性が認識され、係船柱の上部形状の小型化が検討されている。一方で、船舶の大型化に伴う船舶牽引力の増加は、係船柱を設置する際に用いるアンカーの大きさにも影響を及ぼすため、施工性を考慮すれば係船柱のアンカーに関しても可能な限り小型化することが望まれる。

現在、港湾工事共通仕様書に記載されている係船柱用のアンカーボルトの標準長さは、アンカー引抜時のコンクリートが円筒状破壊することを仮定した引抜耐力式を基に設定されている。しかし、他の代表的な設計指針類においては、その破壊形態として円筒状破壊より耐力が大きく算定されるコーン状破壊を仮定した引抜耐力式が提示されている。このため、係船柱用アンカーの引抜時の破壊形態がコーン状破壊を示すことが確認できれば、係船柱用アンカーの小型化に向けた設計法提案への一助となると考えられる。

本稿では先付けアンカー方式を対象として、係船柱用アンカーに関する引抜時の破壊形態を把握するため、既往の各種実験結果を基とした3次元FEMを用いたアンカー引抜実験の再現解析を実施し、係船柱用アンカーの引抜破壊形態や引抜耐力の算定に用いる耐力式の適用性に関する検討を行った。また、既往のアンカー引抜実験結果を用いて、引抜耐力式に対するアンカーの実耐力をベイズ予測区間によって推定し、アンカー引抜耐力式に対する部分係数の試設定を行った。

この結果、係船柱用アンカーのコンクリートに対する引抜破壊形態は、これまでのアンカーボルトの設計において仮定されてきた円筒状破壊ではなくコーン状破壊であることが確認された。また、3次元FEM解析結果によるアンカー引抜耐力は、係船柱用アンカーの鉛直方向への設置を想定したケースにおいて、各種合成構造設計指針・同解説の引抜耐力式による算定結果と同等であった。更に係船柱用アンカーを、上部工に対して傾斜角を設けて設置することを想定したケースにおいては、当該耐力式の考え方を適用した場合、解析結果に対して安全側の値として算定されることが判明した。

キーワード：係船柱，引抜耐力，コーン状破壊，3次元FEM解析，部分係数

* 港湾研究部 主任研究官
** 港湾研究部 港湾施設研究室 室長
*** 港湾研究部

Applicability Study of Pull-out Strength Calculation Formula to Cast-in-Place Anchors for Mooring Post by 3D FEM Analysis

TAKENOBU Masahiro*
MIYATA Masafumi**
SASAKI Hirokazu***
HIRATA Yuma***

Synopsis

Against the background of a recent increase in the size of vessels calling at ports, downsizing of the head of moorings posts has been studied to improve the efficiency of line-handling work. On the other hand, an increase in ship traction force due to the increased size of ships also affects the size of anchors when installing a mooring post. Considering the workability of an anchor, it is desirable that the anchor of the mooring post be as small as possible.

The standard length of anchor bolts for a mooring post is set based on the pull-out strength formula assuming that the concrete will break cylindrically when anchors are pulled out. However, in other typical design guidelines, a pull-out strength formula assuming a cone-shaped fracture is presented as the fracture form. Therefore, confirmation that the fracture form when the anchors of mooring posts are pulled out is cone shaped will be helpful in proposing a design method for downsizing the anchors of mooring posts.

In this paper, the authors conducted a reproduction analysis of an anchor-pulling experiment using 3D FEM based on the results of previous experiments and investigated the applicability of the strength-calculation formula used to calculate the pull-out failure form for cast-in-place anchor strength. In addition, the results of the previous anchor pull-out experiment were referenced, the actual pull-out bearing strength was estimated by the Bayes prediction interval, and a partial coefficient for the anchor pull-out strength formula was set as a trial.

As a result, it was validated that the pull-out fracture form of the anchors of a mooring post for concrete is not the cylindrical fracture assumed in the design of conventional anchor bolts, but the conical fracture form. In addition, the anchor pull-out strength based on the results of the 3D FEM analysis was equivalent to the calculation result based on the pull-out strength formula proposed by the Architectural Institute of Japan when the anchor for the mooring post was installed vertically..

Key Words: Mooring post, Pull-out strength, Cone-shaped fracture, 3D FEM, Partial factor

* Senior Researcher, Port and Harbor Department, NILIM
** Head, Port Facilities Division, Port and Harbor Department, NILIM
*** Port and Harbor Department, NILIM

目 次

1. はじめに	1
2. コンクリートに埋め込まれたアンカーの引抜耐力に関する既往文献の整理	2
2.1 本章の概要	2
2.2 係船柱用アンカーの引抜破壊に関する考え方	2
2.3 各種指針類におけるアンカーの引抜破壊に関する考え方	3
2.4 係船柱用アンカーに適用する引抜耐力式の検討	5
3. 3次元FEM解析による係船柱用アンカーの引抜破壊形態に関する検討	5
3.1 本章の概要	5
3.2 引抜力を受けるアンカーの既往の実験結果に対するFEM再現解析	6
3.3 係船柱用アンカーに対する引抜破壊の検討	9
3.4 本章のまとめ	14
4. 係船柱用アンカーに対する引抜耐力式に適用する部分係数の試設定	14
4.1 本章の概要	14
4.2 既往のアンカー引抜実験結果を踏まえたアンカー引抜耐力の推定	14
4.3 建築学会指針を引抜耐力式として適用する場合の部分係数の試設定	17
5. おわりに	18
謝辞	18
参考文献	18
付録A 建築学会指針適用時の各種有効投影面積の算定結果	20
付録B 既往のアンカー引抜実験に対する収集文献一覧	23

1. はじめに

近年の寄港船舶の大型化を踏まえ、繋離船作業の作業効率向上に配慮した係船柱に対する形状検討の必要性が認識され、係船柱の上部形状に関する小型化検討が進められている。図-1.1は係船柱の上部形状と係船施設の上部工コンクリートに埋め込まれた係船柱用アンカー構成部材（以下、係船柱用アンカー）を一体的に図化して例示したものである。



図-1.1 係船柱（曲柱）に関する全体構造（例）

現在、係船柱用アンカーの規格は、表-1.1や表-1.2に示す港湾工事共通仕様書²⁾に記載されている標準値が用いられることが一般的である。これらの値は、港湾技術研究所資料No.102³⁾を基に設定されたものであるが、係船柱の規格が大きい場合、アンカーボルトの長さが1.5m以上に達し、係船柱用アンカー組あたりの質量も100kgを超えるとといった、現地施工が容易ではないと想定される規格も存在する。したがって、施工性や作業効率の観点を踏まえ、文献1)で検討されている係船柱の上部構造のみならず、著者らはこれらの構成部材も可能な限り小型化する等の合理化を図る必要があると認識している。

係船柱用アンカーのうち、アンカーボルトはその主要構成部分であり、表-1.2に示されているアンカーボルトの長さは、上部工コンクリートに埋め込まれた係船柱用アンカーが引抜力を受ける際、コンクリートの引抜破壊面がアンカー版上方に円筒状に形成されることを仮定した引抜耐力式を基に算定されており、かつ、アンカーボルトの長さはその引抜耐力に依存する。しかし、他の代

表-1.1 曲柱の標準寸法と設計牽引力²⁾

略 称	設計 けん 引力 (kN)	胴 部			頭 部			アンカーボルト			底 板					質 量 (kg/個)	
		胴径 D (mm)	胴高 H (mm)	厚さ t (mm)	頭部 幅 BoLo (mm)	頭部 高 Ho (mm)	厚さ to (mm)	呼び径 φ (mm)	本数 (本)	埋込 み角 (°)	底 板 幅 2R ₁ (mm)	底 板 厚さ H ₁ (mm)	リブ 幅 R ₂ (mm)	リブ 高 H ₂ (mm)	埋込 みさ H ₃ (mm)		アンカ ーボ ルト 穴径 d (mm)
曲柱 50	50	150	170	20	300	120	20	20	4	22	360	20	50	60	90	27	70
曲柱 100	100	200	210	20	400	160	20	27	4	22	480	40	60	70	110	35	140
曲柱 150	150	250	250	20	500	200	20	33	4	22	600	50	80	80	130	42	245
曲柱 250	250	300	290	21	600	240	21	42	4	22	720	65	100	95	160	52	420
曲柱 350	350	300	290	25	600	240	25	42	6	22	720	65	100	95	160	52	440
曲柱 500	500	350	330	29	700	280	29	48	6	22	840	70	140	100	170	66	665
曲柱 700	700	400	370	33	800	320	33	56	6	22	1,000	90	160	120	210	68	1,100
曲柱1000	1000	450	410	39	900	360	39	64	6	22	1,200	95	220	125	220	78	1,670

表-1.2 アンカーボルト標準寸法²⁾

アンカーボルト					六角ナット			平 座 金			アンカー板			1組 当り 質量 (kg)
呼び径 φ (mm)	ピッチ P (mm)	谷径 φ (mm)	長さ L (mm)	ねじ切 長さ S (mm)	H (mm)	B (mm)	C (mm)	d ₁ (mm)	d ₂ (mm)	t ₁ (mm)	d ₃ (mm)	d ₄ (mm)	t ₂ (mm)	
M20	2.5	17.294	450	60	16	30	34.6	37	22	3.2	80	22	16	2
M27	3	23.752	600	75	22	41	47.3	50	30	4.5	108	30	22	5
M33	3.5	29.211	700	75	26	50	57.7	60	36	6	132	36	25	6
M36	4	31.670	750	75	29	55	63.5	66	39	6	144	39	28	11
M42	4.5	37.129	850	100	34	65	75.0	78	45	7	168	45	35	17
M48	5	42.587	1,000	100	38	75	86.5	92	52	8	192	51	40	20
M56	5.5	50.046	1,150	120	45	85	98.1	105	62	9	225	61	45	40
M64	6	57.505	1,300	120	51	95	110	115	70	9	256	70	55	62
M80	6	73.505	1,600	150	64	115	133	140	86	12	320	86	65	115
M90	6	83.505	1,800	150	72	130	150	160	96	12	360	96	75	166

表的な設計指針類においては、コンクリートに埋め込まれたアンカーが引拔力を受ける場合のコンクリートの破壊形態は円筒状破壊ではなく、破壊面がコーン状に形成され、耐力が円筒状破壊より大きく算定されるコーン状破壊を仮定した引拔耐力式が提示されている。このため、仮に係船柱用アンカーの引抜時の破壊形態が他の指針類と同様にコーン状破壊を示すことが確認できれば、係船柱用アンカーの小型化に向けた設計法提案への一助となると考えられる。本稿では特にアンカーボルトの長さの主要決定要因である係船柱用アンカーの引拔耐力に注目して以下の検討を行う。

まず、コンクリートに埋め込まれたアンカーが引拔力を受ける場合の、係船柱用アンカーや国内の代表的な設計指針類における引拔耐力算定式に関して整理する(2章)。次に、コンクリートに埋め込まれた係船柱用アンカーの引抜解析を3次元FEMによって行い、その破壊形態を把握するとともに、解析で得られた引拔耐力と2章で整理した引拔耐力式で評価される耐力値との比較を行う(3章)。更に、これらの整理・検討結果を基として、今後の係船柱用アンカーの設計や検討の参考となるよう、係船柱用アンカーの引拔耐力式に対する部分係数をベイズ予測区間によって試算した結果について示す(4章)。

なお、本稿において対象とする係船柱用アンカーに対する検討は、コンクリート打設前にアンカー構成部材を設置する、いわゆる「先付けアンカー方式」のみを対象としている。また、アンカーの引拔耐力の評価に際して、係船柱の上部形状はコンクリートの引拔破壊形態に影響しないと考えられるため、曲柱と直柱の区別は特段行っていない。

2. コンクリートに埋め込まれたアンカーの引拔耐力に関する既往文献の整理

2.1 本章の概要

本章では、コンクリートに埋め込まれたアンカーが引拔力を受ける場合の、係船柱用アンカーや国内の代表的な指針類における引拔耐力に対する考え方について整理する。

2.2 係船柱用アンカーの引拔破壊に関する考え方

港湾技術研究所資料 No.102³⁾によれば、係船柱用アンカーに対する引拔破壊の形態は、アンカー版を底面とする円筒形のコンクリートのせん断面による、コンクリートのアンカー版上方への円筒状破壊が仮定されている。当該破壊形態の概念図を図-2.1に示す。

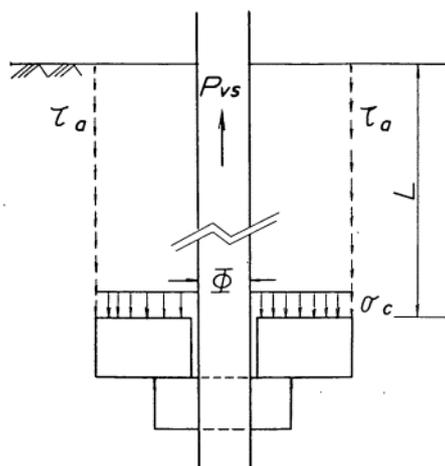


図-2.1 係船柱用アンカーの引拔破壊形態の考え方³⁾

この引拔破壊形態を仮定した場合のコンクリートの引拔耐力は、以下の式(1)によって照査される。

$$P_{vs} \leq \pi \cdot a \cdot L \cdot \tau_a \quad (1)$$

ここに、

- P_{vs} : アンカーボルトに作用する引拔力(N)
- a : アンカー版の幅(mm)
- L : アンカーボルトの埋込長(mm)
- τ_a : コンクリートの許容せん断応力(N/mm²)
であり、 $\tau_a = 1/30\sigma_{cd}$ 。
- σ_{cd} : コンクリートの設計基準強度(N/mm²)
である。

この方法で算定されたコンクリートの許容せん断応力を用いて、コンクリートのアンカー版上方への円筒状破壊を仮定した場合の引拔耐力が照査される。係船柱アンカーのアンカー版は正方形が用いられることが多いが、その1辺の長さを円筒状破壊の際の円の直径として設定した上で、アンカーボルトの長さが、式(1)を満たすように決定される。1章の表-1.2に示したアンカーボルト長さは、式(1)の算定結果に基づき、更にその長さに若干の余裕を持たせて設定されたものである。

文献3)における係船柱用アンカーの設計において、アンカー版に発生する応力やアンカー版上方でのコンクリートの支圧耐力等も当然考慮されるが、アンカーボルトの長さは式(1)に対する照査結果のみに依存する。アンカー版の発生応力やコンクリートの支圧耐力等に関する照査結果は、本稿で議論するアンカーボルト長さや以下の議論には直接影響しないため、その他の照査手法の詳細は文献3)に譲る。

なお、文献3)によればアンカーボルトに作用する引拔

力 P_{vs} の算定にあたっては、アンカーボルトの全強（アンカーボルトの有効断面積に、降伏応力に対して設定された許容応力度を乗じた値）に相当する引張力を作用させることとなっている。つまり、アンカーボルトが破断する前に脆性的な破壊形態であるコンクリートの引抜破壊を極力先行させないという設計思想が組み込まれている。この思想は、後に記載する建築学会による設計手法でも同様な考え方となっている。

2.3 各種指針類におけるアンカーの引抜破壊に関する考え方

先付けアンカー方式に関し、コンクリートに埋め込まれたアンカーの引抜力に対する耐力式が具体的に提示されている国内の指針類として、(1)各種合成構造物設計指針・同解説（日本建築学会，2010）⁴⁾、(2)コンクリート標準示方書（土木学会，2017）⁵⁾ が発刊されている。それぞれの指針類における、コンクリートに埋め込まれた引抜力を受けるアンカーの引抜破壊形態およびその耐力式の考え方の概略を示す。以下、上記(1)を「建築学会指針」、(2)を「コンクリート示方書」として記載する。

(1) 建築学会指針の考え方

建築学会指針では、コンクリート躯体中に定着された先付けアンカー方式における頭付きアンカーボルトの許容引張力 p_a として、以下の式(2)および(3)が示されている。

$$P_{a1} = \phi_1 \cdot s\sigma_{pa} \cdot sc a \quad (2)$$

$$P_{a2} = \phi_2 \cdot c\sigma_t \cdot A_c \quad (3)$$

ここに、

p_{a1} : 頭付きアンカーボルトの降伏により定まる場合のアンカーボルト 1 本あたりの許容引張力 (N)

p_{a2} : 定着したコンクリート躯体のコーン状破壊により定まる場合の頭付きアンカーボルト 1 本あたりの許容引張力 (N)

ϕ_1, ϕ_2 : 低減係数

長期荷重の場合、 $\phi_1 = \frac{2}{3}$, $\phi_2 = \frac{1}{3}$

短期荷重の場合、 $\phi_1 = 1.0$, $\phi_2 = \frac{2}{3}$

$s\sigma_{pa}$: 頭付きアンカーボルトの引張強度で、頭付きアンカーボルトの規格降伏点強度 (N/mm²)

$sc a$: 頭付きアンカーボルトの断面積で、軸部断面積とねじ部有効断面積の小さい方の値 (mm²)

$c\sigma_t$: コーン状破壊に対するコンクリートの引張強度 (N/mm²) で、 $c\sigma_t = 0.31\sqrt{F_c}$

F_c : コンクリートの設計基準強度 (N/mm²)

A_c : コーン状破壊面の有効投影面積 (mm²)

である。

なお、上記 A_c は、更に以下の図-2.2 を参考として、以下の式(4)を用いて算定される。

$$A_c = \pi \cdot l_{ce}(l_{ce} + D) \quad (4)$$

ここに、

l_{ce} : 頭付きアンカーボルトの強度算定用埋込み長さで、コンクリート内への有効埋込み長さ (mm) とする。

D : 頭付きアンカーボルト頭部の直径 (mm) である。

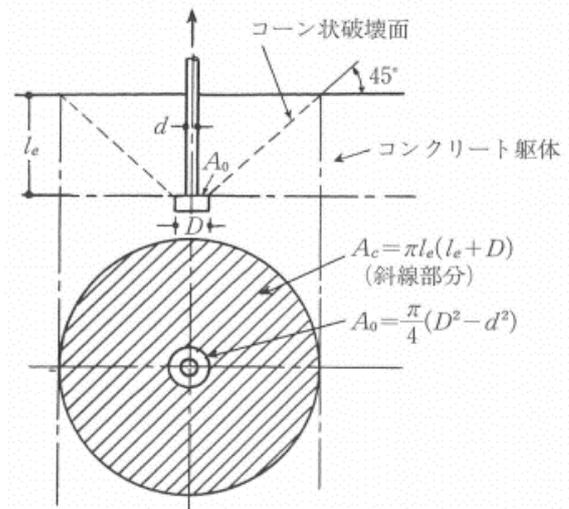


図-2.2 建築学会指針の有効投影面積 A_c の考え方

建築学会指針の頭付きアンカーボルトの許容引張力は、式(2)および(3)における p_{a1} および p_{a2} を計算し、いずれか小さい方で算出される。ただし、アンカーボルトの降伏を保証する設計が要求される場合、アンカーボルトの降伏から求まる p_{a1} よりも、コンクリート躯体のコーン状破壊から求まる p_{a2} の値が上回る値とするよう規定されている。

これは、「コンクリートのコーン状破壊は脆性的であり、靱性を期待する場合にはアンカーボルトの降伏で耐力が決まるようにすることが望ましい」旨によるものである。この設計思想は、2.2 で示した係船柱用アンカー耐力式の考え方と概ね同様であると考えられるが、コンクリート躯体に埋め込まれたアンカーの引抜力によるコンクリートの破壊形態は、係船柱用アンカー耐力式では円筒状を、建築学会指針ではコーン状破壊をそれぞれ仮定している点に大きな違いがある。この相違点に対する係船柱用アンカーの引抜耐力式の扱いについては 2.4 で触れる。

建築学会指針における式(3)の p_{a2} に関する特徴は、以下のとおりである。まず、本式は、コンクリートのコーン状破壊の終局引張耐力 p_{max} の平均値がコンクリート圧縮強度 F_c の平方根を用いた $0.31\sqrt{F_c}$ と、図-2.2に示した有効水平投影面積 A_c の積の形で表される、という各種実験結果による仮定に基づいて提案されたものである。この有効水平投影面積 A_c はコンクリートの斜め引張破壊の破壊面を 45° と仮定した上で提案されている。更に、アンカーボルトが複数本(群体)配置されている場合、アンカーボルトの有効埋込長さとして配置されるアンカーボルト相互の距離によって、図-2.3のように各ボルトの有効水平投影面積が互いに重なりあうことによる効果(群効果)が考慮され、群体の場合の A_c は、重複する面積を累加計上しないことが規定されている。

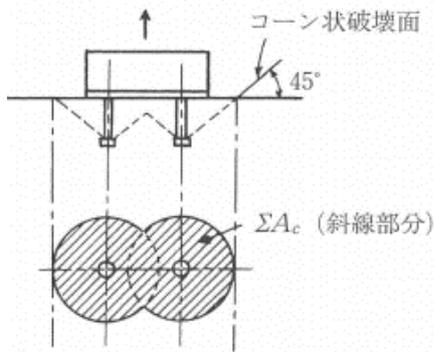


図-2.3 群効果が考慮される場合の有効投影面積 A_c の考え方

また、本指針の適用範囲は、アンカーボルト径が9mm以上25mm以下とされているものの、「定着耐力のベースとなる抵抗機構はアンカーボルトの径によらず共通であるため、実験や解析に基づく適切な検討を行って適用範囲外の径のアンカーボルトを使用することは十分可能」との見解が同指針中に示されている。

(2) コンクリート示方書の考え方

コンクリート示方書において、コンクリートに埋め込まれたアンカーの引抜力に特化した耐力式は明記されていない。しかし、「鉄塔基礎フーチングの場合のように引抜力を受ける場合の破壊状態は、押し抜きせん断破壊と類似している。」との記載があり、設計耐力を押し抜きせん断破壊に準じて評価する場合の扱いが記されている。

コンクリート標準示方書における面部材の設計押し抜きせん断耐力は、載荷面が部材の自由端または開口部から離れ、かつ、荷重の偏心が小さい場合を条件に、以下の図-2.4を参考として、式(5)で算定される。

$$V_{pcd} = \beta_d \cdot \beta_p \cdot \beta_r \cdot f_{pcd} \cdot u_p \cdot \frac{d}{\gamma_b} \quad (5)$$

ここに、

$$f_{pcd} = 0.20\sqrt{f'_{cd}} \quad (\text{N/mm}^2)$$

$$\beta_d = \sqrt[4]{1000/d} \quad (d: \text{mm})$$

$$\beta_p = \sqrt[3]{100p_v}$$

$$\beta_r = 1 + 1/(1 + 0.25u/d)$$

であり、

V_{pcd} : アンカーボルトに作用する引抜力(N)

f'_{cd} : コンクリートの設計圧縮強度(N/mm²)

u : 載荷面の周長(mm)

u_p : 照査断面の周長(mm)で、載荷面から $d/2$ 離れた位置で算定する。

d, p : 有効高さおよび鉄筋比。二方向の鉄筋に対する平均値とする。

γ_b : 部材係数で、一般に1.3としてよい。

また、引抜きせん断の照査を上式によって行う場合、載荷面の周長は以下の式(6)で計算することとされている。

$$u = 4 \cdot \sqrt{2} \cdot r : \text{取付材がある場合} \quad (6-a)$$

$$u = 2 \cdot \pi \cdot r : \text{取付材がない場合} \quad (6-b)$$

ここに、

r : 取付材のある場合は、脚材中心から取付材端までの距離で、取付材のない場合は脚材中心から脚材とアンカー結合部までの距離(mm)

であり、式(5)における有効高さは、アンカー上面から軸方向鉄筋までの距離とされている。

なお、式(6)の u は照査断面の周長であり、載荷面から有効高さの半分離れた位置での算定とされており、式の形は異なるが、建築学会指針の式(3)と同じくコーン型破壊を照査していることと同等である。

コンクリート示方書の式を係船柱用アンカーに適用する場合は、別途当該式の「取付材」、「脚材」の扱いを検討する必要がある。また、係船柱用アンカーを設置する際に想定される無筋コンクリートへの適用性を含め、適用範囲については定かではなく、式(5)や(6)の定式化の際の根拠を把握できる参考文献等は、コンクリート示方書では明示されていない。

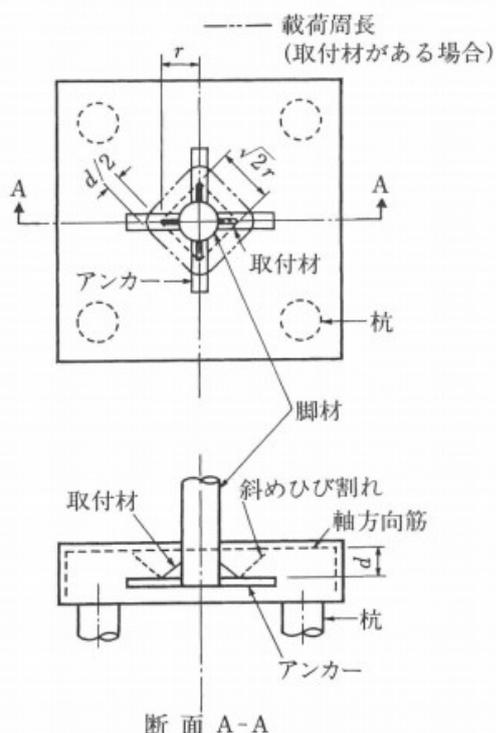


図-2.4 コンクリート示方書における引拔照査断面の設定

2.4 係船柱用アンカーに適用する引拔耐力式の検討

2.3 における整理により、建築学会指針およびコンクリート標準示方書において、コンクリートに埋め込まれた部材が引拔力を受ける場合のコンクリートの破壊形態は、現行の係船柱用アンカーの諸元決定時に仮定されている円筒状破壊ではなく、コーン状破壊として仮定されていることが確認された。このため、両文献における引拔耐力式の、係船柱用アンカーに対する引拔耐力式としての適用性に関する検討が必要である。

しかし、建築学会指針においては、適用時の留意点や定式化の際の根拠が比較的明瞭である一方で、コンクリート示方書はそれらが必ずしも明瞭でなく、更に式(5)や(6)を係船柱用アンカーに適用する場合、有効高さや取付材の扱い、アンカー結合部など、係船柱用アンカーの設計において通常考慮しない諸元を設定した上で準用する必要があり、式中の各パラメータを係船柱用アンカーへ適用する際の妥当性の判断が難しい。

このため、以降の検討において、アンカーの引拔耐力に関して現行の係船柱用アンカー耐力式と比較検討する場合は建築学会指針の式を中心として整理することとした。

図-2.5 は、港湾工事共通仕様書に掲載されている各係

船柱の設計牽引力に対して、同文献に示された係船柱用アンカーの標準長さおよびアンカー径を採用した際のアンカー引抜耐力を、現行の係船柱用アンカーに対する考え方(円筒状破壊)によって算定した場合と建築学会指針(コーン状破壊)によって算定した場合に対して、それぞれ図示したものである。コンクリートの設計基準強度は 18N/mm^2 として仮定した。建築学会指針の適用にあたっては、低減係数 ϕ_2 の係船柱用アンカーに対する適用性を検討していないため、本節では短期荷重相当の $2/3$ を適用して比較している。式(3)を適用する際の有効投影面積 A_c の考え方については、付録 A に記した。

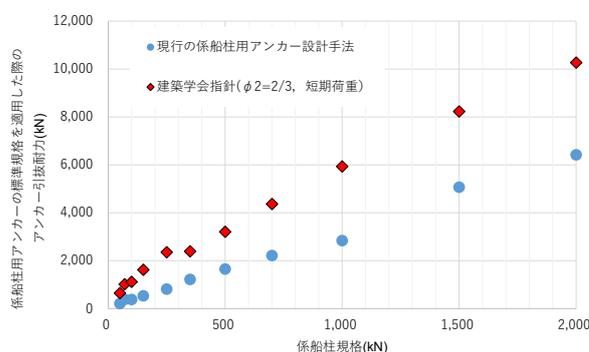


図-2.5 係船柱用アンカーに対する引抜耐力算定式に各種算定式を適用した際の引抜耐力値の比較

図に示すように、アンカーボルトの引抜破壊形態をコーン状破壊として仮定している建築学会指針を適用した場合、アンカー引抜耐力は、同指針の耐力式に対する低減係数 ϕ_2 の値にも依存するものの、現行の係船柱用アンカーの設計における破壊形態として仮定されている円筒状破壊に基づく引抜耐力よりも大きく算定される傾向になる。図-2.5 の比較結果によれば、建築学会指針を適用した場合の引抜耐力は、円筒型破壊を想定した引抜耐力と比べて概ね 1.5 倍程度の耐力が期待できる。したがって、仮に係船柱用アンカーの引抜破壊の形態がコーン状破壊であることが確認できれば、係船柱用のアンカーボルトの長さは、より合理的に設定できる可能性がある。

3. 3次元 FEM 解析による係船柱用アンカーの引抜破壊形態に関する検討

3.1 本章の概要

本章では、コンクリートに埋め込まれた係船柱用アンカーの破壊形態や引抜破壊に対する耐力を検討するために実施した 3次元 FEM による解析結果を示す。まず、3.2 において、コンクリートに埋め込まれた引抜力を受

けるアンカーに対する既往の実験を FEM によって再現解析した結果について示す。また、3.3 では、コンクリートに埋め込まれた係船柱用アンカーの破壊形態やその引抜耐力について、実物スケールを対象として FEM 解析を行った結果について示す。

3.2 引抜力を受けるアンカーの既往の実験結果に対する FEM 再現解析

本章における 3 次元 FEM 解析の目的は、引抜力を受ける係船柱用アンカーの破壊形態やその最大引抜耐力を検討することである。この検討に先立ち当該解析精度を検証するため、既往の実験結果に対する 3 次元 FEM 解析による再現解析を実施することとした。

(1) 解析精度検証に用いた既往文献およびその概要

3 次元 FEM 解析の精度検証に用いた既往の実験結果として、「機器配管用支持構造物(埋込金物)の耐力に関する実験研究—その 10 埋込金物の極限耐力に及ぼす群効果の影響—」⁶⁾を選定した。当該文献では、単体(1本のアンカー)のみではなく、単体または群体(複数本)でコンクリートに埋め込まれた引抜力を受けるアンカー(以下、単体アンカーおよび群体アンカー)を対象とした最大引抜耐力に関する検討が実施されている。

係船柱用アンカーの最大引抜耐力算定にあたって建築学会指針の式(3)を利用する場合、2.2(1)で触れたように有効投影面積を考慮する必要がある。アンカーボルトが近接する場合には有効投影面積が重複することによって、群体アンカーの 1 本あたりの有効投影面積は相対的に小さくなる。この点に関する FEM 解析での再現性についても検証するため、単体アンカーのみではなく群体アンカーも検討対象とし、再現解析の対象として両者が実験されている文献 6)を選定することとした。

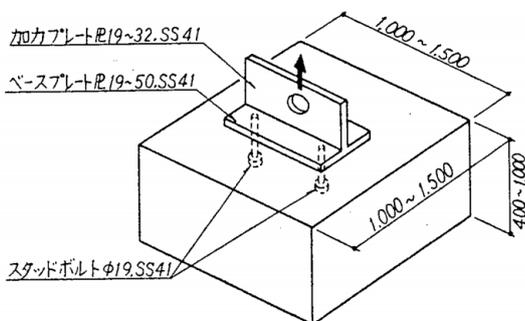


図-3.1 3次元 FEM の再現解析対象文献の実験⁶⁾

文献 6)の実験概要は以下のとおりである。図-3.1 に示すような大きさのコンクリートブロックの中央にスタ

ッドボルト(以下、アンカーボルト)を埋め込み、ベースプレートと加力プレートを介し、加力プレートに接合されたテンションロッドをセンターホールジャッキにて引っ張る。実験では、アンカーボルトをコンクリートブロック中に埋め込む際の配置形態を変化させており、埋め込むボルトの本数を 1 本のみとしたもの、同一直線状に 2 本または 4 本としたもの、矩形形状に 8 本としたもの、の各配置形態が設定されている。また、各配置形態に対してボルトの埋め込み配置間隔を、埋め込み長さ l を用いて $l/2$, l , $2l$ 等の各ケースが設定されている。

全ての実験ケースで埋め込み長さ l は 132mm に固定されており、アンカーボルトの直径も 19mm で同様に固定されている。実験に用いたコンクリートの平均圧縮強度は 187kg/cm²(\approx 18.3N/mm²)と報告されている。また、文献 6)ではアンカーボルトのヘッド径の情報が記載されていないが、アンカー径が 19mm であることから、JIS 規格に基づいてヘッドの直径を 32mm と推定した。また、実験に用いたアンカーの埋め込み長さが 132mm であり、有効埋込長が 120mm との記載があることから、ヘッドの厚さは 12mm(=132-120mm)と推定した。再現解析の際は、これらの値を用いることとした。

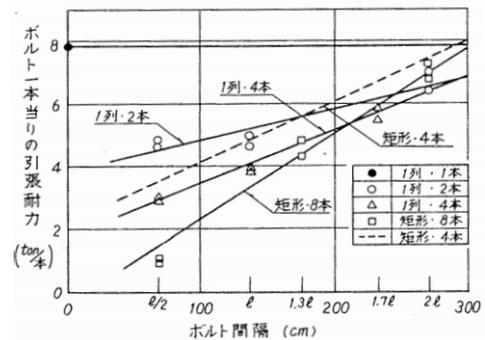


図-3.2 アンカーボルト間隔とボルト一本あたりの耐力⁶⁾

図-3.1 の実験方法で報告された、アンカーボルト間隔とその 1 本あたりの引抜耐力の関係を図-3.2 に示す。図に示すように、1 本あたりの耐力は、アンカーボルト間隔が狭い場合において小さくなる傾向を示している。この理由として文献 6)には明記されていないが、隣接するボルト間の距離が短い場合、そのコーン破壊面が相互に影響して 2 章にて示した式(4)および図-2.3 で示される有効投影面積の領域が重複し、1 本あたりの引抜耐力が相対的に低減するためと想定される。また、破壊形態としては、全ての実験結果に対してコーン状破壊が見られたとされている。

3 次元 FEM による再現解析では、この耐力の低減効果

の再現性についても確認するため、文献6)の実験のうち、①アンカーボルトを1本のみ配置したもの、②アンカーボルトを同一直線状に2本配置し、その間隔を $\ell/2$ としたもの、③②の間隔を ℓ としたもの、④②の間隔を 2ℓ としたもの の計4ケースを対象とすることとした。再現解析の対象とする実験ケースを表-3.1に示す。

表-3.1 文献6) に対する再現解析の対象実験

ケース番号	アンカーボルトの配置本数	アンカーボルトの配置間隔	埋め込み長さ ℓ (mm)
ケース①	1本	—	132
ケース②	2本	$\ell/2$	
ケース③	2本	ℓ	
ケース④	2本	2ℓ	

(2) 利用した3次元FEM解析ソフトおよび解析条件

解析にあたっては、コンクリートの大変形や破壊等の非線形の強い問題を解くことが可能な汎用構造解析ソフトLS-DYNAを用い、陽解法にて解析を実施した。コンクリートの応力ひずみ関係には、材料モデルとしてKCCモデル(Karagozian & Case concrete model)を適用した。

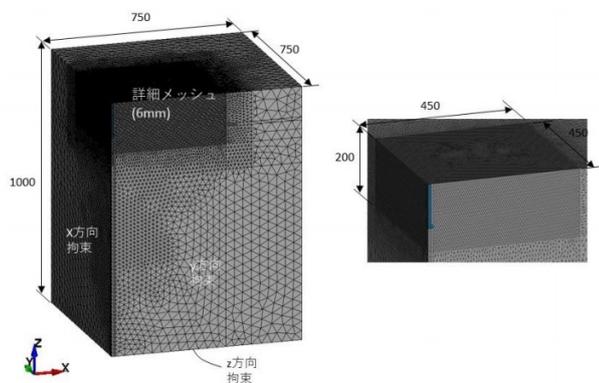


図-3.3 再現解析における解析メッシュ(例)

再現解析における解析メッシュは図-3.3に示すように、アンカーボルトを中心として領域を1/4に分割し、図中のX・Y・Z方向を図のように拘束した。図中のZ方向上面がアンカーを引っ張る方向である。1メッシュの最小長さは6mmとして設定した。この数値は、アンカーボルトを有限要素メッシュで表現する際に必要なメッシュ間隔として設定したものであり、コンクリートに対してもアンカーボルト長の1.5倍の深さに相当する領域までこのメッシュサイズを用いた。このメッシュサイズを本稿では詳細メッシュと称している。また、X,Y方向の領域は、コーン状破壊による破壊面が概ね45°の面で発

生すると想定した上で、詳細メッシュの領域を設定した。詳細メッシュの外側のメッシュサイズは、徐々に粗くなるように設定している。

また、アンカーボルト上面の全節点に一定速度の強制変位を与え、節点反力を合計してその引張耐力を解析した。解析の時間ステップは0.0001秒としており、衝撃的に作用しないように解析開始直後および終了直前は滑らかな载荷とした。なお、アンカーボルト自体の破壊(例えば破断など)は考慮せず、その応力ひずみ関係は弾性体として取り扱っている。

材料特性に関するパラメータ一覧を表-3.2に示す。コンクリートの圧縮強度は文献6)の実験での値を、その他パラメータはコンクリートや鋼材で一般的に設定されている値を用いた。また、コンクリートや鋼材間の摩擦係数に関しては、0から1.0の間でパラメータスタディによって最大耐力に対する感度を検証したところ、摩擦係数が最大耐力に及ぼす影響は非常に小さいことが判明したため、鋼板とコンクリートの摩擦係数の平均的な値⁷⁾を参考に0.4と設定した。

表-3.2 材料特性に関するパラメータ一覧

パラメータ名	単位	値
コンクリート密度	t/mm ³	2.3×10 ⁻⁹
コンクリートの圧縮強度	N/mm ²	18.3
コンクリートのポアソン比	-	0.2
破壊パラメータ	-	-0.25
アンカーボルトの密度	t/mm ³	7.8×10 ⁻⁹
アンカーボルトのヤング率	N/mm ²	2.0×10 ⁵
アンカーボルトのポアソン比	-	0.3
コンクリートとアンカー間の摩擦係数	-	0.4

この解析において、コンクリートのひび割れはコンクリートの引張強度低下を用いて表現することとしたため、コンクリートの材料パラメータの影響が解析結果に重要な影響を及ぼすと想定される。このため、再現解析においては以下のステップで解析を進めることとした。

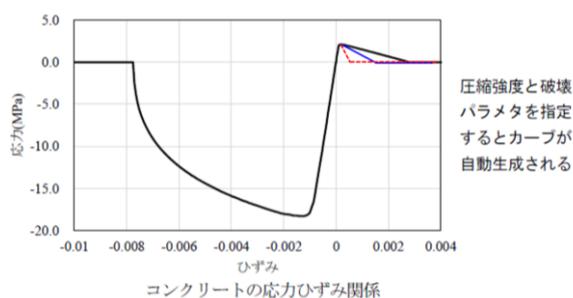


図-3.4 コンクリートの応力ひずみ関係と破壊パラメータの関係

まず、表-3.1のケース①、つまり単体アンカーボルトに対する最大引抜耐力が実験結果と合致するように、破壊パラメータと呼ばれる係数を調整した。図-3.4は当該プログラム中における応力ひずみ関係を示したものであり、ひずみの負側が圧縮、正側が引張を示している。破壊パラメータを操作すると、図中に示す引張側（正側）

の応力ひずみ関係が変更される。上記調整は試行錯誤的に実施し、表-3.2に示すように破壊パラメータを-0.25として設定した。なお、圧縮側の応力ひずみ関係に関しては、本ソフト中ではコンクリートの圧縮強度に依存し、自動で決定される。

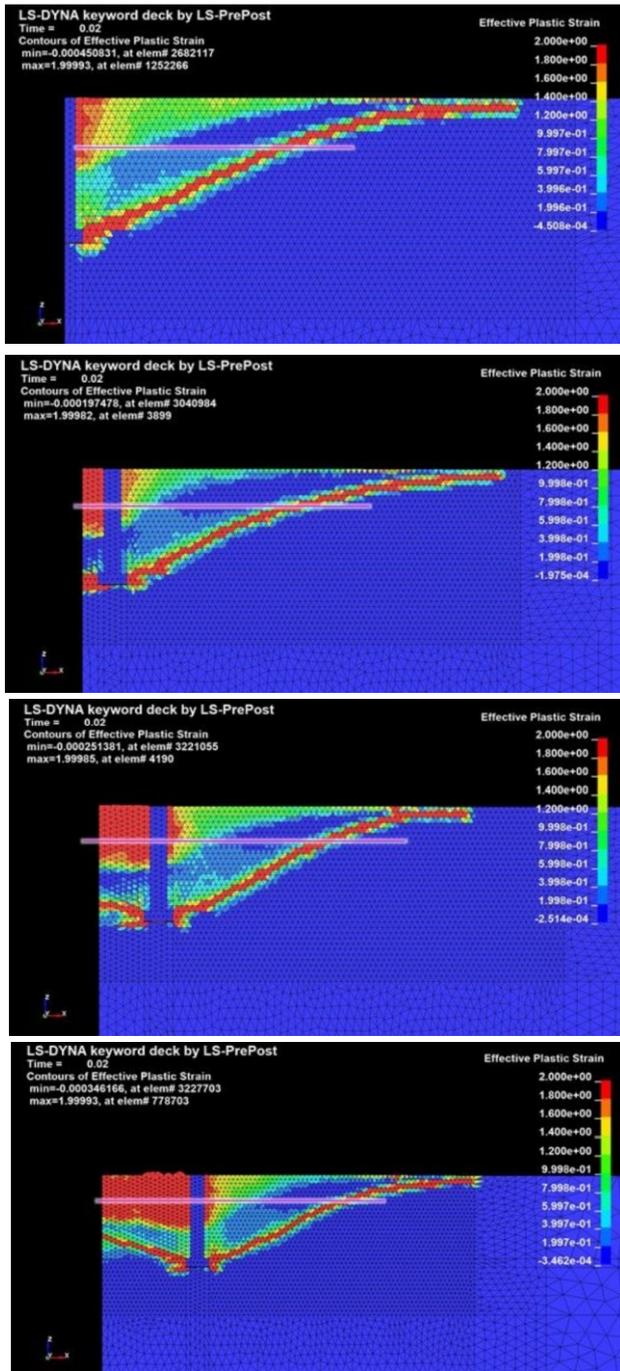


図-3.5 各解析ケースにおけるダメージ指標の分布 (上から、ケース①, ②, ③, ④)

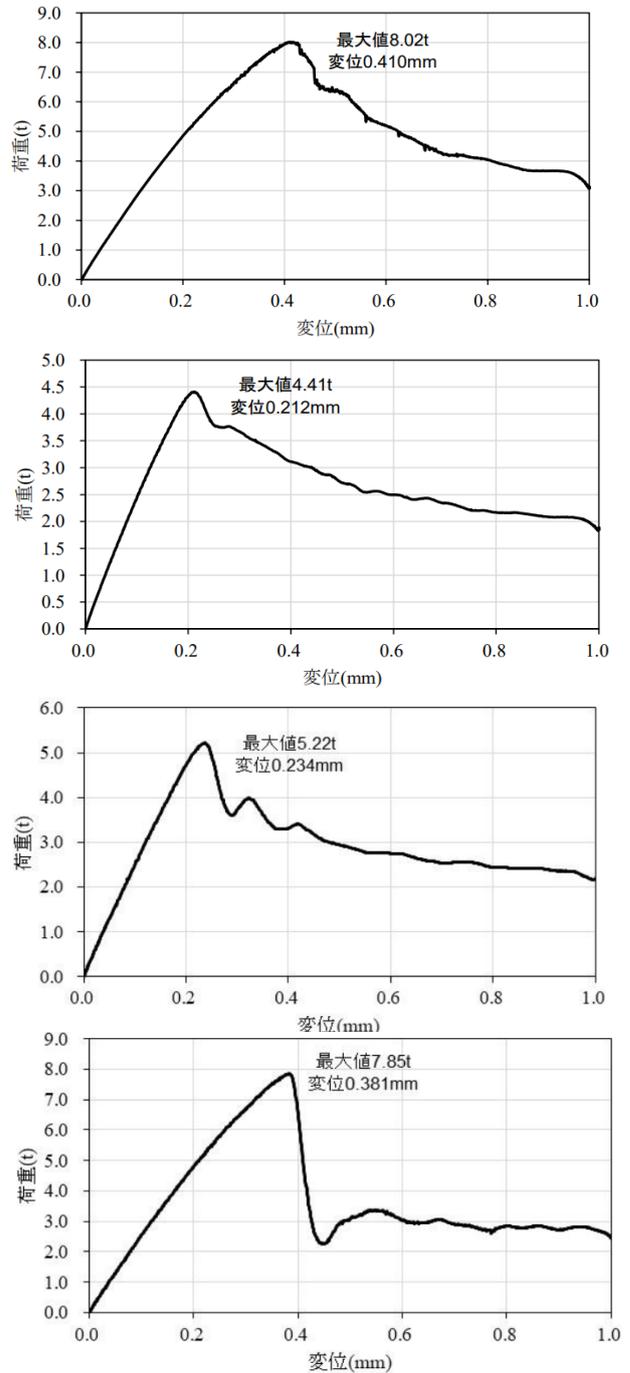


図-3.6 各解析ケースにおける荷重変位関係 (上から、ケース①, ②, ③, ④)

次に、上記で設定したパラメータをその後一切変更することなく、他の3ケース(②, ③, ④)に関する再現解析を実施した。この際、メッシュ依存性を避けるために上記のキャリブレーション時に設定したメッシュサイズは、以降の解析で全て同様なものを採用することとした。

(3) 再現解析結果

図-3.5に、各再現解析結果に対して「ダメージ指標 δ 」と呼ばれる指標の解析終了時における空間分布を示す。ダメージ指標 δ は、

$$\delta = 2\lambda / (\lambda + \lambda_m) \quad (6)$$

で表され、 λ : 相当塑性ひずみ、 λ_m : 荷重が最大値をとる時の λ である。荷重ピーク時で $\lambda = \lambda_m$ となるため、その際の δ は1となり、それ以降に強度低下が大きく進んだ場合、この δ の値は限りなく2に近づく。図中のコンター図は解析終了時におけるダメージ指標を0(初期)から2の範囲で示したものである。図-3.5からコンクリートの損傷(破壊)が進展した領域を把握することが可能であり、全ての解析ケースで破壊形態がコーン型破壊となっていることが確認できる。その形態は文献(6)の実験結果に報告されている内容と一致している。

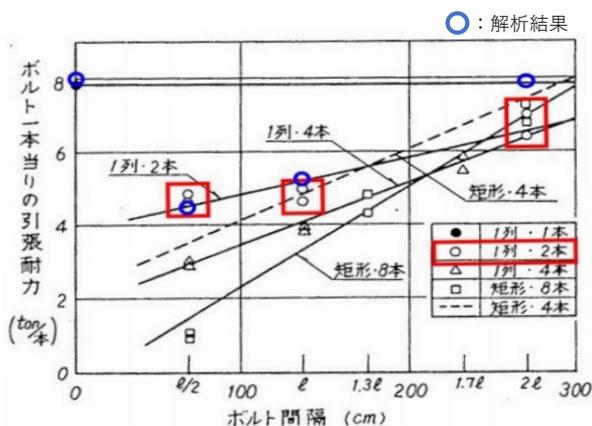


図-3.7 実験結果と解析結果の比較(文献(6))に加筆

また、図-3.6は各解析ケースにおける変位と荷重(アンカー1本あたり)の関係を示したものである。この最大荷重をアンカーの最大引抜耐力として、文献(6)の実験結果にプロットしたものが図-3.7である。解析ケース①はキャリブレーションの対象としたものであるため、解析結果と実験結果が等しいことは当然であるが、その他のケースについても実験で得られた引抜耐力と、解析で得られた最大耐力は概ね一致していることがわかる。

3.3 係船柱用アンカーに対する引抜破壊の検討

3.2の検討において、3次元FEM解析を用いたアンカー引抜破壊形態の再現は可能であり、耐力に関する解析精度も問題ないと判断したため、本節では前節と同様の解析手法を用いて、実際の係船柱用アンカーでの破壊形態とその引抜耐力に関する検討結果を示す。本検討ではメッシュサイズや破壊パラメータ等、解析結果に大きく影響を及ぼすと想定される解析パラメータは、3.2の検討内容から変更しないという方針で検討を進めることとした。

(1) 検討ケース

解析対象とする係船柱用アンカーは、港湾工事共通仕様書における50kN型対応の係船柱に対応するアンカーを対象とした。1.で述べた施工性の低下が問題になるような係船柱用アンカーは、1,000kN以上といった大型係船柱に対応するアンカーと想定されるため、本来そのようなサイズを有するアンカーを対象として解析する必要があると考えられるが、上述の検討方針を適用して事前検討したところ、解析メッシュの作成や解析に多大な時間を要することが判明した。このため、本稿では50kN型対応の係船柱用アンカーを対象として、破壊形態等の検討を実施した。

表-3.3は対象とした解析ケース一覧、図-3.8は各実験ケースを模式図で示したものである。ケース1, 2はともに単体アンカーを対象としたものである。このうちケース1は3.2で実施した解析のうち、アンカーボルトの長

表-3.3 解析ケース一覧

ケース番号	アンカーボルトの径	アンカーボルトの長さ	ヘッド部 (アンカー版)	配置形態	アンカーボルトの本数
ケース1	φ19mm	322mm	φ32mm	鉛直配置	1本
ケース2					
ケース3			80mm×80mm×16mm	斜め配置	2本
ケース4					

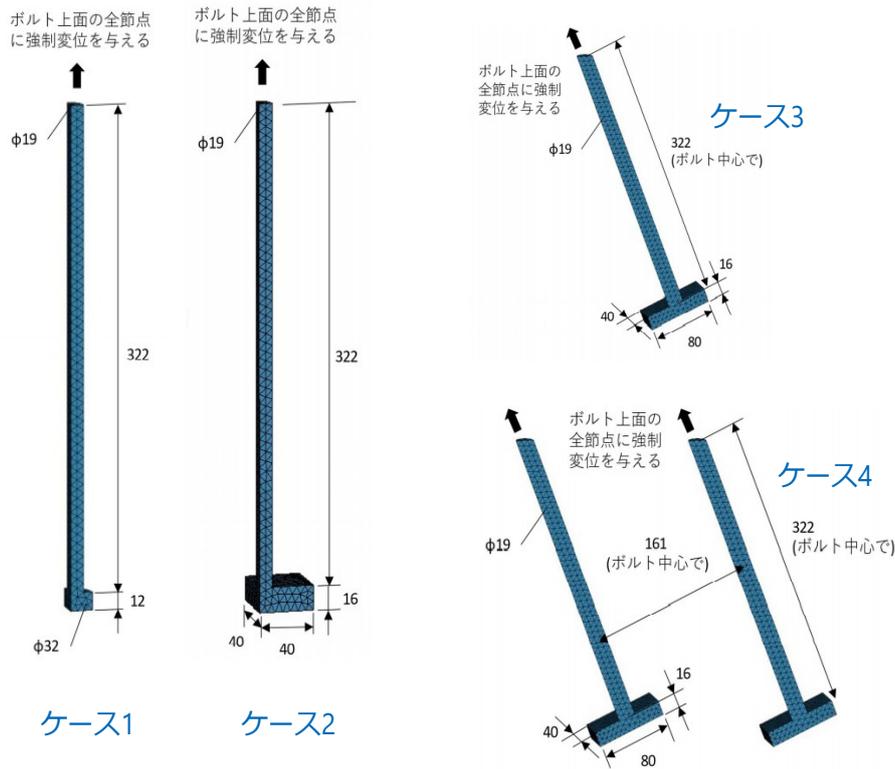


図-3.8 各実験ケースの模式図（図中の数値の単位は mm）

さを 50kN 型対応の係船柱用アンカーと同じ長さとして設定し、ケース 2 は更にアンカーボルトのヘッドの形状も 50kN 型対応の係船柱用アンカーと同様のサイズとして（すなわちアンカー版として）設定した。また、ケース 3, 4 は、係船柱用アンカーが係船岸の接岸面の反対側に向けて、角度をつけて斜めに施工されるため、そのような条件を想定したものである。アンカーボルトの諸元はケース 2 と同様であり、ケース 3 では単体アンカーを、ケース 4 では更に群体アンカーを想定してアンカーを 2 本配置した。

ケース 4 における 2 本のアンカー間隔は有効埋込長の 0.5 倍として設定した。この数値は、係船柱規格である 350-1,000kN 型の係船柱に対応するアンカー間隔（隣接アンカー間。アンカー本数は 6 本。）の平均的な数値に相当する。また、その間隔はアンカーボルトの埋込方向に対する軸間距離(161mm)を指す。

また、係船柱用アンカーに対する FEM でのモデル化にあたっては、係船柱設置後の地表面のコンクリートの劣化を想定し、解析上面から 100mm までの領域は図-3.9 に示すとおり解析メッシュにおいて考慮しないこととした。これにより、FEM メッシュにおけるアンカーボルト長は表-3.3 で設定した長さよりも短くなる。また、後述

する引抜耐力算定に用いる際の有効投影面積は、同図に示すように劣化想定部の下端（すなわち、地表面から 100mm の位置）までの破壊面を想定して計算している。ケース 3,4 の有効投影面積の算定は、CAD により読み取った。その算定結果は付録 A に示す。

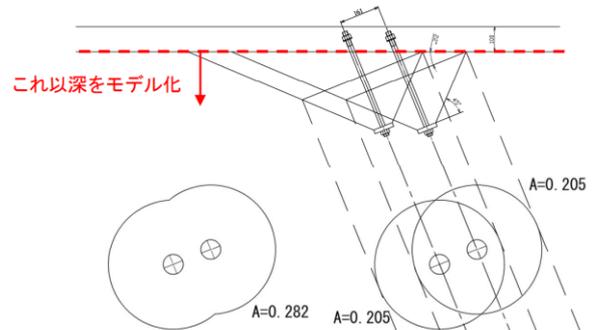


図-3.9 コンクリートの表層 100mm を考慮しない FEM 解析領域の概念図（図中の A は式(3)中に適用する有効投影面積(m²)であり、CAD 図面上で読み取った値。）

アンカーボルトの形状や詳細メッシュの設定範囲の考え方以外の解析条件については 3.2 と全く同様であり、アンカーボルトの解析メッシュ上端に強制変位を与えて解析を実施した。なお、強制変位を与える際は、衝撃的

な载荷にならないように変位速度を試行錯誤的に55mm/sとして設定し、破壊面が解析表面まで達するように強制変位を与えた。

(2) 解析による破壊形態の整理

図-3.10に上記ケース1~4の解析終了時のダメージ指標(式(6)参照)の空間分布を、また、図-3.11に荷重変

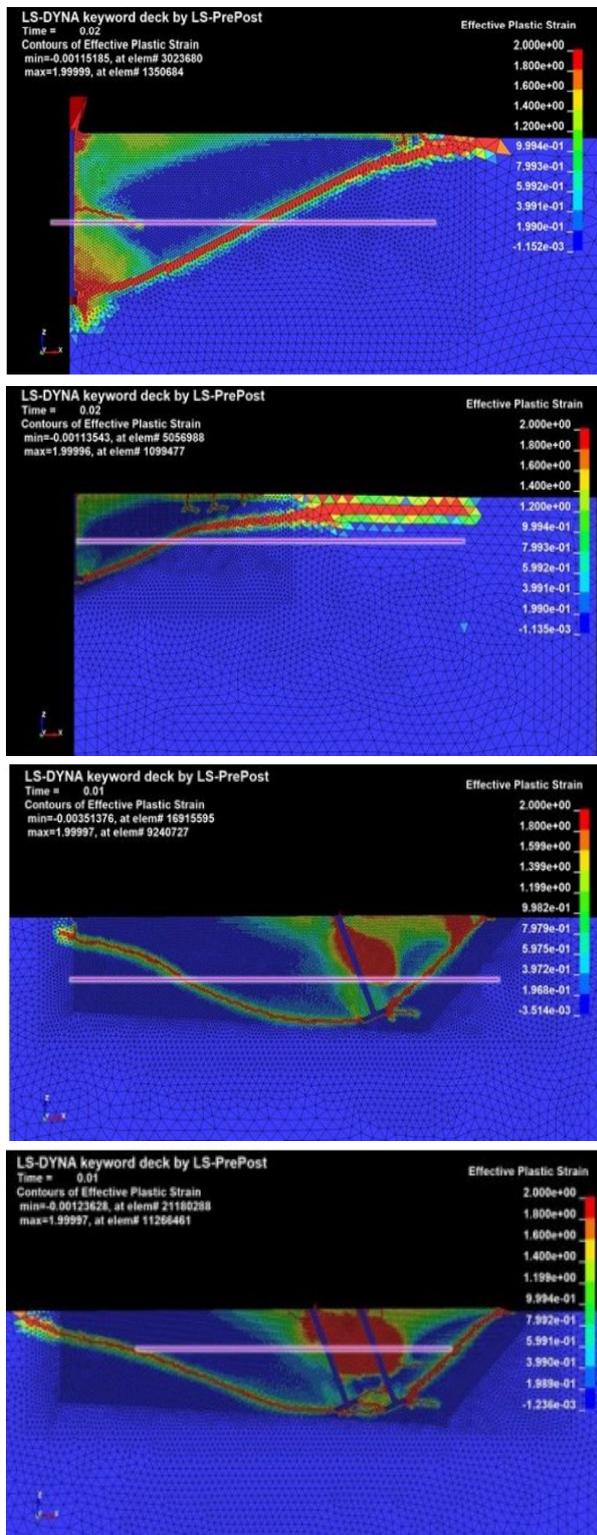


図-3.10 各解析ケースにおけるダメージ指標の分布 (上から、ケース1~4の順)

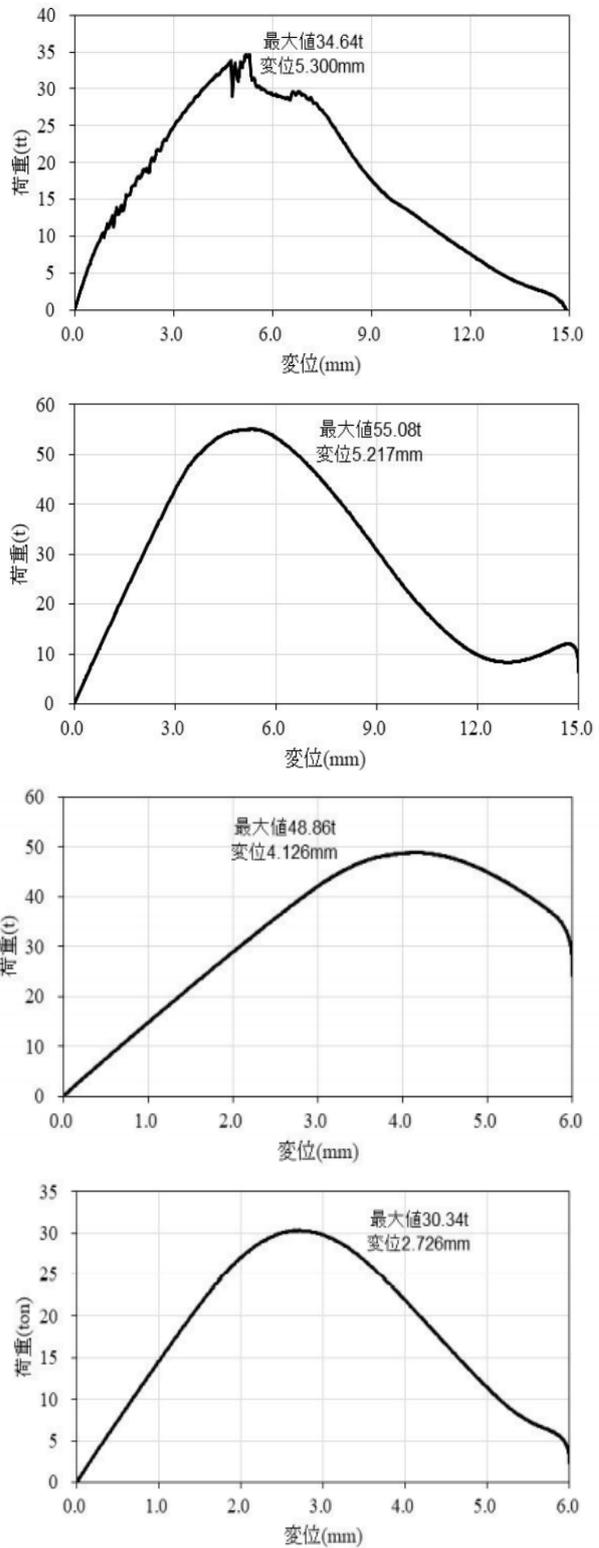


図-3.11 各解析ケースにおける荷重変位関係 (上から、ケース1~4の順)

位関係をそれぞれ示す。図-3.11の荷重はボルト上端の節点反力を合計（3次元解析であるため、上端の節点は複数存在。）したものであり、これをアンカー引抜時に発揮される耐力と評価した。またその耐力は、ボルト1本あたりの耐力として示している。

まず、破壊形態に着目する。図-3.10に示すように、全てのケースでコーン状の破壊面が明瞭に出現しており、現在の係船柱用アンカーの設計で想定されているような円筒状の破壊面ではない。また、その破壊面は垂直にアンカーを配置したケース1や2では、ヘッド部の面に対して約30°程度、斜めにアンカーを配置したケース3や4ではその勾配は約18°程度であった（図-3.12）。いずれも、建築学会指針の耐力式における有効投影面積の計算に用いる破壊面の角度45°よりも緩勾配で破壊面が出現する傾向が得られた。以下、更に各ケースの特徴について述べる。

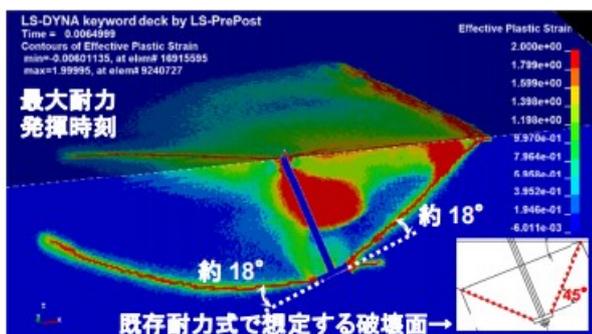


図-3.12 斜め配置の際の破壊面の角度

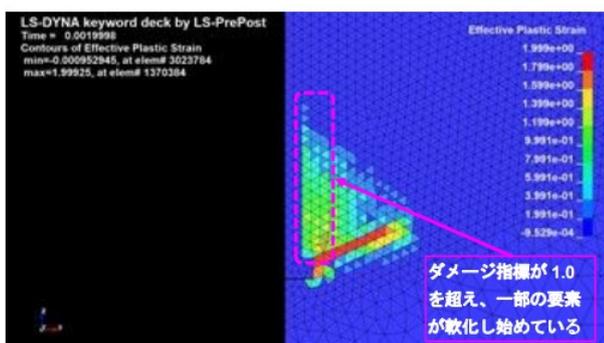


図-3.13 荷重の振動が発生する際のダメージ指標
(ケース1)

ケース1については、図-3.11に示す荷重変位関係を見ると、グラフの立ち上がり部の勾配が他のケースに比べて緩やかであるとともに、グラフ中に荷重の振動が見られる。図-3.13はこの振動が見られた時点でのダメージ指標を示したものである。ヘッド径が小さい（3.2の実験サイズと同様）ため、ヘッド上方に相対的に大きな

圧縮応力が作用し、コンクリートの引張強度低下が始まっていると考えられ、全体としての破壊形態はコーン状破壊であるものの、ヘッド部上部の支圧破壊も同時に進行していると考えられる。

アンカーボルトのヘッド部は係船柱用アンカーのアンカー版に対応するものであり、この部分が小さすぎる場合、必ずしもコーン状破壊とはならないことに注意が必要と考えられる。ただし、ケース2のヘッド部は、50kN対応の係船柱に対応するものと同様であり、この場合の支圧破壊は確認されておらず、現行の係船柱アンカーの規格であれば、支圧破壊が発生する可能性は極めて低いと考えられる。

また、図-3.14は、変位（解析時間）に対応したダメージ指標の進展の状況を各ケースに対して示したものである。アンカーを斜め配置としたケース3,4ではアンカーが水平面に対して傾いているため、解析メッシュ上端に近い側の破壊面が先に解析表面に到達し、最大耐力はこの時点で発揮されている。アンカーを鉛直に引っ張るケース1,2の最大耐力は、破壊面が解析表面に到達した時刻より前に発揮されているが、この差異が生じる原因は明確ではない。ケース3,4において、破壊面の解析表面到達後は、反対側に破壊面が進展し続ける。この傾向は、単体配置であるケース3でも、群体配置であるケース4でも同様であった。

(3) 解析による最大引抜耐力と引抜耐力式の比較

表-3.4は、(2)の解析結果から得られた最大引抜耐力と建築学会指針のコーン状破壊で定まる引抜耐力式から求める耐力値を比較したものである。建築学会指針の引抜耐力式を用いる際は、これまでと同様の式(3)を用いた。ただし、低減係数 ϕ_2 は1.0としている。

表-3.4 FEMにおける最大引抜耐力と
建築学会指針による耐力式算定結果の比

実験ケース	FEM解析による 最大引抜耐力(kN)	建築学会指針を用いた 耐力式算定結果(kN)
ケース1	339.5	474.9
ケース2	539.8	539.3
ケース3	478.8	271.9
ケース4	297.3	187.0

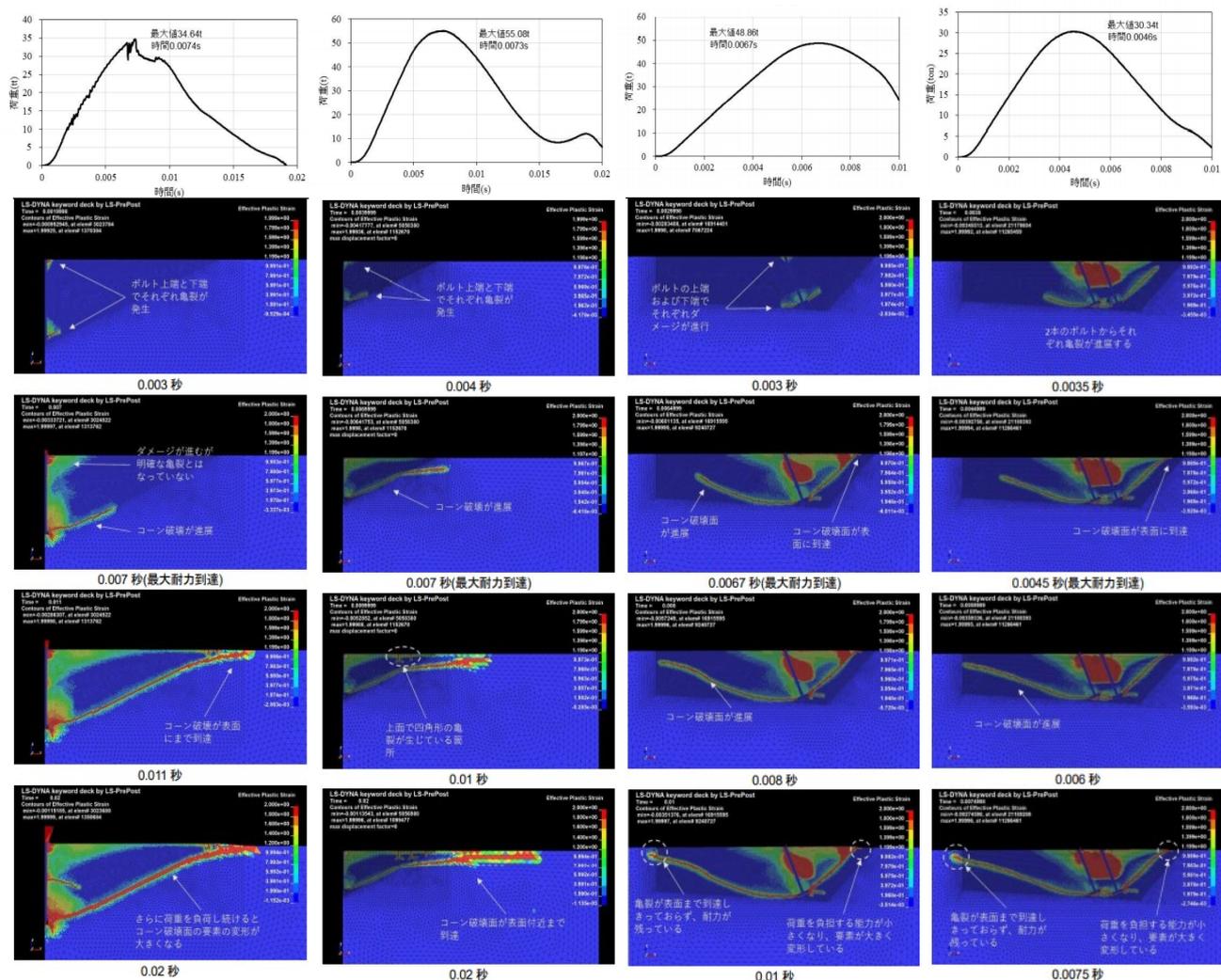


図-3.14 各ケースの解析時間とダメージ指標の関係

(左から、ケース1~4の結果。最上段は解析時間と荷重の関係を示し、その下に代表的な時間ステップのダメージ指標を示す。)

まず、鉛直方向にアンカーを引っ張ったケース1と2を比較すると、ケース2は建築学会指針の耐力式による耐力と、解析から得られる最大耐力が概ね一致し、建築学会指針の算定精度が非常に高いものの、ケース1は解析で得られる最大耐力が、建築学会の耐力式から計算される耐力の0.7倍程度の値となっている。この要因は、上記(2)で述べた通り、ケース1のヘッド部が小さく、破壊形態としてコンクリートの支圧破壊も同時に発生したためであると考えられる。明瞭なコーン状破壊を示すケース2では、解析値と耐力式の結果の値は概ね一致している。

次に、アンカーを斜め配置としたケース3とケース4では、解析結果から得られる破壊形態はケース2と同様にいずれも明瞭なコーン状破壊を示すが、両者を比較す

ると解析による耐力値は建築学会指針の耐力式から得られる耐力の約1.5-1.8倍程度の値を示した。このように、斜め配置の場合に耐力の解析値が大きく算定される要因としては、(2)で示したようにヘッド面に対する破壊面の角度が緩勾配であり、耐力がより大きく発揮されることや、建築学会指針ではアンカーを斜め配置とした場合の有効投影面積の算定手法は触れられていない一方で、本稿では図-3.9に示すように独自に建築学会指針を準用し、その破壊面を設定したなどの理由が考えられる。

しかし、斜め配置の際の破壊面の傾きが鉛直配置と比べて緩くなる原因は本解析では追跡できなかったため、そのメカニズムの解明や斜め配置の際の耐力が大きく得られる点に関する要因分析は今後の検討課題の一つである。ただし、いずれにしても斜め配置の場合に、建築学

会指針の耐力式を用いてアンカーの引張耐力を評価すれば、少なくとも安全側の評価は可能であると考えられる。

3.4 本章のまとめ

本章では、コンクリートに埋め込まれた係船柱用アンカーの破壊形態や引抜破壊に対する耐力を検討するため、3次元FEMによる既往のアンカー引抜実験結果の再現性を検証した後、実物スケールの係船柱用アンカーに対する引抜解析を当該再現解析と同条件で実施し、2章で整理した建築学会指針による引抜耐力式により得られる引抜耐力と、解析によって得られる最大引抜耐力の比較を行った。

FEM解析の結果、先付けアンカー方式の場合、コンクリートに埋め込まれた引抜力を受ける係船柱用アンカーの破壊形態は、鉛直配置・斜め配置とも、現在の係船柱用アンカーの設計でされている円筒型破壊ではなく、コーン状破壊であることが確認された。アンカーのヘッド部が小さい場合、支圧破壊が発生する可能性もあるが、現在の係船柱用アンカーに利用されているアンカー版の大きさであればコーン状破壊が卓越すると考えられる。

また、FEM解析による最大引抜耐力と建築学会指針による耐力値を比較すると、アンカーを鉛直配置としたケースにおいて、コーン状破壊が卓越する場合の耐力値は、両者は概ね一致した。アンカーを斜めに配置した場合は、建築学会指針による引抜耐力値よりもFEM解析による耐力値が上回る傾向が見られた。この詳細な要因は特定出来ないものの、斜め配置の場合、建築学会指針を用いれば、引抜耐力値は実際と比較して少なくとも安全側に評価可能と想定される。

以上の検討結果により、係船柱用アンカーの引抜破壊として想定する破壊形態はコーン状破壊とすることが適切であると考えられ、その引抜耐力を照査する式としては、建築学会指針の耐力式の適用性が高い。一方で、建築学会指針の耐力式には2章で触れたように、現在の港湾基準では定義されていない短期荷重や長期荷重に対する低減係数（港湾基準における部分係数に相当）が定められており、実際に設計に用いる式として建築学会指針を適用する場合は、別途この部分係数に関する検討が必要である。

このため、次の4章では、係船柱用アンカーの引抜耐力式として建築学会指針の耐力式を用いる場合の部分係数に関する検討を行う。

4. 係船柱用アンカーに対する引抜耐力式に適用する部分係数の試設定

4.1 本章の概要

本章では、係船柱用アンカーの引抜耐力式として建築学会指針を用いる場合の耐力式、および当該式に適用する部分係数に関する、各種文献による既往のアンカー引抜実験の整理に基づく検討結果を示す。以下、4.2では本章の検討に用いた既存のアンカー引抜実験の収集結果、およびベイズ予測区間を用いたアンカー引抜耐力の推定方法を、4.3ではその結果を用いて評価した引抜耐力式に対する部分係数の試設定結果をそれぞれ説明する。

4.2 既往のアンカー引抜実験結果を踏まえたアンカー引抜耐力の推定

(1) アンカー引抜実験に関する既往文献の収集

本稿では、先付けアンカー方式に対する係船柱用アンカーの引抜耐力式に用いる部分係数を、建築学会指針の引抜耐力式を用いた際の実際のアンカー引抜耐力（以下、実耐力）の非超過確率に対応する係数としての設定を試みた。

このため、既往の各種文献を用いて引抜耐力式と実耐力の関係を整理することとした。先付けアンカー方式に関するアンカー引抜実験に関する文献を可能な限り収集し、アンカーを定着させたコンクリートの圧縮強度、アンカー長、アンカーの最大引抜力やその際の引抜耐力等に関するデータを整理した。

文献の収集にあたっては、単体アンカーに対する実験結果を対象とし、更に文献の記載からアンカーの破壊形態を判別した上で、コーン破壊、付着破壊、複合破壊、割裂破壊、鋼材破断、鋼材降伏のそれぞれに分類し、明瞭にコーン破壊を示した実験結果のみを用いて以下の検討を行った。収集した文献ならびに各種値は付録Bに一覧として示す。

上記の整理結果を用いて、建築学会指針の引抜耐力式と実耐力の関係をプロットしたものを図-4.1に示す。建築学会指針の引抜耐力式算定にあたっては、式(3)に示す各値を算定する必要があるが、これらは全て収集文献中の記載事項に基づいて算定した。また以下に示す結果は、係船柱用アンカーの設計への適用を検討するものであるため、収集文献のうち、係船柱の設計に対する荷重レベルとして明らかに小さすぎる結果（本稿では閾値として、引抜耐力式が10kNを下回る荷重レベルを設定）は除外した。

式(3)における低減係数は1.0を適用し、当該式に対

する安全代を考慮しない形となっており、本章における建築学会指針の引抜耐力式は全てこの形のものをを用いている。なお、図より建築学会指針の引抜耐力式と実耐力の値は概ね一致しており、これは 3 章の解析結果とも整合する。

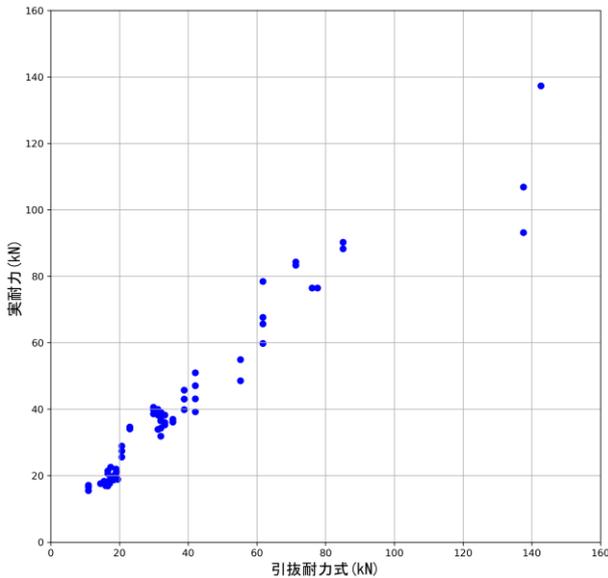


図-4.1 収集文献による引抜耐力式と実耐力の関係

(2) ベイズ予測区間に基づく実耐力の推定

図-4.1 を用いて、建築学会指針の引抜耐力式を用いた際の実耐力に対する非超過確率を算定する。この非超過確率の算定には、「引抜耐力式 (図の X 軸の値) を用いた際の実耐力 (図の Y 軸の値) の推定誤差」の設定が必要であり、両者の誤差構造に関する仮定を明確化し、統計モデル化を図る。図-4.1 の結果を参照しながら、その仮定として以下を設定した。

- ①実耐力は引抜耐力式と線形関係にあり、引抜耐力式が 0 の場合、実耐力も 0 となる。(切片は 0)
- ②引抜耐力式によって推定した実耐力は、正規分布の誤差構造を有する。
- ③引抜耐力式の値が大きくなれば、実耐力の推定誤差も大きくなり、かつ、引抜耐力式の値にも依存する。すなわち、引抜耐力式に対する実耐力の推定誤差に関する標準偏差は引抜耐力式の値によらず一定とするのではなく、変動係数を一定とする。

これらを統計モデル化した形で表現すると、以下の単回帰統計モデルの形で表される。

$$Y[n] = aX[n] + \varepsilon[n] \tag{7}$$

$$\varepsilon[n] \sim Normal(aX[n], aX[n] \cdot CV) \tag{8}$$

ここに、
 $Y[]$: 実耐力(kN).
 $X[]$: 引抜耐力式で評価した耐力(kN)
 $\varepsilon[]$: 引抜耐力式に対する誤差
 CV : 引抜耐力式に対する変動係数
 a : 回帰式の傾き.
 n : データ番号. $n = 1, 2, \dots, N$ であり、本ケースでは $N=70$.

であり、推定するパラメータは a と CV である。なお、式 (8) の “~Normal” という表記は、正規分布に従うことを示しており、式 (7) の誤差項が平均値 $aX[n]$ 、標準偏差 $aX[n] \times CV$ に従うことを意味している。

これらのパラメータを推定する際、ベイズ推定手法^{例え}ば⁸⁾を用いた。得られたデータを固定と考え、各パラメータを確率変数として推定する点が特徴的である。したがって、パラメータ推定にあたって傾き a の値や、変動係数 CV の値は一定値として得られるのではなく、分布を持った形で推定される。得られたパラメータの分布を用いれば、実耐力の分布もそのパラメータの組み合わせによって直接的にベイズ予測区間という形で得られるため、上述した非超過確率の算定も容易に可能となる。この予測区間はベイズ統計による手法を用いているため、ベイズ予測区間と呼ばれる。

実際には、これらのパラメータ推定には MCMC (マルコフ連鎖モンテカルロ法) と呼ばれる手法が用いられることが多く、本稿でのパラメータ推定には、当該手法が組み込まれている汎用確率的プログラミング言語である Stan を用いて推定した。なお、Stan は R や python 等の一般的なプログラムから呼び出して用いることが可能である。

図-4.2 は、Stan を用いて推定した傾き a と変動係数 CV の度数分布であり、分布の作成にあたっては乱数を 100,000 回発生させた。傾き a も変動係数 CV も一定値ではなく、ばらつきを有することがわかる。なお、パラメータの推定のみであれば 100,000 回という乱数の設定はやや多いと考えられるが、後述の非超過確率や部分係数の算定精度を向上させるため、このような回数を設定している。

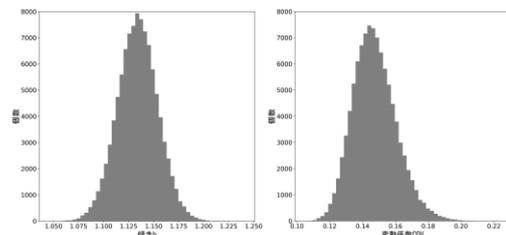


図-4.2 ベイズ推定によって得られた各パラメータの度数分布 (左: 傾き a 右: 変動係数 CV)

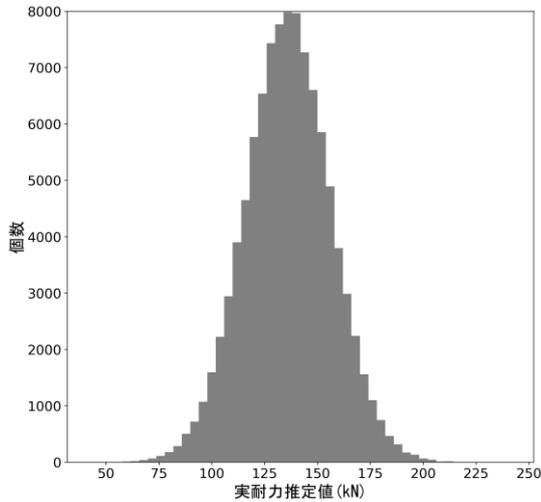


図-4.3 引抜耐力 100kN に対する実耐力推定値の度数分布

次にベイズ予測区間を計算する。引抜耐力式の値(図-4.1のX軸)を10kN間隔で図-4.1の右端である160kNまで選択し、各引抜耐力値に対する実耐力を式(7)および(8)に基づき推定する。パラメータ a と CV は上述のとおり 100,000 通り得られているため、各引抜耐力値に対する実耐力も 100,000 通りの推定結果が得られる。図-4.3は、引抜耐力算定値が 100kN の場合の実耐力に対する推定結果を示したものである。実耐力の推定結果には正規分布に近いばらつきが生じ、更に同図に対して累積相対度数分布を示すと図-4.4のようになる。図中には引抜耐力算定結果を 100kN とした場合の実耐力に関する 95%ベイズ予測区間(累積相対度数の上下端 2.5%を切断)を示した。この予測区間は任意に設定でき、また、実耐力推定値に対する任意の非超過確率に対応する値も設定できる。図中には、例として引抜耐力算定結果を 100kN とした場合の実耐力推定値が 2.5%非超過値となる点を合わせて示した。ベイズ予測区間を 95%と設定した場合、その予測下端の値は 2.5%非超過確率に対応する値(非超過値と記載。)と合致する。

図-4.5はこの考え方をを用いて、10kN から 160kN までの 10kN 間隔の引抜耐力算定結果に対し、実耐力の 50%および 95%ベイズ予測区間を計算して図示(引抜耐力算定結果 10kN 間隔で実耐力を推定しているため、その間の予測値は線形補間されている。)したものである。図のように、(1)に示した収集文献に対する実験結果は概ねこのベイズ予測区間の中に含まれており、統計モデルとして設定した仮定は妥当であると考えられる。

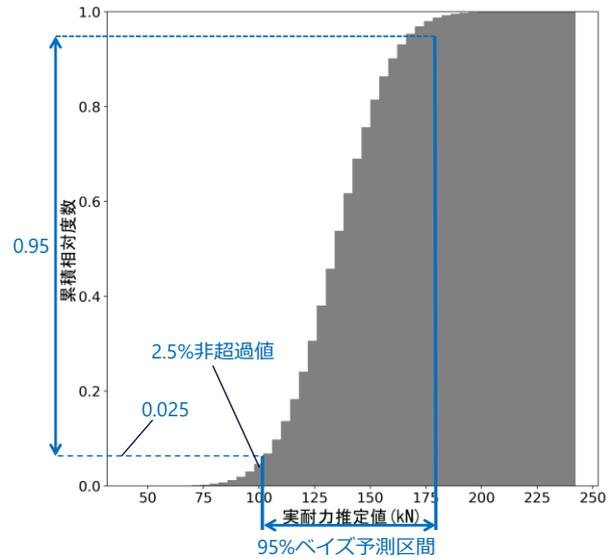


図-4.4 引抜耐力算定結果 100kN に対する実耐力推定値の累積相対度数分布とベイズ予測区間・非超過値の関係

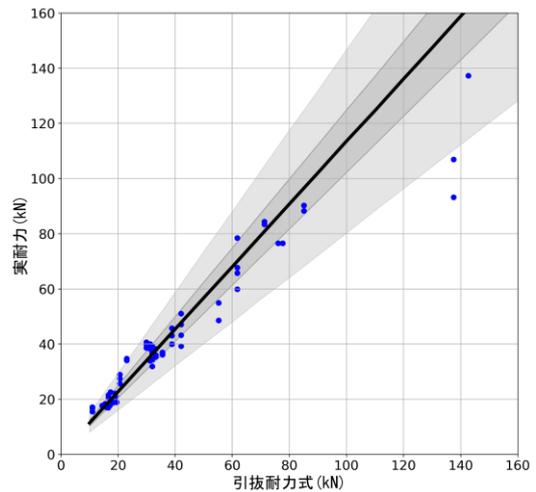


図-4.5 引抜耐力式各値による実耐力に対するベイズ予測区間(濃い灰色は 50%ベイズ予測区間、薄い灰色は 95%ベイズ予測区間。黒太線は回帰直線の平均値。)

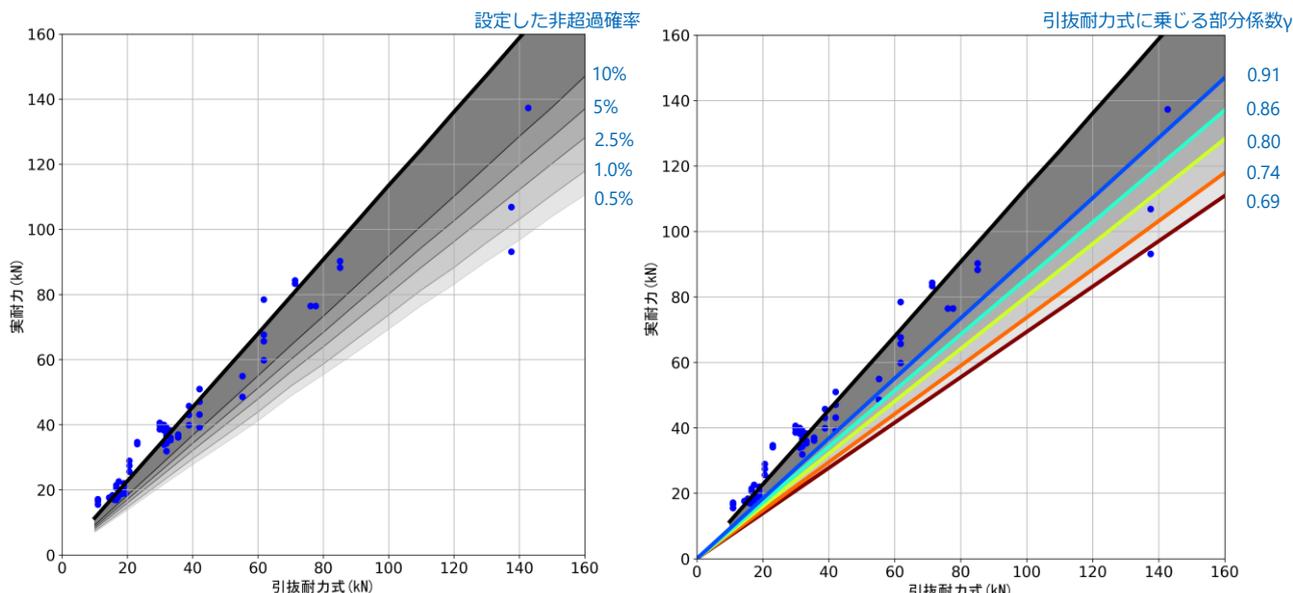


図-4.7 設定した非超過確率に対応する実耐力のベイズ予測区間（左）に、提案した部分係数を用いて計算した引抜耐力式に対応する耐力を重ね合わせた図（右）。ベイズ予測区間は累積分布が50%以下の領域のみ着色。

4.3 建築学会指針を引抜耐力式として適用する場合の部分係数の試設定

(1) 部分係数の設定手法

4.2の結果を利用し、実耐力の非超過確率に対応する、引抜耐力式に乗じる部分係数の検討を行う。この部分係数とは、建築学会指針のコーン破壊による引抜耐力式中（以下に式(3)を再掲）の ϕ_2 に代わる係数を指しており、これを式(9)のように γ として表記することとする。その他の記号は式(3)と同一である。

$$P_{a2} = \phi_2 \cdot c\sigma_t \cdot A_c \quad (3(\text{再掲}))$$

$$P_{a2} = \gamma \cdot c\sigma_t \cdot A_c \quad (9)$$

図-4.5のグラフより、10kN毎の引抜耐力算定結果から求められる実耐力のベイズ予測区間の下限値、つまり実耐力非超過値は引抜耐力式に対して一定の傾きを有する形となっていることが推測できる。

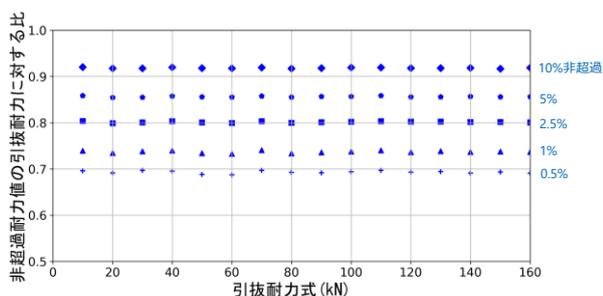


図-4.6 引抜耐力式に対する実耐力非超過値の比

この点について確認するため、引抜耐力式による10kN毎の算定結果に対し、実耐力0.5%、1%、2.5%、5%、10%の各非超過確率に対応する非超過値をそれぞれ算定した上で、その引抜耐力式算定値に対する比を算定した。図-4.6はその結果を示したものであり、算定結果は設定した各非超過確率に対して概ね一定である。このため、引抜耐力式による引抜耐力の算定結果に対し、実耐力の非超過確率に対応した一定の値 γ を乗じることにより、実耐力の非超過確率に対応する引抜耐力式の設定が可能と考えられる。

上記の γ を決定するため、図-4.6で得られた結果を設定した非超過確率の結果ごとに算術平均した。表-4.1はその一覧である。ただし、表中の部分係数は小数点第3位を四捨五入している。

表-4.1 非超過確率に対応する部分係数

非超過確率の設定値	0.5%	1%	2.5%	5%	10%
部分係数 γ	0.69	0.74	0.80	0.86	0.91

設定した部分係数を用いて得られる引抜耐力と、実耐力の非超過値の関係を見るため、図-4.7に設定した各非超過確率に対応するベイズ予測区間（図-4.7左）を、更にその結果に表-4.1の部分係数と引抜耐力式を用いて引抜耐力を評価した結果（図-4.7右）を示す。ベイズ予測区間については図の見やすさのため、累積分布が50%以下の領域のみを塗りつぶしている。両図を比較すると、

得られた部分係数の適用によって、実耐力の各非超過確率に対応する非超過値が精度よく算定されていることがわかる。

(2) 部分係数の適用範囲と今後の課題

表-4.1 に示した部分係数は、先付けアンカー方式に対する係船柱用アンカーの引抜耐力照査に用いる係数として試設定したものであるが、以下の課題がある。

図-4.5 などからわかるように、この部分係数の設定に用いた各種アンカー引抜実験の1本あたりのアンカー耐力の最大値は150kN程度である。小型の係船柱の場合、アンカー1本あたりの引抜耐力は60-70kN程度（引抜耐力式に対する安全の余裕代を見ない場合）となるため、設定した部分係数も十分適用範囲であると考えられる。しかし、大型係船柱の場合、1本あたりのアンカー耐力は1,000kNを超える場合もあり、実際の荷重レベルは本検討で対象とした範囲より大きい。

そのような荷重範囲においても、アンカーの引抜破壊のメカニズム自体は変化しないと考えられるため、引抜耐力式と実耐力の関係やその誤差構造も大きく変化しない、つまり、荷重範囲が大きい場合も部分係数の準用は可能であると考えられる。ただし、本来は大型モデルによる載荷実験や数値解析にて確認・検証する必要があり、この点については今後の課題である。

また、実際の係船柱用アンカーの設計の際には、係船柱に対する作用（風、水の流れ、津波等の船舶牽引力の原因となる作用）の発生頻度や特性によって、アンカーの設計の際に設定する非超過確率を変化させることも想定される。例えば、風に対する船舶荷重に対応するアンカーの引抜荷重の非超過確率と、津波による流れに対する引抜荷重の非超過確率を差別化することも考えられる。そのため、係船柱に作用する荷重の種類と、その際に適用する表-4.1 に示した部分係数の関係については別途検討が必要である。

5. おわりに

本稿では、係船柱用アンカーの小型化に向けた設計法提案への一助となるよう、先付けアンカー方式を対象とした係船柱用アンカーの引抜耐力に着目し、現在の標準的な係船柱のアンカーボルト長に関する設定根拠資料、および国内の代表的な指針類において想定しているアンカー引抜破壊形態に関する比較を行った。また、3次元FEMを用いて係船柱用アンカーに関する引抜破壊形態を把握し、係船柱用アンカーの引抜耐力式に対する適用

性を検討した上で、当該耐力式に対して乗じる部分係数を、各種文献調査から得られた実耐力と引抜耐力式の関係から得られるベイズ予測区間を用いて試設定した。その主要な結論は以下のとおりである。

- (1) 現行の係船柱のアンカーボルトの長さは、アンカーの引抜破壊形態としてアンカー版上方のコンクリートの円筒状破壊を想定していることに基づいている。これに対して、国内の各種指針類ではアンカー引抜耐力はコーン状破壊を想定しており、その破壊形態の考え方の差異によって、係船柱のアンカー引抜耐力も大きく変化する。
- (2) 3次元FEM解析による、コンクリートに埋め込まれたアンカーの引抜解析結果によれば、先付けアンカー方式の係船柱用アンカーに関する引抜破壊形態は円筒状破壊ではなく、コーン状破壊であることが確認された。また、FEM解析によって得られた引抜耐力は、アンカーを鉛直配置とした場合、建築学会指針（各種合成構造設計指針・同解説）の引抜耐力式と概ね合致する。斜め配置にした場合のFEM解析による耐力は、鉛直配置の考え方を準用した場合の引抜耐力式と比較してアンカー1本あたり1.5-1.8倍程度になる。
- (3) 各種実験結果を用いたアンカー引抜耐力の実耐力を、建築学会指針のアンカー引抜耐力式に対する単回帰統計モデルを用いたベイズ予測区間によって推定した。この結果を用いて、実耐力の非超過確率に対応する、建築学会指針の引抜耐力式に乗じる部分係数を試設定した。ただし、小型係船柱に対応する荷重レベルでの試算結果であるため、大型係船柱に対する適用にあたっては、大型モデルによる載荷実験や数値解析による、さらなる検証が必要である。

(2021年8月31日 受付)

謝辞

本稿をとりまとめるにあたり、港湾施設研究室の交流研究員である三上康光氏（出向元：三井共同建設コンサルタント株式会社）より貴重なご意見を頂きました。ここに記して、深く感謝の意を表します。

参考文献

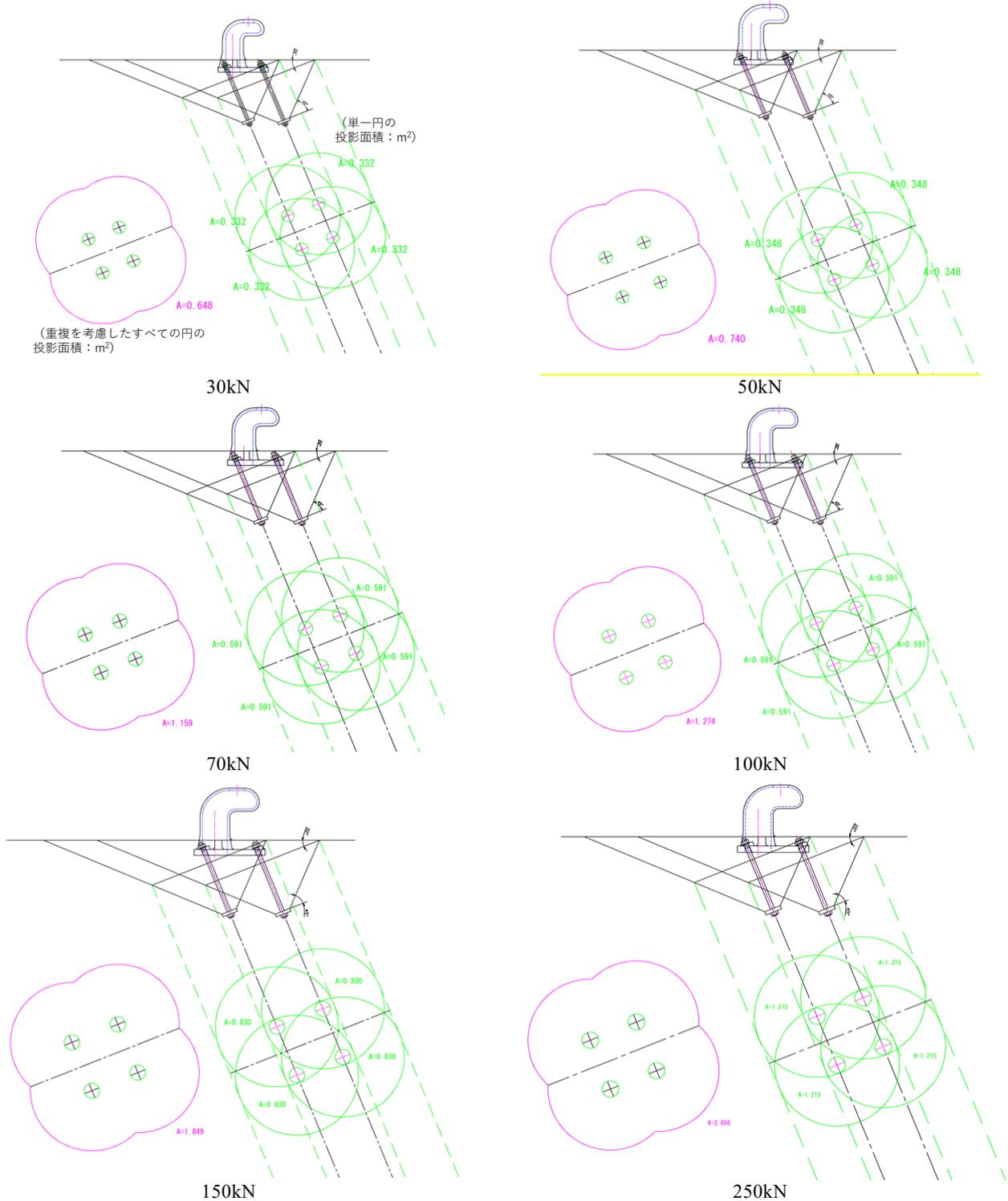
- 1) 中村俊之, 中村健, 宮田正史, 米山治男: 繫離船作業の作業効率向上に配慮した大型係船曲柱の上部形状の小型化に関する基礎的検討, 国総研資料 No.1085, 2019.
- 2) 国土交通省港湾局: 港湾工事共通仕様書, 令和3年3

- 月 , <https://www.mlit.go.jp/kowan/content/001408662.pdf>
(令和3年8月閲覧)
- 3) 稲垣紘史, 山口孝市, 片山猛雄: けい船柱の標準設計(案), 港湾空港技術研究所資料 No.0102, 1970.
 - 4) (一社) 日本建築学会: 各種合成構造設計指針・同解説, 2010.
 - 5) (一社) 土木学会: コンクリート示方書〔設計編〕, 2018
 - 6) 矢野明義, 松崎育弘, 阿部保彦, 宇佐美滋: 機器配管用支持構造物(埋込金物)の耐力に関する実験研究ーその10埋込金物の極限耐力に及ぼす群効果の影響ー, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1349-1350, 1982.
 - 7) 社団法人土木学会: 複合構造標準示方書, 2009.
 - 8) 松浦健太郎: Stan と R でベイズ統計モデリング, 共立出版, 2016.

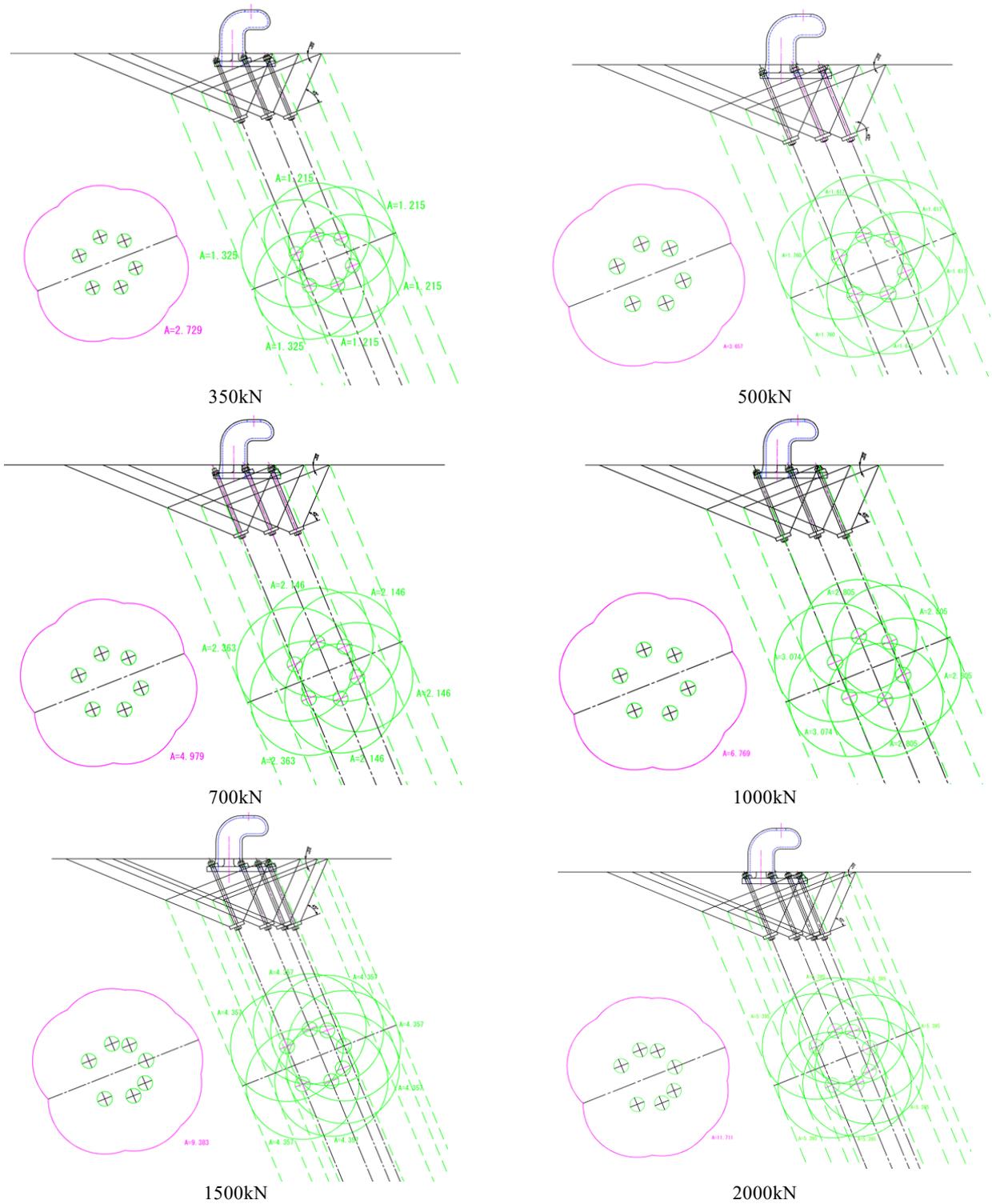
付録 A 建築学会指針適用時の各種有効投影面積の算定結果

A-1 2章 図-2.6 に対応する有効投影面積の算定

本稿図-2.5 に示す建築学会指針の引抜耐力算定にあたっては、本稿の式(3)に対応する有効投影面積 A_c の算定が必要となる。各設計牽引力に対応する有効投影面積 A_c の値は、CAD を用いて算定した。付図 A1-1, 2 にその結果を示す。



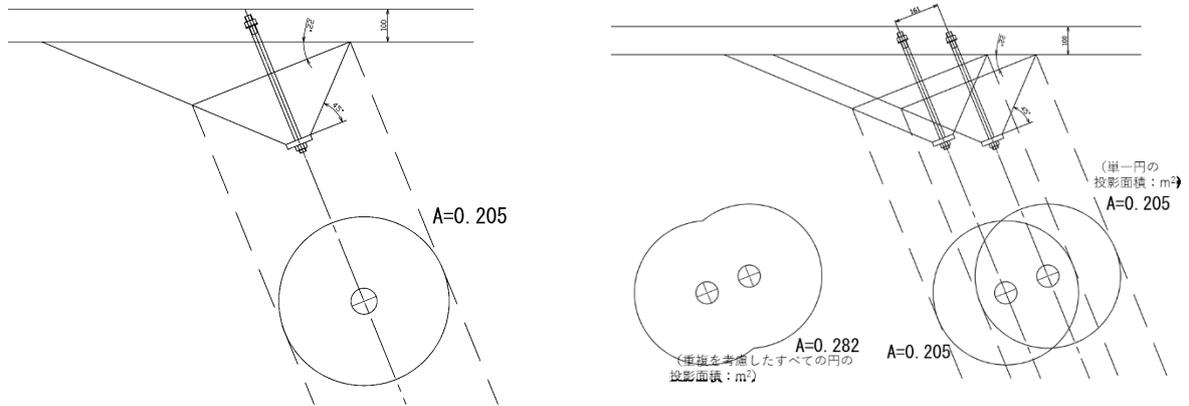
付図 A1-1 建築学会指針の引抜耐力算定に用いた有効投影面積 A_c の算定(1)
 (各図の下の数値は係船柱の規格を示す。)



付図 A1-2 建築学会指針の引抜耐力算定に用いた有効投影面積 A_e の算定(2)
 (各図の下の数値は係船柱の規格を示す.)

A-2 3章 表 3-4 に対応する有効投影面積の算定

本稿表 3-4 に示す建築学会指針の引抜耐力算定にあたっては、本稿の式 (3) に対応する有効投影面積 A_e の算定が必要となる。同表ケース 3,4 に対応する有効投影面積 A_e の値は、CAD を用いて算定した。付図 A2-1 にその結果を示す。本文中に示すように、FEM 解析では表層 100mm の表層劣化を仮定しているため、耐力式による算定の際も同様な仮定を設けている。



ケース 3 に対応する有効投影面積

ケース 4 に対応する有効投影面積

付図 A2-1 建築学会指針の引抜耐力算定に用いた有効投影面積 A_e の算定

付録 B 既往のアンカー引抜実験に対する収集文献一覧

本稿図-4.1の作成にあたっては、先付けアンカー方式の引抜実験結果が報告されている文献を収集し、当該文献からコーン型破壊を示したと判断した結果、および実験条件に対して建築学会指針の式を適用した際の引抜耐力が10kNを上回る結果を用いた。以下の付表B-1, 2に、文献の収集結果から得られた各種値類を示す。図-4.1の作成においては、以下の付表Bにおける「建築学会指針における引抜耐力」の値を横軸に、「最大荷重 Pmax」の値を縦軸にプロットしている。

なお、表中の着色されたデータは、実験での破壊形態がコーン状破壊ではなかったもの、または建築学会指針の式を適用した際の引抜耐力が10kN以下のものであり、本稿図-4.1の作成に用いなかったデータである。表中の文献番号は、以下の参考文献番号と合致させている。また、アンカー筋径 d 欄において、Mは規格、φは谷径、Dは外径を示す。

付表 B-1 先付けアンカー方式の引抜実験結果に関する整理(1)

文献No.	コンクリート	アンカー筋径	埋込長le	最大荷重 Pmax	破壊形態	定着金物			埋込長×アン カー径 I _a *d	有効投影面積 Ac	コンクリート 引張強度σ _t	建築学会指針 による引抜耐力	当該文献中 の出典
	圧縮強度Fc	d(数値)				直径(R)、辺長(L)	厚み	mm ²					
B-1	23.5	M 12	120	76.49	コーン型破壊	19.6	17	8	1440	51647.8	1.50	77.65	図-1
B-1	23.5	M 12	120	83.35	鉄筋破断	19.6	17	8	1440	51647.8	1.50	77.65	図-1
B-1	23.5	M 16	160	93.16	コーン型破壊	25.4	22	11	2560	91483.2	1.50	137.54	図-1
B-1	23.5	M 16	160	106.89	コーン型破壊	25.4	22	11	2560	91483.2	1.50	137.54	図-1
B-2	24.9	φ 9	10	3.14	コーン型破壊	R	24	10	90	1068.1	1.55	1.65	表-1
B-2	24.9	φ 9	15	3.53	コーン型破壊	R	24	10	135	1837.8	1.55	2.84	表-1
B-2	24.9	φ 9	34	10.30	コーン型破壊	R	24	10	306	6195.2	1.55	9.58	表-1
B-2	24.9	φ 9	34	10.49	コーン型破壊	R	24	10	306	6195.2	1.55	9.58	表-1
B-2	24.9	φ 9	30	10.10	コーン型破壊	R	24	10	270	5089.4	1.55	7.87	表-1
B-2	24.9	φ 9	49	22.55	コーン型破壊	R	24	10	441	11237.5	1.55	17.38	表-1
B-2	24.9	φ 9	52	21.13	コーン型破壊	R	24	10	468	12415.6	1.55	19.20	表-1
B-2	24.9	φ 9	51	20.20	コーン型破壊	R	24	10	459	12016.6	1.55	18.59	表-1
B-2	24.9	φ 9	70	24.52	鉄筋破断	R	24	10	(630)	20671.7	1.55	31.97	表-1
B-2	24.9	φ 9	72	25.10	鉄筋破断	R	24	10	(648)	21714.7	1.55	33.58	表-1
B-2	19.7	φ 9	27	7.21	コーン型破壊	R	24	10	243	4326.0	1.38	5.95	表-1
B-2	19.7	φ 9	29	8.34	コーン型破壊	R	24	10	261	4828.6	1.38	6.64	表-1
B-2	19.7	φ 9	27	6.52	コーン型破壊	R	24	10	243	4326.0	1.38	5.95	表-1
B-2	19.7	φ 9	50	16.96	コーン型破壊	R	24	10	450	11623.9	1.38	15.99	表-1
B-2	19.7	φ 9	49	18.34	コーン型破壊	R	24	10	441	11237.5	1.38	15.46	表-1
B-2	19.7	φ 9	47	17.65	コーン型破壊	R	24	10	423	10483.5	1.38	14.42	表-1
B-2	24.9	φ 9	30	9.90	コーン型破壊	R	24	10	270	5089.4	1.55	7.87	表-1
B-2	24.9	φ 9	30	11.72	コーン型破壊	R	24	10	270	5089.4	1.55	7.87	表-1
B-2	24.9	φ 9	70	25.40	鉄筋破断	R	24	10	630	20671.7	1.55	31.97	表-1
B-2	24.9	D 10	30	9.02	コーン型破壊	R	24	10	300	5089.4	1.55	7.87	表-1
B-2	24.9	D 10	32	10.84	コーン型破壊	R	24	10	320	5629.7	1.55	8.71	表-1
B-2	24.9	D 10	30	8.14	コーン型破壊	R	24	10	300	5089.4	1.55	7.87	表-1
B-2	24.9	D 10	70	38.98	鉄筋破断	R	24	10	700	20671.7	1.55	31.97	表-1
B-2	24.9	φ 13	31	10.98	コーン型破壊	R	24	10	403	5356.4	1.55	8.28	表-1
B-2	24.9	φ 13	32	9.56	コーン型破壊	R	24	10	416	5629.7	1.55	8.71	表-1
B-2	24.9	φ 13	31	7.94	コーン型破壊	R	24	10	403	5356.4	1.55	8.28	表-1
B-2	24.9	φ 13	70	38.64	コーン型破壊	R	24	10	910	20671.7	1.55	31.97	表-1
B-2	24.9	φ 13	70	39.13	コーン型破壊	R	24	10	910	20671.7	1.55	31.97	表-1
B-2	24.9	φ 13	70	31.87	コーン型破壊	R	24	10	910	20671.7	1.55	31.97	表-1
B-2	24.9	D 13	32	9.61	コーン型破壊	R	24	10	416	5629.7	1.55	8.71	表-1
B-2	24.9	D 13	32	9.41	コーン型破壊	R	24	10	416	5629.7	1.55	8.71	表-1
B-2	24.9	D 13	70	34.32	コーン型破壊	R	24	10	910	20671.7	1.55	31.97	表-1
B-2	24.9	D 13	70	36.53	コーン型破壊	R	24	10	910	20671.7	1.55	31.97	表-1
B-2	24.9	D 13	70	36.77	コーン型破壊	R	24	10	910	20671.7	1.55	31.97	表-1
B-2	21.0	φ 9	27.5	9.17	コーン型破壊	L	32	4.5	247.5	5140.4	1.42	7.30	表-1
B-2	21.0	φ 9	30	9.41	コーン型破壊	L	32	4.5	270	5843.4	1.42	8.30	表-1
B-2	21.0	φ 9	29.5	9.41	コーン型破壊	L	32	4.5	265.5	5699.6	1.42	8.09	表-1
B-2	21.0	φ 9	50	18.73	コーン型破壊	L	32	4.5	450	12880.5	1.42	18.29	表-1
B-2	21.0	φ 9	52	18.88	コーン型破壊	L	32	4.5	468	13722.5	1.42	19.48	表-1
B-2	21.0	φ 9	48	17.70	コーン型破壊	L	32	4.5	432	12063.7	1.42	17.13	表-1
B-2	21.0	φ 9	30	10.54	コーン型破壊	L	32	6.5	270	5843.4	1.42	8.30	表-1
B-2	21.0	φ 9	31	9.56	コーン型破壊	L	32	6.5	279	6135.5	1.42	8.71	表-1
B-2	21.0	φ 9	29	8.19	コーン型破壊	L	32	6.5	261	5557.5	1.42	7.89	表-1
B-2	21.0	φ 9	48	18.68	コーン型破壊	L	32	6.5	432	12063.7	1.42	17.13	表-1
B-2	21.0	φ 9	47	17.41	コーン型破壊	L	32	6.5	423	11664.7	1.42	16.56	表-1
B-2	21.0	φ 9	47	16.92	コーン型破壊	L	32	6.5	423	11664.7	1.42	16.56	表-1
B-2	23.7	φ 13	10	1.47	コーン型破壊	R	20	10	130	942.5	1.51	1.42	表-1
B-2	23.7	φ 13	10	0.98	コーン型破壊	R	20	10	130	942.5	1.51	1.42	表-1
B-2	23.7	φ 13	30	8.34	コーン型破壊	R	20	10	390	4712.4	1.51	7.11	表-1
B-2	23.7	φ 13	30	9.76	コーン型破壊	R	20	10	390	4712.4	1.51	7.11	表-1
B-2	23.7	φ 13	30	8.48	コーン型破壊	R	20	10	390	4712.4	1.51	7.11	表-1
B-2	23.7	φ 13	50	21.48	コーン型破壊	R	20	10	650	10995.6	1.51	16.60	表-1
B-2	23.7	φ 13	50	20.59	コーン型破壊	R	20	10	650	10995.6	1.51	16.60	表-1
B-2	23.7	φ 13	50	18.29	コーン型破壊	R	20	10	650	10995.6	1.51	16.60	表-1
B-2	23.7	φ 13	70	40.60	コーン型破壊	R	20	10	910	19792.0	1.51	29.88	表-1
B-2	23.7	φ 13	70	39.86	コーン型破壊	R	20	10	910	19792.0	1.51	29.88	表-1
B-2	23.7	φ 13	70	38.59	コーン型破壊	R	20	10	910	19792.0	1.51	29.88	表-1

付表B-2 先付けアンカー方式の引抜実験結果に関する整理(2)

文献No.	コンクリート	アンカー筋径	埋込長 l_e	最大荷重 Pmax	破壊形態	定着金物			埋込長×アン カー径 l_e*d	有効投影面積 Ac	コンクリート 引張強度 σ_c	建築学会指針 による引抜耐力	当該文献中 の典拠
	圧縮強度Fc	d(数値)				直径(R)、辺長(L)	厚み	mm ²					
	N/mm ²	mm	mm	kN		mm	mm	mm ²	mm ²	N/mm ²	kN		
B-2	23.7	φ 13	10	2.92	コーン型破壊	R	24	10	130	1068.1	1.51	1.61	表-1
B-2	23.7	φ 13	10	1.81	コーン型破壊	R	24	10	130	1068.1	1.51	1.61	表-1
B-2	23.7	φ 13	10	2.30	コーン型破壊	R	24	10	130	1068.1	1.51	1.61	表-1
B-2	23.7	φ 13	30	7.89	コーン型破壊	R	24	10	390	5089.4	1.51	7.68	表-1
B-2	23.7	φ 13	30	9.12	コーン型破壊	R	24	10	390	5089.4	1.51	7.68	表-1
B-2	23.7	φ 13	30	8.43	コーン型破壊	R	24	10	390	5089.4	1.51	7.68	表-1
B-2	23.7	φ 13	50	18.68	コーン型破壊	R	24	10	650	11623.9	1.51	17.55	表-1
B-2	23.7	φ 13	50	19.56	コーン型破壊	R	24	10	650	11623.9	1.51	17.55	表-1
B-2	23.7	φ 13	50	18.63	コーン型破壊	R	24	10	650	11623.9	1.51	17.55	表-1
B-2	23.7	φ 13	70	33.93	コーン型破壊	R	24	10	910	20671.7	1.51	31.21	表-1
B-2	23.7	φ 13	70	39.96	コーン型破壊	R	24	10	910	20671.7	1.51	31.21	表-1
B-2	23.7	φ 13	70	38.24	コーン型破壊	R	24	10	910	20671.7	1.51	31.21	表-1
B-2	23.7	φ 13	10	3.97	コーン型破壊	R	30	10	130	1256.6	1.51	1.90	表-1
B-2	23.7	φ 13	10	3.09	コーン型破壊	R	30	10	130	1256.6	1.51	1.90	表-1
B-2	23.7	φ 13	10	5.10	コーン型破壊	R	30	10	130	1256.6	1.51	1.90	表-1
B-2	23.7	φ 13	30	11.47	コーン型破壊	R	30	10	390	5654.9	1.51	8.54	表-1
B-2	23.7	φ 13	30	12.21	コーン型破壊	R	30	10	390	5654.9	1.51	8.54	表-1
B-2	23.7	φ 13	30	10.39	コーン型破壊	R	30	10	390	5654.9	1.51	8.54	表-1
B-2	23.7	φ 13	50	20.98	コーン型破壊	R	30	10	650	12566.4	1.51	18.97	表-1
B-2	23.7	φ 13	50	22.01	コーン型破壊	R	30	10	650	12566.4	1.51	18.97	表-1
B-2	23.7	φ 13	50	19.61	コーン型破壊	R	30	10	650	12566.4	1.51	18.97	表-1
B-2	23.7	φ 13	70	38.24	コーン型破壊	R	30	10	910	21991.1	1.51	33.20	表-1
B-2	23.7	φ 13	70	35.99	コーン型破壊	R	30	10	910	21991.1	1.51	33.20	表-1
B-2	23.7	φ 13	70	35.30	コーン型破壊	R	30	10	910	21991.1	1.51	33.20	表-1
B-2	23.7	φ 13	10	4.27	コーン型破壊	R	37	10	130	1476.5	1.51	2.23	表-1
B-2	23.7	φ 13	10	3.82	コーン型破壊	R	37	10	130	1476.5	1.51	2.23	表-1
B-2	23.7	φ 13	10	6.28	コーン型破壊	R	37	10	130	1476.5	1.51	2.23	表-1
B-2	23.7	φ 13	30	12.60	コーン型破壊	R	37	10	390	6314.6	1.51	9.53	表-1
B-2	23.7	φ 13	30	17.31	コーン型破壊	R	37	10	390	6314.6	1.51	9.53	表-1
B-2	23.7	φ 13	30	12.26	コーン型破壊	R	37	10	390	6314.6	1.51	9.53	表-1
B-2	23.7	φ 13	50	28.93	コーン型破壊	R	37	10	650	13665.9	1.51	20.63	表-1
B-2	23.7	φ 13	50	27.46	コーン型破壊	R	37	10	650	13665.9	1.51	20.63	表-1
B-2	23.7	φ 13	50	25.64	コーン型破壊	R	37	10	650	13665.9	1.51	20.63	表-1
B-2	23.7	φ 13	70	36.97	コーン型破壊	R	37	10	910	23530.5	1.51	35.52	表-1
B-2	23.7	φ 13	70	36.28	コーン型破壊	R	37	10	910	23530.5	1.51	35.52	表-1
B-2	23.7	φ 13	70	36.14	コーン型破壊	R	37	10	910	23530.5	1.51	35.52	表-1
B-2	23.7	φ 13	10	6.86	コーン型破壊	R	47	10	130	1790.7	1.51	2.70	表-1
B-2	23.7	φ 13	10	10.05	コーン型破壊	R	47	10	130	1790.7	1.51	2.70	表-1
B-2	23.7	φ 13	10	10.88	コーン型破壊	R	47	10	130	1790.7	1.51	2.70	表-1
B-2	23.7	φ 13	30	17.11	コーン型破壊	R	47	10	390	7257.1	1.51	10.96	表-1
B-2	23.7	φ 13	30	15.49	コーン型破壊	R	47	10	390	7257.1	1.51	10.96	表-1
B-2	23.7	φ 13	30	16.67	コーン型破壊	R	47	10	390	7257.1	1.51	10.96	表-1
B-2	23.7	φ 13	50	34.66	コーン型破壊	R	47	10	650	15236.7	1.51	23.00	表-1
B-2	23.7	φ 13	50	34.08	コーン型破壊	R	47	10	650	15236.7	1.51	23.00	表-1
B-2	23.7	φ 13	70	43.05	コーン型破壊	R	47	10	910	25729.6	1.51	38.84	表-1
B-2	23.7	φ 13	70	39.91	コーン型破壊	R	47	10	910	25729.6	1.51	38.84	表-1
B-2	23.7	φ 13	70	45.74	コーン型破壊	R	47	10	910	25729.6	1.51	38.84	表-1
B-3	22.1	φ 19	80	39.22	コーン型破壊	R	35	12	1520	28902.7	1.46	42.07	図-2
B-3	22.1	φ 19	80	47.07	コーン型破壊	R	35	12	1520	28902.7	1.46	42.07	図-2
B-3	22.1	φ 19	100	59.82	コーン型破壊	R	35	12	1900	42411.5	1.46	61.74	図-2
B-3	22.1	φ 19	100	78.45	コーン型破壊	R	35	12	1900	42411.5	1.46	61.74	図-2
B-3	22.1	φ 19	120	88.25	コーン型破壊	R	35	12	2280	58433.6	1.46	85.06	図-2
B-3	22.1	φ 19	120	90.22	コーン型破壊	R	35	12	2280	58433.6	1.46	85.06	図-2
B-3	22.1	φ 19	160	137.28	コーン型破壊	R	35	12	3040	98017.7	1.46	142.68	図-2
B-3	22.1	φ 19	160	139.25	鉄筋破断	R	35	12	3040	98017.7	1.46	142.68	図-2
B-3	22.1	φ 19	80	43.15	コーン型破壊	R	35	12	1520	28902.7	1.46	42.07	図-2
B-3	22.1	φ 19	80	50.99	コーン型破壊	R	35	12	1520	28902.7	1.46	42.07	図-2
B-3	22.1	φ 19	100	65.70	コーン型破壊	R	35	12	1900	42411.5	1.46	61.74	図-2
B-3	22.1	φ 19	100	67.66	コーン型破壊	R	35	12	1900	42411.5	1.46	61.74	図-2
B-3	17.6	φ 19	100	48.54	コーン型破壊	R	35	12	1900	42411.5	1.30	55.22	図-2
B-3	17.6	φ 19	100	54.91	コーン型破壊	R	35	12	1900	42411.5	1.30	55.22	図-2
B-3	29.4	φ 19	100	83.35	コーン型破壊	R	35	12	1900	42411.5	1.68	71.29	図-2
B-3	29.4	φ 19	100	84.33	コーン型破壊	R	35	12	1900	42411.5	1.68	71.29	図-2
B-4	18.3	φ 19	120	76.49	コーン型破壊	R	32	12	2280	57302.7	1.33	76.04	図-3

参考文献

- B-1) 阿部保彦, 宇佐美滋, 松崎育弘: 先付けアンカーの引張耐力に及ぼすフック及びヘッドの形状・寸法の影響, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1905-1906, 1983.
- B-2) 河村博之: プレキャスト鉄筋コンクリート構造接合部耐力についての基礎的研究(種々な定着金物を持つ埋込み鉄筋の引張耐力の性状および内部からの局部引抜力を受けるコンクリート弾性応力分布と耐力 その 1), 日本建築学会大会学術講演梗概集, No. 353, pp.1-11, 1985.
- B-3) 白阪靖人, 松崎育弘, 阿部保彦, 宇佐美滋: 機器配管用支持構造物(埋込金物)の耐力に関する実験研究(その 1 コンクリートに埋込まれたスタッドボルトの引抜き耐力), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1375-1376, 1979.
- B-4) 矢野明義, 松崎育弘, 阿部保彦, 宇佐美滋: 機器配管用支持構造物(埋込金物)の耐力に関する実験研究—その 10 埋込金物の極限耐力に及ぼす群効果の影響—, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1349-1350, 1982.

国土技術政策総合研究所資料

TECHNICAL NOTE of NILIM

No. 1171 September 2021

編集・発行 ©国土技術政策総合研究所

本資料の転載・複写のお問い合わせは
〔〒239-0826 神奈川県横須賀市長瀬 3-1-1
管理調整部企画調整課 電話:046-844-5019〕
E-mail:ysk.nil-46pr@gxb.mlit.go.jp

3次元FEM解析による既存アンカー耐力式の係船柱用アンカーへの適用性検討
～先付けアンカー方式を対象として～