

樹脂アンカーの引抜き破壊過程

沢出 稔
(技術研究所)

§ 1. はじめに

樹脂アンカーはコンクリート躯体または岩石等に穿孔し、その中にボルトまたは異形棒鋼等をエポキシ樹脂またはポリエステル樹脂等を用いて固着、定着させるものである。それらは既に広く利用されている一方で、その利用に消極的な意見¹⁾²⁾もある。とすれば、それらのもつ性質をより深く理解し、それに応じて正しい利用法を確立し、また、もし欠点があるとするならばその改善を図るべきであろう。さらに、樹脂アンカーはコンクリート、鉄鋼および樹脂から成る特殊な複合材料系を構成しており、それ自体が理論的に、極めて興味ある対象である。

本研究では引抜き破壊過程のみを対象とするが、それは引抜き破壊過程に樹脂アンカーの固有の性質が集中的に現われると考えられるからである。筆者と平岡登(アイエスエム・インタナショナル株)とは協力して、この興味ある問題の基礎的部分の解明を試みた。本稿はその成果³⁾の概要であるが、本稿もまた両者の協力のもとに作成されたものである。

§ 2. 問題の整理と出発点

研究は単純なもの、またその主要な性質から始め、次いでより複雑なもの、副次的要因の影響へと向うべきであろう。ここでは、十分に大きいコンクリートに埋設された単一のアンカーを考える。ここに、コンクリート躯体の縁の影響、アンカーの相互干渉はないものとする。図-1は、先付けスタッドアンカーと対比して樹脂アンカーの構造を示している。

アンカーに荷重を加え、それを増大させていくとアンカーにはやがて何らかの損傷が生じ、遂にはその耐力の一部または全部を失うことになる。この過程で示される最大荷重を引抜き耐力と呼び、 P_m で表わす。図-1(a)の

樹脂アンカーの場合、引抜き耐力に影響を与えると考えられる要因に多くのものが考えられるが、樹脂の強度は通常十分に高いものが用いられているので、この要因の影響を除外して考えを進める。ボルトも、十分に強度の高いものを用いるとして、これも除外する。その他、ボルトの直径、下孔の表面粗度、載荷速度の影響については、いずれもそれらが副次的なものであると考えられるので除外する。結果として、次のように単純化された関係式を想定することができる。

$$P_m = f(L, D, \tau_c) \quad \dots\dots(1)$$

ここに、 P_m : 樹脂アンカーの引抜き耐力

L : アンカー下孔深さ

D : アンカー下孔直径

τ_c : コンクリートの強度

次元解析を施せば、式(1)は式(2)のように変換される。

$$g\left(\frac{P_m}{\tau_c D^2}, \frac{L}{D}\right) = 0 \quad \dots\dots(2)$$

式(2)を $P_m/\tau_c D^2$ の関関数に変換し、さらに Taylor 展開する。

$$\frac{P_m}{\tau_c D^2} = A_0 + A_1\left(\frac{L}{D}\right) + A_2\left(\frac{L}{D}\right)^2 + \dots \quad \dots\dots(3)$$

高次の項の影響を無視し、第2項までを取って整理すると式(4)が得られる。

$$P_m = \alpha \tau_c \pi D(L - \beta D) \quad \dots\dots(4)$$

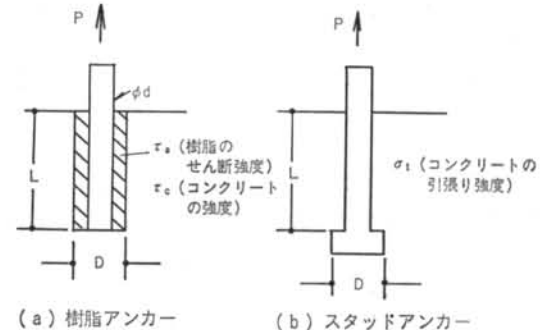


図-1 アンカーの構造

$$\text{ここに, } \alpha = \frac{A_1}{\pi}, \quad \beta = -\frac{A_0}{A_1}$$

または,

$$P_m = \bar{\tau}_f \pi D(L - \beta D) \quad \dots\dots(4)'$$

$$\text{ここに, } \bar{\tau}_f = \alpha \tau_c$$

無視された高次の項の影響および副次的要因の影響はもしあるとすれば、 α 、 β の値に対する修正として現われてくるであろう。ところで、 A_0 は正であることは出来ないから、0または負の値をとる。したがって、 β は0または正の値をとるが、後で見るように0でない一定値をとる。

式(4)または(4)'は、引抜き耐力 P_m が下孔の“有効埋込深さ” ($L - \beta D$) の部分の側壁面積 $\pi D(L - \beta D)$ で決定され、その面での平均強度が $\bar{\tau}_f (= \alpha \tau_c)$ であることを示している。それは、下孔側壁面を通じて荷重の伝達が行なわれる樹脂アンカーの性質を正しく組み込んでおり、極めて妥当な耐力式を構成しており、樹脂アンカー研究の基本式となり出発点となる。 α (または $\bar{\tau}_f$) ならびに β の性質をさぐることに本研究の内容となる。

なお、先付けスタッドアンカーの基本耐力式は式(3)の第2項、第3項をとることによって構成されるが、ここではそれに立ち入らない。

§ 3. 樹脂アンカーの引抜き耐力を決定するせん断耐力 $\bar{\tau}_f$ の性質

式(4)'から明らかなように、 $\bar{\tau}_f$ は下孔の有効部分の側壁面上における平均せん断耐力である。これがどのような性質の力であるのか、以下に述べる。

3.1 Dilatation による摩擦力

図一1(a)のような樹脂アンカーに引抜き荷重を加えると、荷重は樹脂層を介してせん断応力としてコンクリート面に伝えられる。アンカーの埋込み深さがあまり大きなものでなければ、このときのコンクリート界面上のせん断応力の値は、その降伏点近くでは下孔全面において近似的にほぼ一定であることが確かめられている。すなわち、荷重を徐々に増大させると、やがて界面に接したところで全面的なコンクリートせん断破壊を生じる(樹脂は十分に強く、せん断破壊を生じない場合を考えている)。そこに生じるコンクリート破断面は、当然凹凸の多いものであろう。この面がせん断荷重によって相対的に移動、すなわち滑るのであるから凸の部分の乗上げ、体積の膨張(Dilatation)を生じる。

コンクリートに生じた滑り面は一方をアンカーボルトと硬い樹脂層によって、他方をコンクリート自体によってその自由な膨張を拘束されている。したがって、その体積膨張はそこに圧縮応力を発生させる。そして、それは滑り面に摩擦力を生じさせることになる。

いま、凸の部分の乗上げによって生じる二つの破壊面(滑り面)の間の平均距離を v とし、そこに生じる圧縮応力を σ_a とすれば、弾性理論⁴⁾により σ_a は次のようになる。

$$\sigma_a = \frac{E_c}{1 + \nu} \times \frac{2v}{D}$$

ここに、 σ_a : 発生する圧縮応力

E_c : コンクリートのヤング率

ν : コンクリートのポアソン比

v : 膨張の大きさ

D : 下孔直径

ただし、コンクリートの引張り強度は圧縮強度より相当に小さく、ポアソン効果は消え、上式はより正しくは次のようになる。

$$\sigma_a = \frac{2vE_c}{D} \quad \dots\dots(5)$$

v の値は、せん断面の凹凸度によって決まる。凹凸度は、コンクリートの組織によって決まる下限値をもつものと考えられる。一方、 D が大きくなれば界面近傍でのせん断応力の変化はより緩やかなものになり、せん断破壊の生じる場所はより分散し、つまり D が大きくなるにつれて v の値は大きいものとなるであろう。

v の D に対する依存性は近似的に1次と考えることができよう。つまり、 $v = v_0 + cD$ とすることができよう。これを式(5)に代入する。

$$\sigma_a = \frac{2E_c(v_0 + cD)}{D} \quad \dots\dots(6)$$

ここに、 v_0 : Dilatation の最小値

c : Dilatation の下孔直径依存度

ところで、 $(v_0 + cD)/D$ は D の減少関数で、その1次式、2次式による近似は $(\varepsilon_0 - \varepsilon_1 D)$ 、 $(\varepsilon_0 - \varepsilon_1 D + \varepsilon_2 D^2)$ となり、式(6)は次のように書き換えられる。

$$\sigma_a = E_c(\varepsilon_0 - \varepsilon_1 D) \quad \dots\dots(6)'$$

$$\text{または, } \sigma_a = E_c(\varepsilon_0 - \varepsilon_1 D + \varepsilon_2 D^2) \quad \dots\dots(6)''$$

一方、滑り面における摩擦係数を μ とすれば、それは滑り量 u とその滑り速度との関数として表わすことができる⁵⁾。しかし、 u が小さいところでは、 μ は u の1次式として近似できる。これは“滑り軟化”の考えである。すなわち、

$$\mu = \mu_0 - fu \quad \dots\dots(7)$$

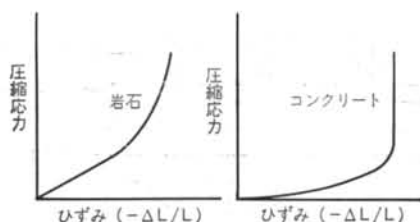


図-2 拘束条件下の圧縮(概念図)

ここに、 μ_0 : 静止摩擦係数

u : 滑り量

f : 滑り軟化係数

式(6), (6)', (6)''ならびに式(7)とを結合すると、滑り面上に発生する単位面積当たりの局所せん断耐力が得られる。

$$\tau_f = \sigma_a \times \mu \doteq \frac{2 E_c (v_0 + cD)}{D} \times (\mu_0 - fu) \quad \dots\dots(8)$$

$$\doteq E_c (\varepsilon_0 - \varepsilon D) (\mu_0 - fu) \quad \dots\dots(8)'$$

$$\doteq E_c (\varepsilon_0 - \varepsilon_1 D + \varepsilon_2 D^2) (\mu_0 - fu) \quad \dots\dots(8)''$$

なお、上式で与えられる τ_f は u の関数でもあり、局所のそれであり、式(4)における $\bar{\tau}_f$ は平均値であることに注意しなければならない。ところで、上式の意味するところの一つは樹脂アンカーの引抜き耐力に寸法効果、少なくとも下孔直径の寸法効果が現われるということである。すなわち、大口径のアンカーほどその耐力が小さくなるのである。ところで、反対にアンカーの直径が小さくなると、耐力はどこまでも増大するであろうか。次に、この点を考えてみよう。

E_c の性質に注目する。考えている E_c は拘束条件下での圧縮に関する弾性率であり、それは概念的に図-2のように示し得る。すなわち、圧縮ひずみが増大すると E_c は急激に増大する。この傾向は、多孔質セメントを含むコンクリートの場合にはより顕著になる。図-2に示したようにある範囲ではほぼ一定で、その範囲を越えると近似的に無限大になると見なすことができよう。

この限界点では非圧縮化し、またその組織は破壊してもろくなっており、その摩擦特性は大きく変化する。具体的には、摩擦の滑り軟化係数が非常に大きいものに変化するであろう。

ところで、図-2は一様圧縮の場合のそれであり、樹脂アンカーの場合には圧縮応力は不均一で、滑り面近傍でコンクリートが限界点に達しても、それより外側ではコンクリートは圧縮可能である。したがって、滑り面上の圧縮応力は限界応力以上に増大することなく、非圧縮化された領域が増大するのみである。つまり、下孔直径を小さくしていても樹脂アンカーのせん断耐力 τ_f はどこまでも増大を続けることはできず、そこに一定の上

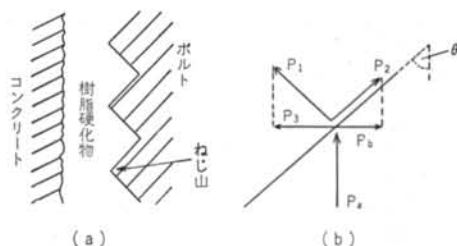


図-3 樹脂アンカーの構造

限值があり、かつ滑り軟化の影響を強く受けるようになる。そこには一種の相転移が生じており、その両側で樹脂アンカーは別な性質をもつものとなっているのである。

結果的に、 E_c は限界点の内側では式(9)で与えられることが知られる。それは、初期ヤング率にほぼ等しい。また、限界点に対応する下孔直径は約 16 mm であることも知られてくる。

$$E_c = (150 + 0.570 \times \sigma_c) \times 10^8 \quad (\text{kg/cm}^2) \quad \dots\dots(9)$$

3.2 Dilatation 以外の圧縮応力発生機構

樹脂アンカーの引抜き耐力は摩擦力である。摩擦力は摩擦係数と圧縮力の積で与えられるが、前者は物体固有のものである。一方、後者の発生は単一の機構にのみ帰することはできないであろう。前節では、最も有力な機構として滑り面における Dilatation を考えたが、ここではそれ以外の可能性を考えてみる。

3.2.1 Wedge 効果

図-3のような機構をもつ樹脂アンカーにおいて、樹脂硬化物がボルトのネジ山斜面上を滑って移動する場合を考える。図-3(b)から $(P_a - P_b)$ が発生する圧縮力であり、樹脂とボルトのネジ山面との間の摩擦係数を μ_a とすれば、その値(滑りの発生しているところで)は次式で与えられる。これが Wedge 効果である。

$$P_a - P_b = P_0 / 2(1 - \mu_a \tan \theta) \sin 2\theta \quad \dots\dots(10)$$

メートル並目ネジでは $\theta = 60^\circ$ である。したがって、 μ_a が 0.58 を越えると圧縮力は生じない。また、一般に用いられている樹脂の対金属接着力は高く、少なくとも通常のボルトを用いた樹脂アンカーでは Wedge 効果はほとんど現われないであろう。

3.2.2 Asperity 効果

Asperity という概念は、地殻断面において摩擦力が特に強く働くところ、すなわち凸部を意味する⁹⁾。せん断破壊によって生じるコンクリートの破断面は凹凸に満ちており、これがいわゆる Dilatancy を引き起こす。しかし、ここでは Asperity はそのような細部の凹凸ではなく、いまま少し大きい凸部を示すものとする。より具体的には、アンカー棒として異形鉄筋を用いる場合のそ

の「ふし」部周辺に作り出される摩擦力の集中箇所を意味するものとする。

異形鉄筋において、ふしのピッチはその直径と同じ程度の大きさを持つ。また、その高さはピッチに比べれば小さい。したがって、荷重は樹脂層に十分広く伝達されそれによって変形し、また流動する。そして、その変形、流動は異形鉄筋のふしによって阻止され、そこで集中的な Wedge 効果を生じる。この集中的 Wedge 効果が Asperity 効果である。Asperity 効果に関連して、二つの点について特に関心を払う必要があると考えられる。その一つは、樹脂と鉄筋表面との間の摩擦力または接着力が Asperity 効果に及ぼす影響である。既に説明したように、一般的には低い摩擦力または接着力は Wedge 効果を高めることになる。しかし、逆に Asperity 効果においては高い摩擦力または接着力が、高い Asperity 効果をもたらすことになり得る。

樹脂の移動は、滑りによってではなく変形によっても行なわれ得る。したがって、摩擦はその移動に対して絶対的障害となることはない。移動する樹脂は鉄筋のふしで阻止され、その狭い隙間をくぐり抜けることになる。この狭隙部における樹脂の流れは、ふしの上での滑りを含むものとなる。したがって、高い摩擦力の存在はそこでの樹脂の滑りを阻止し、Asperity 効果を一層大きくすることになるのである。普通の Wedge 効果とは逆である。

高い Asperity 効果は、そこに大きな局所的圧縮力を発生させる。その高い圧縮力は容易にコンクリートの弾性限界を越え、その上限値すなわち非圧縮化点に達してしまう。その上限値に達することは、それは同時にアンカー耐力がその上限値に達することを意味する。このとき、圧縮力が発生するのはふし近傍に限られているのであるから、発生するアンカー耐力はアンカーの全面において強い圧縮力が発生する場合に比べてかなり小さいものとなる。

一方、鉄筋面と樹脂との間の摩擦が小さく、ふしの狭隙部での樹脂の流れが容易になるとすれば、ふしのところでの Asperity 効果は緩和され、ふし周辺のより広い範囲に分散され、より穏やかなものとなる。既に述べたように、拘束条件下のコンクリートは非圧縮化点に達するとそれ以上大きい圧縮力を生じさせることがない。したがって、局所的に大きい圧縮を行なわせるよりは、若干小さい圧縮をより広い範囲で行なわせる方が数段大きい効果をもたらす。

圧縮力をより広い範囲に作用させると、より大きいアンカー耐力を生じるこの性質を Asperity 効果における

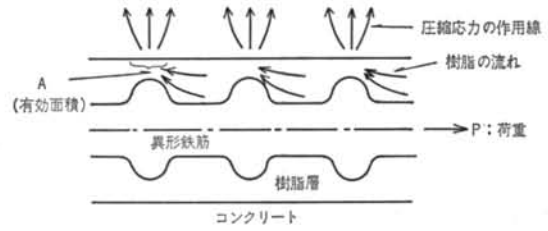


図-4 異形棒鋼を用いた樹脂アンカーにおける Asperity 効果

面積効果と呼ぶことにする。Asperity 効果において摩擦力を発生させる面積を有効面積と呼ぶとすれば、面積効果は有効面積を増大させる作用である。

Asperity 効果がある場合、式(5)または式(6)で表わされるアンカー直径 D の寸法効果のマイナス分を補う働きをすることができよう。この補償効果は、大口径のアンカーにおいてより大きく現われるであろう。

まず、Asperity が存在する場合のアンカー周辺の圧縮応力の分布を想定して見ると、図-4 のようなものとなる。図-4 で A と示した部分が、滑り面に大きな圧縮応力が働き大きな摩擦力を生じるところで、有効面積とも呼べるところである。圧縮応力作用線によって示したように、滑り面をある程度離れたところではコンクリート中の圧縮応力場は近似的に一樣なものとなる。

Asperity 効果が働いている場合に発生する圧縮応力は、近似的に滑り変位 u に比例すると考えることができよう。いま、その圧縮力を $(a \times u)$ で表わす。一方、面積効果について有効面積率 S_e を考える。 S_e も滑り変位 u の関数と考えることができよう。 S_e は u の 1 次式として、 $S_e = S_0 + (S \times u)$ と表わしうるであろう。 S_0 と S_e とは、それぞれアンカーシステムに固有な常数である。これらの項を式(8)に組み込むと、次のような u の 3 次式となる。

$$\tau_f = \frac{(S_0 + Su)}{\text{有効面積率}} \frac{(\sigma_a + au)}{\text{圧縮応力}} (\mu_0 - fu) \quad \dots\dots(11)$$

$$\text{ここに、} \sigma_a = \frac{2 E_c (v_0 + cD)}{D} \quad \text{式(6)}$$

$$\equiv E_c (\epsilon_0 - \epsilon D) \quad \text{式(6)'}$$

$$\text{または、} \equiv E_c (\epsilon_0 - \epsilon_1 D + \epsilon_2 D^2) \quad \text{式(6)''}$$

Asperity 効果が働いている場合には、圧縮応力は容易にコンクリートの非圧縮化点に達してしまうであろう。このときの圧縮応力を σ_u とすれば、式(11)は次のような u の 2 次式となる。

$$\tau_f = \sigma_u (S_0 + Su) (\mu_0 - fu) \quad \dots\dots(12)$$

Asperity 効果が働いているときには、実際は式(12)が支配する領域にあるものと考えられる。

なお、式(1)において右辺の三つの項をそれぞれ1次式で近似しているが、それらの項は u が大きくなると当然増加率または低減率が減少し、または一定の上限値または下限値に達することになる。したがって、それぞれの項は正確には2次以上の項を含む多項式で表わされるべきものであろう。しかし、実際には τ_f が u の4次またはそれ以上の多項式になると取り扱いが複雑になる。また、個々の項は別にして τ_f を4次またはそれ以上の多項式で表わしても近似精度がそれほど向上することはないであろうから、3次近似で十分であろう。そして、圧縮応力 $(\sigma_a + au)$ の項がその上限値 σ_u に達している場合には、有効面積率または摩擦係数の項に2次の項を加えて式(1)に挿入してやれば良い。

§ 4. 樹脂アンカーにおける力の伝達

前章で説明した機構により発生する局部応力(せん断応力)をベースに、樹脂アンカー全体がどのような挙動を示すかを考えてみる。アンカーボルトに与えられる引張り荷重は、ボルトから樹脂層、さらにコンクリート中に伝達される。荷重が引抜き耐力より小さいときには、そこに生じる反力は荷重応力と静的に釣り合っているはずである。

図-5(a)の場合は、樹脂層の厚さが0でコンクリートがアンカーボルトにじかに接している場合である。図-5(b)は、樹脂層がある一定の厚さをもっている場合である。ここで、アンカーの深さ l のところに微少部分 dl のところにおける力の関係をみる。以下、図-5(a)の場合についてのみ説明する。図-5(b)の場合は同様であり省略する。

●アンカーボルトがコンクリートにじかに接している場合の力の伝達

荷重が引抜き耐力以下である場合には、符号を適当に

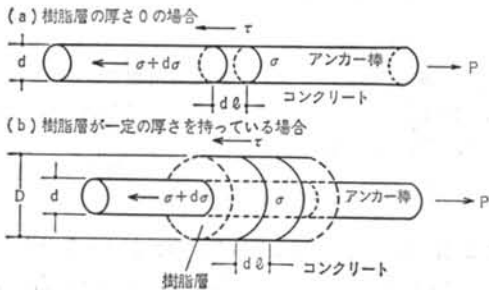


図-5 樹脂アンカーにおける力の伝達(概念図)

取れば次の関係が成立するはずである。

$$-\tau \pi d \times dl + \frac{\pi}{4} d^2 \times d\sigma \geq 0$$

$$\frac{d\sigma}{dl} \geq \frac{4}{d} \tau \quad \dots\dots(13)$$

上式において不等記号が現れるのは、 τ が摩擦力である場合があるからである。摩擦力は一つの限界値で、必ずしも実際の反力ではないからである。しかし、ここでの興味は限界耐力にあるのであるから、以下式(13)を等式として取り扱うことにする。

一方、アンカーボルトの伸びを u とすると、アンカーボルトは十分に強く弾性限界内にあると仮定しているのであるから、式(14)が成立する。

$$\sigma = E \frac{du}{dl} \quad \dots\dots(14)$$

$$\therefore \frac{d^2 u}{dl^2} = \frac{4}{dE} \tau \quad \dots\dots(15)$$

ここに、 E : ボルトのヤング率

σ : ボルトの引張り応力

式(15)が、アンカーの力の伝達の基本式である。 τ の形が与えられれば変形、応力分布等を決定することができる。 τ は一般的には u の関数を取る。例えば、式(8)は u の1次関数である。ここで、樹脂アンカーの基本的性質の理解を助けるために、 τ にいくつかの形を与えて式(15)を解いてみることにする。

(1) τ が一定値をとる場合(一定摩擦力の場合)

これは式(8)、(8)′、(8)″において $f=0$ 、つまり摩擦力が一定であるかまたはその変化が極く小さい場合である。そして、式(13)から次式が得られる。

$$\sigma = \frac{4P}{\pi d^2} + \frac{4\tau}{d} l \quad \dots\dots(16)$$

$\sigma=0$ に対応する l を $(-l_0)$ とすれば、それが荷重到達深さを示している。この深さをもつ意味は、 τ が大であれば荷重の及ぶ深さは小さくなるということである。このことは、後述のコンクリートコーン破壊の発生の際重要な役割を果す。

$$|l_0| = \frac{P}{\pi d \tau} \quad \dots\dots(17)$$

ここに、 l_0 : 荷重到達深さ

式(16)を式(14)に代入し、積分し、 $l=-l_0$ で $u=0$ とすると式(15)が得られる。

$$u = \frac{2P^2}{\pi^2 E d^3 \tau} + \frac{4P}{\pi E d^2} l - \frac{2\tau}{E d} l^2 \quad \dots\dots(18)$$

容易に観測できる値は $l=0$ での値、すなわち表面伸び u_0 と P との関係であるが、それは式(18)において $l=0$ とし、次のように得られる。

$$u_0 = \frac{2P^2}{\pi^2 E d^3 \tau} \quad \dots\dots(19)$$

ここで注目すべきことは、 τ が一定値のときは u_0 は P の2乗に比例するということである。もちろん、現実の観測の場合においては弾性的機構（例えば、コンクリート外部に突出しているボルト部分の変形等）が並列的に働き、その影響が加わるので P の1次の項が含まれ、結果は $u_0 = A_1 P + A_2 P^2$ の形をとって現われるであろう。

(2) $\tau = \tau_0 - fu$ の形をとる場合 (f : 常数)

これは式(8)の場合で、摩擦力に滑り軟化 (Slip Weakening) が現われる場合である。なお、本節において用いている f と式(8)に用いられている f とは異なるので注意を要する。式(19)に上の τ を代入すれば、式(20)が得られる。

$$\frac{d^2 u}{dl^2} = \frac{4}{dE} (\tau_0 - fu) \quad \dots\dots(20)$$

式(20)を以下のように変換し、簡単化する。

$$\frac{d^2 u}{dl^2} = a - (b \times u) \quad \dots\dots(21)$$

$$\text{ただし、} a = \frac{4\tau_0}{dE}, \quad b = \frac{4f}{dE}, \quad \frac{a}{b} = \frac{\tau_0}{f}$$

ここで、簡単のために荷重到達深さを原点とし、そこで $l = 0$ とする。そして上式を解き、 τ および P を求めれば次のようになる。

$$\tau = \tau_0 \cos(\sqrt{b} \times l) \quad \dots\dots(22)$$

$$P = \int_0^L \pi d \tau dl = \pi d \tau_0 \int_0^L \cos(\sqrt{b} l) dl \\ = \frac{\pi d \tau_0}{\sqrt{b}} \sin(\sqrt{b} L) \quad \dots\dots(23)$$

いま、 f はあまり大きくない値であり、一方 $E \approx 2.1 \times 10^6$ 、 $d > 1$ と考えられるから \sqrt{b} は小さい値である。したがって、式(22)における $\sin(\sqrt{b} l)$ を Taylor 展開して低次の項のみで近似できる。1次近似をとれば、

$$P \approx \frac{\pi d \tau_0}{\sqrt{b}} \times \sqrt{b} L = \pi d L \tau_0 \quad \dots\dots(24)$$

式(23)は式(24)と同じである。2次近似をとれば、

$$P = \frac{\pi d \tau_0}{\sqrt{b}} \left(\sqrt{b} \times L - \frac{\sqrt{b^3} L^3}{6} \right) \\ = \pi d L \left(\tau_0 - \frac{2\tau_0 f}{3dE} \times L^2 \right) \quad \dots\dots(25)$$

括弧の中が平均摩擦力で、式(4)'に現われる $\bar{\tau}_f$ に相当している。

なお、式(24)の平均摩擦力の第2項が寸法効果の項で、アンカーの長さ L の2乗に比例する。したがって、長いアンカーではこの項の効果が現われてくるであろうが、 f は小さく E が大であるので、それは余り大きいものではない。

ここで、実際のデータの回帰分析を行なうときのために、式(24)の近似式を用意して置くことにする。右辺の括弧の中の第2項は、その分母に $E (\approx 10^6)$ を含むもので第1項に比べて非常に小さい。また、 d は式(8)にみるようにコンクリートの圧縮ひずみの項を通じてのみ現われると仮定し、摩擦係数の項は L のみが現われると考えることにする。そして、先に述べたように L の影響は小さいものであるから、それを L の1次式で表わし得ると考える。つまり、式(24)を次のように簡単な近似式に置き換えて考えることとする。

$$P = \pi d L E c (\varepsilon_0 - \varepsilon d) (\mu_0 - \mu L) \quad \dots\dots(26)$$

$$P = \pi d L E c (\varepsilon_0 - \varepsilon_1 d + \varepsilon_2 d^2) (\mu_0 - \mu L) \quad \dots\dots(26')$$

L の2次の効果を1次の効果に還元してしまうのは一見乱暴なことであるが、入手しうる実験データのばらつきが2次の効果の大きさを上廻っている場合には、2次式による回帰分析はかえってその本質を失ってしまうこととなる。

次に、荷重到達深さ L および表面伸び u_0 を求めることになるが、逆関数と導関数と Taylor 展開を利用して求めた近似式を示せば次のようになる。

$$L \approx \frac{P}{\pi d \tau_0} + \frac{2fP^3}{3\pi^2 E d^4 \tau_0^3} \quad \dots\dots(27)$$

$$u_0 (l=L) \approx \frac{2P^2}{\pi^2 E d^3 \tau_0} + \frac{8fP^4}{3\pi^3 E^2 d^6 \tau_0^3} \quad \dots\dots(27')$$

f は小さく、かつ $E = 2.1 \times 10^6$ であるから、 P があまり大きくないときは第2項は無視できるであろう。そして、滑り軟化がある場合にも表面伸び u_0 は P の2乗に比例して現われることが分かる。

(3) $\tau = a + bu - cu^2$ の形をとる場合

(Wedge 効果または Asperity 効果が働く場合、 a, b, c : 常数)

a, b, c の具体的内容は式(2)に定義されている。この場合は、常数項 a が含まれていることが常数項を含まない2次式の場合と大きく異なる。上式を式(19)に代入する。

$$\frac{d^2 u}{dl^2} = \frac{4}{dE} (a + bu - cu^2) \quad \dots\dots(28)$$

$$= a + bu - cu^2 \quad \dots\dots(28')$$

式(28)と式(28)'の二つの式においては常数の変換が行なわれているが、説明なしで特に混乱を生じないものと思われる。前と同様に、

$$\frac{1}{2} \left(\frac{du}{dl} \right)^2 = d + au + \frac{b}{2} u^2 - \frac{c}{3} u^3$$

ここで、 d は積分常数であるが、コンクリートの表面の位置を $l = 0$ とすれば $d = 0$ となる。したがって、上式は次のようになる。

$$l = \int_0^u \frac{du}{\sqrt{2au + bu^2 - \frac{2}{3}u^3}} \quad \dots\dots(28)$$

式(28)の右辺は楕円積分で、 u は l の楕円関数である。同式の常数に具体的数値が与えられれば、それは解くことができる。なお、注目すべきは式(27)または式(27)'である。同式は発生する摩擦力 τ 、すなわち $(\frac{dE}{4} \times \frac{d^2u}{dl^2})$ が l の振動関数であることを示している。

つまり、アンカー最深部では $u=0$ で、浅部に上っていくに従って u は増大し、 τ も増大する。しかし、 u がさらに大きくなると、 u の2次の項が働いて τ が減少する。 u がある点まで減少すると、 τ は再び増大するようになる。

このように局所の τ は変動するが、その一方で平均せん断耐力 $\bar{\tau}_f$ は一定となり、そこでは D 、 L のいずれの寸法効果も消えてしまうことがあることを示そう。式(28)の場合について考える。

$$\begin{aligned} \tau_f &= \sigma u(s_0 + su)(\mu_0 - fu) \\ &= \sigma u[s_0\mu_0 + (\mu_0s - s_0f)u - fsu^2] \\ \therefore \bar{\tau}_f &= \sigma u \left\{ s_0\mu_0 + \frac{1}{L} \int_0^L [(\mu_0s - s_0f)u - fsu^2] dl \right\} \quad (29) \end{aligned}$$

上式右辺の積分項は、 $(\mu_0s - s_0f) > 0$ とすればその被積分項はその正負にかかわらず極めて小さいものとなる。積分は $L=0$ で、当然0となる。したがって、次のような近似が可能となる場合があり得る。

$$\int_0^L [(\mu_0s - s_0f)u - fsu^2] dl \doteq \mu_0s' L$$

$$\text{すなわち、} \bar{\tau}_f \doteq \sigma u \mu_0(s_0 + s') \quad \dots\dots(30)$$

式(30)の各項はいずれも常数であり、 D 、 L のいずれの寸法効果も消えてしまう。これは、式(27)における su と $-fu$ との打ち消し合いによるものであろう。

§ 5. 樹脂アンカーの有効埋込み深さを決定する β の性質

基本耐力式(4)において、 β が0でないとすれば、それはコンクリートの表面から深さ βD までのところの耐力が、何らかの原因でアンカーの荷重がその引抜き耐力に達する以前に失われてしまうことを示す。この原因としては、深さ βD のところを頂点として生じるコンクリートのコーン状の亀裂破壊によるものが考えられる。このコーン破壊は、どうして深さ βD のところを頂点として発生するのであろうか。また、どのようにして進展するのであろうか。以下に、この第一の問題に対する一つの解答を展開してみる(第二の問題はここでは触れない)。

脆性破壊の原理²⁾に沿って考えを進める。亀裂の発生またはその進展は、その亀裂を形成するエネルギー(広義の表面エネルギー)の供給を必要とする。一方、物体に亀裂が入れば弾性エネルギーは減少する。このとき、放出弾性エネルギーが亀裂形成エネルギーを上回ると、亀裂の形成が可能になる。これは熱力学の第1、2法則から導かれるもので、必要条件であって十分条件ではない。亀裂が実際に発生しうするためには、その局所に亀裂を発生させるメカニズムが、存在していなくてはならない。例えば、多くの場合それは十分な応力集中である。樹脂アンカーの場合には別なメカニズムを考える必要がある。

樹脂アンカーの荷重が増大して、下孔側壁近傍のコンクリートにかかるせん断応力がせん断降伏応力に近づくにつれ、その分布は図-6に示したようにアンカーの深さ方向にもほぼ一樣になる。アンカー近傍のコンクリートはアンカーボルトに拘束されているので、そこに働く引張り応力は小さく、一方せん断応力は大きい。このせん断応力がほとんどその荷重を伝達する。アンカー近傍の弾性エネルギーはほとんどせん断応力によるもので、次のようなものである。

$$\text{弾性エネルギー密度} = \frac{\tau_e^2 D^2}{8 G_c r^2} \quad \dots\dots(31)$$

ここに、 G_c : コンクリートのせん断剛性率
 τ_e : 下孔側壁面上のせん断応力
 r : アンカー中心からの距離

アンカーボルトについては、その弾性率がコンクリートのその約10倍大きく、エネルギー密度は逆に1/10程度であるからこれを無視する。ところで、図-7に示すように深さ l_e のところ亀裂が発生したとき、コンクリート躯体中でそのComplianceが増大するのは、亀裂発生点から表面までの l_e の厚さの部分である。それよりの深部の変化は少ない。

ところで、厚さ l_e の部分は弾性率の高いアンカーボ

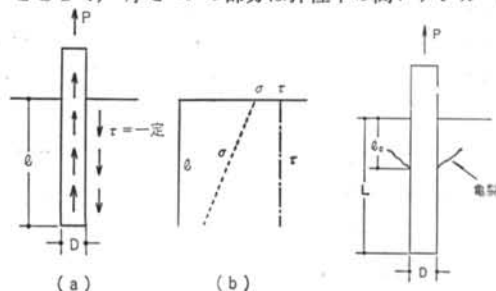


図-6 樹脂アンカーのせん断力の分布(概念図)

図-7 樹脂アンカーにおける亀裂の発生(概念図)

ルトに拘束されているので、一体として挙動する。したがって、式(3)のエネルギー密度も厚さ l_c の部分を一体として扱うことができる。すなわち、

$$\text{一体化された弾性エネルギー密度} = \frac{\tau_0^2 l_c D^2}{8G_c r^2} \quad \dots(32)$$

l_c 点に亀裂が発生するには式(32)で示すエネルギーの一部が解放されて、それが亀裂形成エネルギーを上回ることが必要である。

ここで、応力が不均一に分布する弾性体を想定する。一般的にいて、この弾性体中において亀裂が最も発生しやすいのは応力が最も高い個所においてである。そこは弾性エネルギー密度の最も高いところでもあり、亀裂の発生によりそのエネルギーの一部が放出されることになる。そのとき放出される弾性エネルギーの大きさは周囲の状態にも依存する。すなわち、周囲との差に依存する。その差分エネルギーは、弾性エネルギー密度関数の勾配の符号を逆にしたもので表わし得る。つまり、解放エネルギーは弾性エネルギー密度関数の1次微分係数の関数として表わし得るものと考えられる。すなわち、

$$\dot{\epsilon} = f\left(-\frac{\partial \epsilon}{\partial r}\right) \quad \dots(33)$$

ここに、 $\dot{\epsilon}$: エネルギー解放率

ϵ : 弾性エネルギー密度関数

$\frac{\partial \epsilon}{\partial r} = 0$ のとき $\dot{\epsilon} = 0$ と考えることができるから、式(33)は次のように展開できる。

$$\dot{\epsilon} \approx -f' \left(\frac{\partial \epsilon}{\partial r}\right) + \frac{f''}{2} \left(\frac{\partial \epsilon}{\partial r}\right)^2 - \frac{f'''}{6} \left(\frac{\partial \epsilon}{\partial r}\right)^3 + \dots \quad (34)$$

ϵ は $\tau^2/2G$, $\sigma^2/2E$ またはその和の形をとる。G, E はコンクリートの場合で 10^3 kg/cm^2 に近い値をもっている。したがって、式(34)の2次以降の項を無視する。いま、 $A = \lambda$ と置けば式(34)は次のように簡単になる。

$$\dot{\epsilon} = -\lambda \frac{\partial \epsilon}{\partial r} \quad \dots(35)$$

ここに、 λ : 長さの次元をもつ定数

式(35)の ϵ に式(32)を代入し $r = D/2$ とすれば、 l_c の点におけるエネルギー解放率が得られる。また、亀裂形成エネルギーを $\dot{\epsilon}_c$ (通常臨界エネルギー解放率と呼ばれる) とすれば次式が成立する。

$$l_c > \frac{G_c \dot{\epsilon}_c}{2 \lambda \tau_0^2} \times D \quad \dots(36)$$

式(36)は亀裂発生点の範囲を与えるものであるが、 τ_0 が荷重とともに変化するので、その範囲も確定したものとして与えられていない。

さて、荷重を徐々に増大させて行くと τ_0 はやがてコンクリートのせん断強度 τ_y に達し、下孔側壁面近傍でコンクリートのせん断により滑りが生じる。このとき、

Dilatation によって大きい摩擦力が発生することは既に述べた。また、この動的過程を見ると、図-8に示すように非常に大きい摩擦力がパルス状に瞬間的に現われる。荷重による変化は、まず下孔の入口部に現われ深部に進む。そして、式(36)で許された最浅部で熱力学的必要条件とこの衝撃波とが重なり、亀裂を発生させるものと考えられる。

衝撃波はせん断力であるから、これはアンカー軸に対して 45° の面で最大の引張り力を生じさせる。したがって、亀裂の方向はアンカー近傍ではアンカー軸に対して 45° の方向に向うことになる。このとき、式(36)において $\tau_0 = \tau_y$ で l_c は最小値をとるのであるから、 l_c は次式により確定されることになる。すなわち、 β が0でない常数值をとることが知られる。

$$l_c \approx \frac{G_c \dot{\epsilon}_c}{2 \lambda \tau_y^2} \times D \quad \dots(37)$$

$$\therefore \beta \approx \frac{G_c \dot{\epsilon}_c}{2 \lambda \tau_y^2} \quad \dots(38)$$

荷重がさらに増大し、引抜き耐力に達し、摩擦耐力を超えることになると最終的な滑りが生じる。このとき、上記と同様の機構が働きより深いところに第2、第3の亀裂を発生させる。したがって、実際に観察されるコーン体には図-9に示すように一重のもの、二重のもの、三重のものが現われる。なお、最終引抜き時には τ は Dilatancy 効果によって τ_y の数倍の値になっているが、 G_c , $\dot{\epsilon}_c$ の値もそれにつれて大きくなっているため、 β

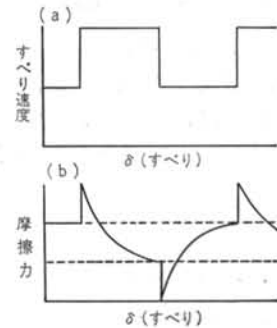
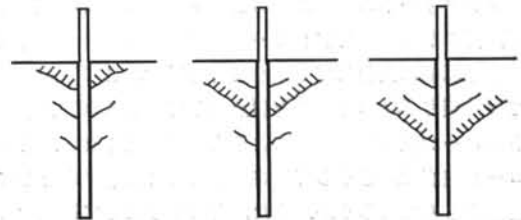
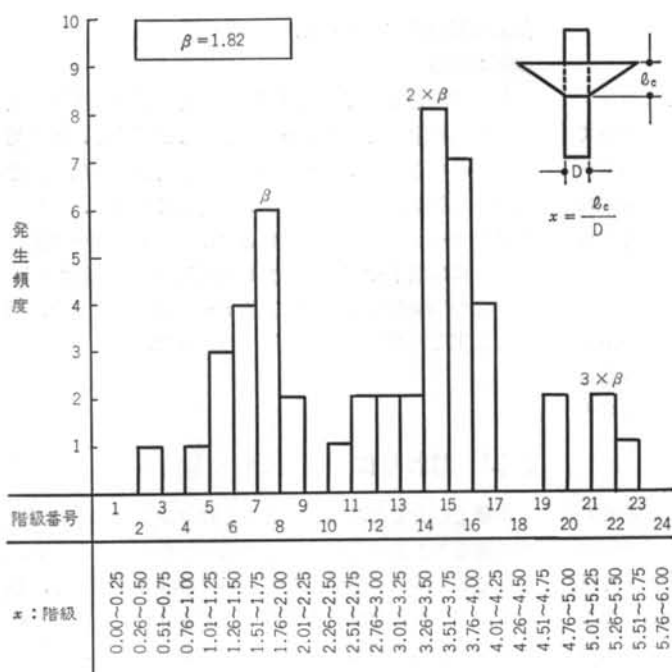


図-8 Dilatation による摩擦力の発生の動的過程 (概念図)¹⁾



(a) 一重のコーン体 (b) 二重のコーン体 (c) 三重のコーン体
図-9 実際に観察されるコーン体



図一10 実測したコーン体の高さの分布

の値は大きく変化せず第2, 第3の亀裂発生点は l_c のほぼ整数倍のところである。図一10は、実際に観測されたコーン体の高さ (L/D) の分布を示すヒストグラムである。ピークが明確に一定の間隔を置いて現われている。

§ 6. 現実の樹脂アンカーと仮説樹脂アンカーの適合性

以上の理論仮説の現実の実験データ⁹⁾¹⁰⁾への適用を試みた幾つかの主な結果を示す。コンクリートの圧縮弾性率を $E_c = (150 + 0.570 \times \sigma_c) \times 10^3 \text{ kg/cm}^2$ (σ_c : コンクリートの圧縮強度), 拘束条件下の終局圧縮ひずみ $= 0.96 \sim 1.2 \times 10^{-3}$, さらに異形棒鋼の場合の Asperity 効果における有効面積率 $= 0.54$ と置くと、理論と現実との間に高い適合度が成立する。上記の値は、それぞれ何れも現実的に極めて妥当なものである。

また、コーン破壊の発生仕方とも仮説とよく一致している。例えば、抜け出したコーン体の高さの分布は複数のモード(ピーク)をもち、それが下孔直径の1.82倍, 2×1.82 倍, 3×1.82 倍となっている。また、予想どおりコーン体の高さと同終局耐力との間に相関はない。終局耐力に影響を与えるのは、第1コーン体の高さ $1.82 \times D$ のみである。通常の樹脂アンカーの引抜き耐力は次式で

与えられる。

$$P_m = \bar{\tau}_f \pi D L' = \tau_f \pi D (L - 1.82 \times D) \quad (\text{kg})$$

ここに、 $\bar{\tau}_f$: 平均摩擦応力 (kg/cm^2)

D : 下孔直径 (cm)

L' : $L - 1.82 \times D$ (有効埋込み深さ, cm)

L : 下孔深さ (cm)

τ_f はアンカー棒鋼の形状、下孔寸法、樹脂の種類等によって影響を受けるが、通常よく利用されている樹脂アンカーの場合には次のような値をとる。

・エポキシ樹脂と異形棒鋼とを用いた場合

$$\bar{\tau}_f \approx E_c \times 0.535 \times 10^{-3} \quad \dots\dots(39)$$

ただし、(1) $D > 2.5 \text{ cm}$ (与えられたデータの範囲)

(2) 実測値と計算値との比の変動係数は3%であった

・ポリエステル樹脂カプセルと全ネジボルトを用いた場合

$$\begin{aligned} \bar{\tau}_f \approx E_c (9.2608 - 1.918 \times D + 0.228 \\ \times D^2 - 0.06918 \times L' + 0.0300 \\ \times D \times L' - 4.9893 \times 10^{-3} \times D^2 \\ \times L') \times 10^{-4} \quad \dots\dots(40) \end{aligned}$$

ただし、(1) $D > 1.8 \text{ cm}$ ($D < 1.6 \text{ cm}$ ではアンカーは別な挙動を示す)

(2) コンクリート強度 σ_c が 200 kg/cm^2 を相当地回っているときには、 $L \geq 8D$

(3) 実測値と計算値との比の変動係数は約8%であった

すなわち、ポリエステル樹脂カプセルと全ネジボルトを用いた場合は摩擦力が Dilatation による圧縮力による場合であり、エポキシ樹脂と異形棒鋼とを用いた場合はそれに Asperity 効果による圧縮力が加わり、しかもそれはコンクリートが局部的に非圧縮化点に達している場合である。

$D < 1.6 \text{ cm}$ ではコンクリートが全面的に非圧縮化点に達しており、その摩擦係数の滑り軟化係数は大きくなっており、上記と全く別な挙動を示す。これも予想されたことであり、本稿で述べた仮説の体系(理論)の予測性の高さを示している。他の例を掲げれば、図一10は予測によるデータ分析の結果である。

筆者は、以前の研究¹¹⁾においてアンカー上におけるせん断応力の分布が波形状態があることを示したが、それは本稿 4.1.3 の分析結果とよく一致する。

§ 7. まとめ

樹脂アンカーの引抜き過程を、それが主としてコンクリートの機械的性質によって支配される領域内に限って考えてみた。樹脂アンカーの引抜き破壊は、浅部のコーン破壊（亀裂破壊）と深部の滑り破壊とが重なり合いながら進行する複合過程であり、大きく三つに分けて考えることができる。

(1)第1段階

下孔側壁面上の荷重応力度が増大し、コンクリートのせん断破壊が生じ、滑り面が形成されるまで、このせん断破壊が生じると同時に、下孔直径の約1.82倍の深さのところに浅部コーン破壊の核となる亀裂が発生する。

(2)第2段階

第1段階の終りに下孔側壁面に沿って形成されるせん断破壊面上で、微小な滑り変位が生じる。この滑り面は凹凸に満ちたものであるから、その滑り変位によって滑り面に垂直な方向に体積膨張(Dilatation)を生じ、そこに圧縮応力を発生させる。この圧縮応力の大きさの上限は、拘束条件下のコンクリートの非圧縮化点により決まる。この圧縮応力により摩擦力が生まれ、Dilatancy作用が働くことにより摩擦係数は滑り軟化する。Wedge効果により追加的な圧縮応力が生じ、摩擦力をより大きなものにする。しかし、この追加的な摩擦力は必ずしも滑り面に一様に現われず、不均一な分布になることが多く、ここに Asperity 効果ならびに有効面積または面積

効果の概念が導入される。

(3)第3段階

第2段階を通じて荷重が増大し、それがアンカーの最大耐力に達するとアンカーのずり抜けが始まる。力の均衡が破れ急激な滑りが生じると、摩擦力は瞬間的に大きく増大し第2、第3のコーン破壊を生じさせる。第2、第3のコーン破壊を伴わないときは樹脂アンカーの耐力は急激には低下せず、靱性的挙動を示しながら抜け出す。

以上の理論仮説を現実の実験データに適用すると、理論と現実との間に高い適合度が得られた。

§ 8. おわりに

本稿で紹介した理論はもともとはコンクリートに埋設する樹脂アンカーを対象として出発したものであるが、理論そのものは一般的概念を用いて構成されている。したがって、コンクリート埋設樹脂アンカーを超えてそれ以外の対象にも適用することが出来るであろう。また、その一部は鉄筋とコンクリートとの界面における挙動の説明にも応用することができるかもしれない。さらにまた、広く複合材料における破壊を考える際に参考にし得るかもしれない。

謝辞 文献検索、検証実験ならびにデータ整理に、当技術研究所新素材グループの池谷純一研究員の全面的な協力を得たことを記し、深く感謝いたします。

<参考文献>

- 1) “特集「アンカーボルトの設計・施工」” コンクリート工学 Vol.22, No.7 (1984年)
- 2) R.W. Cannon et al.: “Guide to the Design of Anchor Bolts and Other Steel Embedments” Concrete International (July, 1981) pp.28~41
- 3) 平岡登, 沢出稔: “樹脂アンカーの引抜き破壊過程の基礎的研究” (未発表)
- 4) S.P. Timoshenko et al.: “Theory of Elasticity (3rd ed.)” McGraw-Hill
- 5) A. Ruina: “Slip Instability and State Variable Friction Laws” J. of Geophy. Res., Vol.88, No. B12 (1983) pp. 10359~10370
- 6) S.J. Gibowcz: “A Review: in Physics of Fracturing and Seismic Energy Release (eds. J. Kozák, & L. Waniek)” Birkhauser (1987)
- 7) D. Broek: “Elementary Engineering Fracture Mechanics (4th ed.)” M. Nijhoff
- 8) 村松和仁他: “エポキシ樹脂アンカーの引張り強さに関する実験的研究” 第6回コンクリート工学年次講演会論文集 (1984年) pp.389~392
- 9) 松崎育弘他: “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 (1984年) pp.393~396
- 10) “樹脂カプセル型アンカーの性能試験” 建材試験センター試験成績書 No.34626 (1986年)
- 11) 沢出稔他: “エポキシ樹脂固定アンカー部の定着性能の研究” 日本建築学会大会学術講演梗概集 (昭和55年)