

せん断伝達の一手法を用いた“斜切梁受け”の設計

Design of Concrete Corbel for Diagonal Strut with Shear Transfer Mechanism in Concrete

江藤 俊行*
Toshiyuki Etō

市川 寛**
Hiroshi Ichikawa

要 約

コンクリート構造物におけるせん断伝達の一手法を用いて連続地中壁に設けられた斜切梁受けの設計を行なったことによって、従来の斜切梁と地中壁との接合に比べて非常に良い作業性、経済性を得ることができた。

目 次

- §1. はじめに
- §2. せん断抵抗応力及び支圧応力度の検討
- §3. 計算例
- §4. 適用にあたって
- §5. おわりに

§1. はじめに

近年香港では連続地中壁を仮設、本体兼用の壁として使用し、逆巻工法により深さ20~40m位まで掘削する工法が非常によく行われている。しかしながら連続地中壁の大きな曲げ剛性と深い掘削とが相まって、その内に設置される切梁に必然的に大きな軸力が生じるため、斜切梁と連続地中壁との接合が設計及び施工上重要な問題となっている。従来は連続地中壁に金物あるいは鉄筋を予め埋込んでおき、掘削後これらに取り付けたり腹起しを利用する方法が行なわれて来たが、これらの方法はその設置、撤去共に非常な手間を要し、特に逆巻き工法では材料の再使用を困難にしている。以下に紹介する手法は基本的に連続地中壁の表面をチップングする程度でコーベルとの間に生じる大きなせん断力をスムーズに連続地中壁へ伝達させ、切梁取り付けに関する施工上の隘路を無くそうとするものである。

ここで述べるせん断とは通常の長い梁の斜引張りによるせん断とは全く異なるもので、コンクリート部材内のひび割れ面、あるいは既設コンクリートと新たに打設されたコンクリートとの境界面及び、コーベルの様に限定された面をすべり面としてせん断力が伝達される場合をさす。

この様なせん断伝達強度の算定式はすでにいくつか提案され、一部は規格化されている中で今回はMattoch, Hawkinsの方法を用いた(文献1, 2)。

具体的に用いたのは香港地下鉄工事の401, 402工区である。当初は仮設工事だけに使用していたが、企業先のエンジニアにより永久構造物としても使用されるようになった。ここでは、もう一つの問題となった切梁とコーベル間の支圧応力度の検討を含めて紹介する。

なお、当工事の概要は既に「トンネルと地下」1985年1月号他に紹介されているので、本報文には紹介しないが、この工法と関連して行ったフラットジャッキによる切梁プレロードの設計と施工についての論文が技報第9号に掲載されているので、合わせて読んで頂ければ幸いである。

§2. せん断抵抗応力及び支圧応力度の検討

コンクリートコーベルの検討手順をFig.1に示す。

2-1 せん断抵抗応力の検討

以下の式は、文献(1)のFig.2に示された供試体を用いて試験された結果(Fig.3)から導き出された実験式及び条件をS I単位系に変換したものである。

$$V_u = 1.38 + 0.8 (P_{fy} + \sigma_{nx}) \quad V_u \leq 0.3 f_c'$$

*香港(支)設計課
**香港(支)設計課長

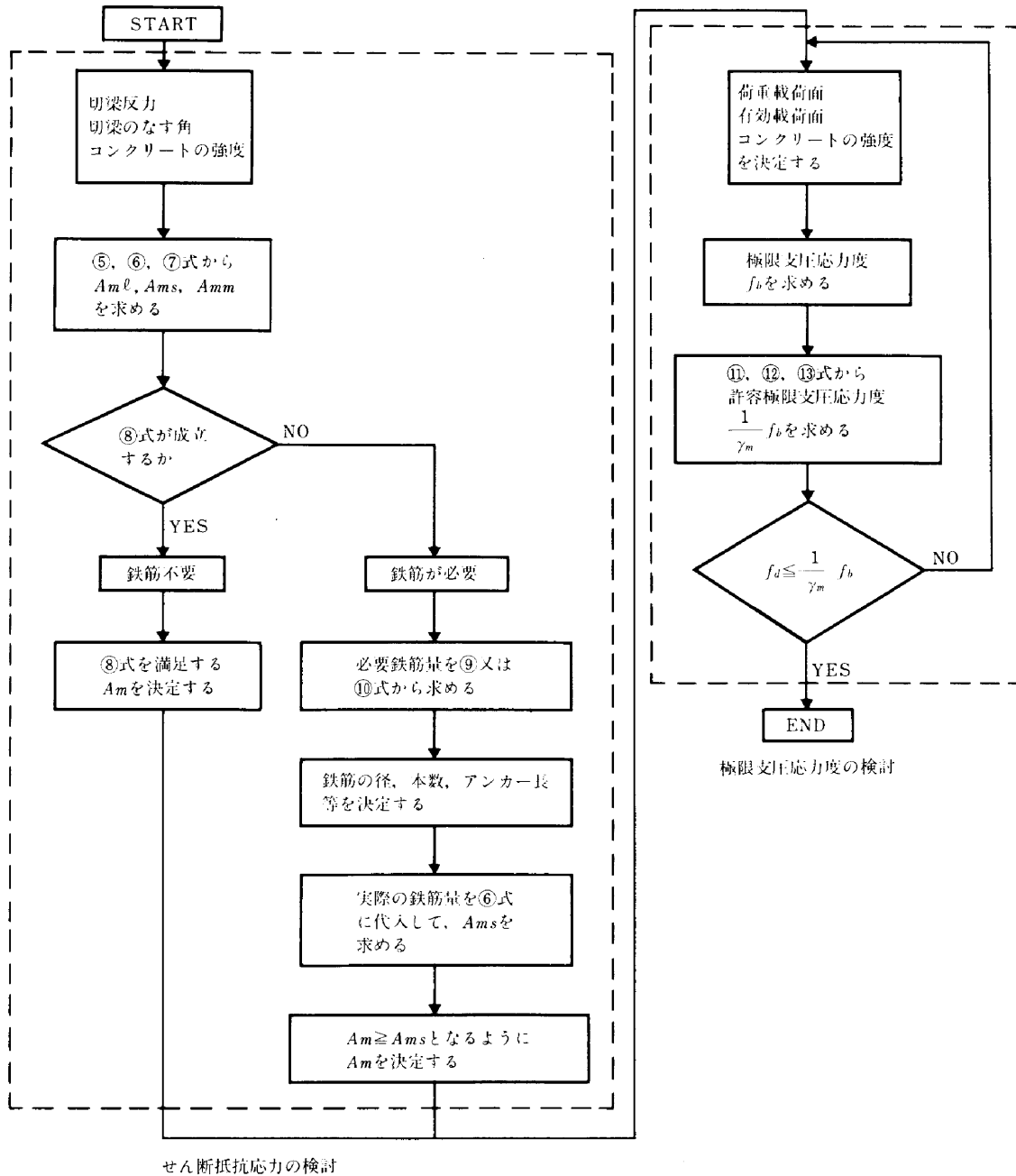


Fig.1 せん断及び支圧の検討手順

$$P f_y + \sigma_{nx} \geq 1.38$$

ここに

V_u : 極限せん断抵抗応力度 (N/mm²)

P : 鉄筋比

f_y : 鉄筋の降伏点強度 (N/mm²)

σ_{nx} : せん断面に作用する圧縮応力度 (N/mm²)

f'_c : コンクリート (円柱供試体) の圧縮強度 (N/mm²)

今, せん断面の面積を A_m (mm²) とすると基本式は以下のように書き改めることができる。

$$V_u = 1.38 A_m + 0.8 (A_s \cdot f_y + W) \quad \text{①}$$

$$V_u \leq 0.3 f'_c \cdot A_m \quad \text{②}$$

$$A_s \cdot f_y + W \geq 1.38 A_m \quad \text{③}$$

ここに

V_u : 極限せん断抵抗力 (N)

A_s : 鉄筋の断面積 (mm²)

W : せん断面に作用する圧縮力 (N)

斜切梁に生じるせん断力 V は通常の値なので, Table 1 に示された基重係数を考慮して極限值である V_u と比較する。切梁反力は静的な荷重が支配的なので荷重係数として 1.4 を用いると以下の様になる。

$$V \times 1.4 \leq V_u \quad \text{④}$$

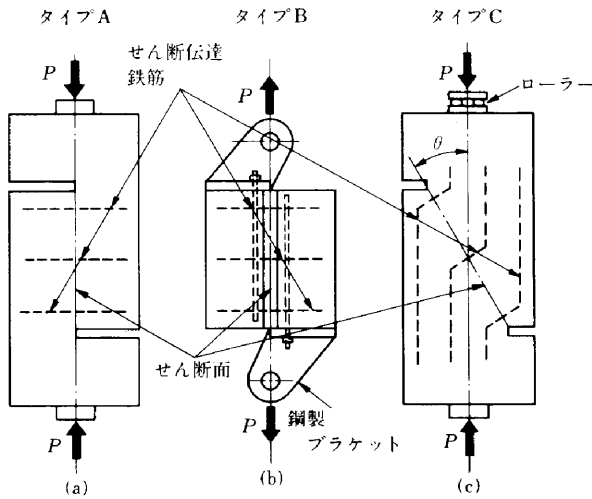


Fig.2 文献(1)で使用された供試体

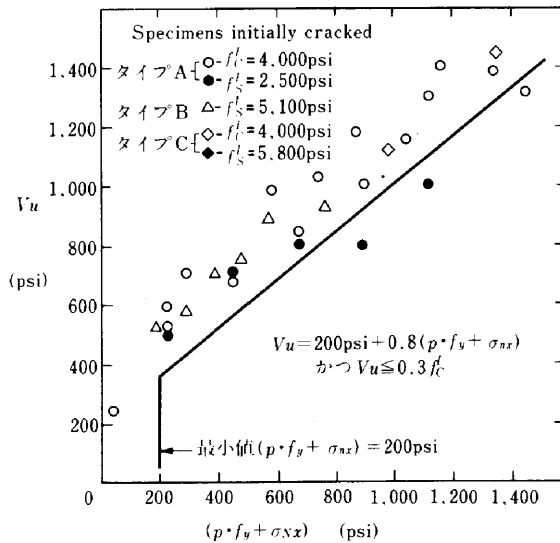


Fig.3 文献(1)で行われた試験結果

Table 1 荷重の組合せによる荷重係数

荷重組合せ	死荷重	活荷重	風荷重
死+活	1.4	1.6	—
死+風	0.9	—	1.4
死+活+風	1.2	1.2	1.2

②、④式から最小せん断面積の制限値 $A_{m\ell}$ (mm²) が求まる。

$$V \times 1.4 \leq 0.3f_c' \cdot A_m$$

$$A_{m\ell} \geq \frac{V \times 1.4}{0.3f_c'} \dots\dots\dots ⑤$$

①、④式から必要最小せん断面積 A_{ms} (mm²) が求ま

る。

$$V \times 1.4 \leq 1.38 A_m + 0.8(A_s \cdot f_y + W)$$

$$A_{ms} \geq \frac{V \times 1.4 - 0.8(A_s \cdot f_y + W)}{1.38} \dots\dots\dots ⑥$$

③式から最大せん断面積 A_{mm} (mm²) が求まる。

$$A_{mm} \leq \frac{A_s \cdot f_y + W}{1.38} \dots\dots\dots ⑦$$

$A_s \cdot f_y = 0$ とした時⑤、⑥、⑦式の結果が

$$A_{ms} \leq A_m \leq A_{mm} \text{ かつ } A_{m\ell} \leq A_m \dots\dots\dots ⑧$$

を満足すれば鉄筋は必要ないが、満足しない場合でも鉄筋を極力少なくする場合には⑥≦⑦から $A_s \cdot f_y$ は

$$\frac{V \times 1.4 - 0.8(A_s \cdot f_y + W)}{1.38} \leq \frac{A_s \cdot f_y + W}{1.38}$$

$$A_s \cdot f_y \geq \frac{V \times 1.4}{1.8} - W \dots\dots\dots ⑨$$

となる。また、せん断面積を極力小さくする場合の鉄筋は⑤式で求めた $A_{m\ell}$ を A_{ms} として⑥式に代入して求める。

$$A_{m\ell} \geq \frac{V \times 1.4 - 0.8(A_s \cdot f_y + W)}{1.38}$$

$$A_s \cdot f_y \geq \frac{V \times 1.4 - 1.38 A_{m\ell} - W}{0.8} \dots\dots\dots ⑩$$

せん断面積は⑨又は⑩式の結果によって定めた実際の $A_s \cdot f_y$ を⑥式に代入して A_{ms} を求め $A_{mm} \geq A_m \geq A_{m\ell}$ となるように A_m を定める。

いずれの場合も鉄筋の極限定着力が $A_s \cdot f_y$ を下回る場合は、 $A_s \cdot f_y$ を極限定着力に置替えて計算を行なう。

2-2 極限支圧応力度の検討

コンクリートコーベル内の鉄筋は、製作及び撤去の手間を省くために鉄筋を極力少なくしているの、切梁端

部での支圧応力度の検討は無筋コンクリートとして文献(3)に従って行った。

極限支圧応力度は、荷重載荷面と有効載荷面との関係によって以下の3ケースに分類される。

1. 荷重載荷面が有効載荷面内にある場合 (Fig. 4)

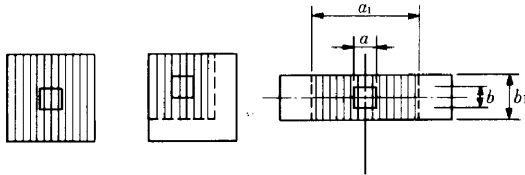


Fig.4 荷重載荷面が有効載荷面内にある場合

$$\frac{1}{\gamma_m} f_b = 0.533 f_c + 12 \sqrt{f_c} \times \tan \frac{R-1}{15} \dots\dots\dots \textcircled{11}$$

ここに

γ_m : コンクリートの材料に対する安全率で通常 $\gamma_m = 1.5$

$\frac{1}{\gamma_m} f_b$: 極限支圧応力度

f_c : コンクリート (立方供試体) の圧縮強度 (N/mm²) $f_c = 1.25 f_c'$

R : 有効載荷面の荷重載荷面に対する面積比
 $R = \frac{a_1 \times b_1}{a \times b}$

$a \times b$: 荷重載荷面の長さ & 幅 (mm)

$a_1 \times b_1$: 有効載荷面の長さ & 幅 (mm)

但し $a_1 \geq 4.0 (b_1 - b) + a$ かつ $a_1 \leq L/2$ となるように a_1 を定める。

L : 有効載荷面を含む載荷面全体の長さ (mm)

2. 荷重載荷面の幅が有効載荷面の幅を上回る場合 (Fig. 5)

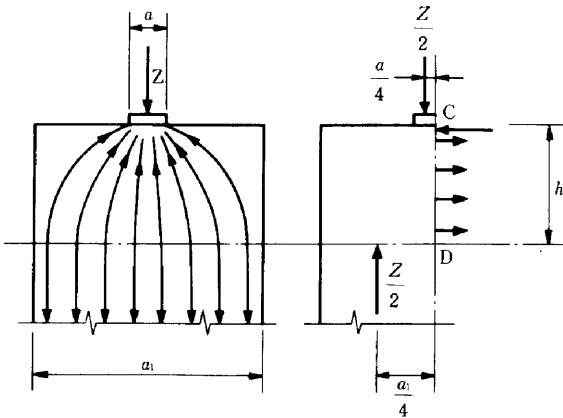


Fig.5 荷重載荷幅が有効載荷幅を上回る場合

$b > b_1, a < a_1$

$$\frac{1}{\gamma_m} f_b = 0.533 f_c (1 + \tan \alpha) \dots\dots\dots \textcircled{12}$$

$\tan \alpha \approx 1 - a/a_1$

3. 荷重載荷面が荷重面の端にある場合 (Fig. 6)

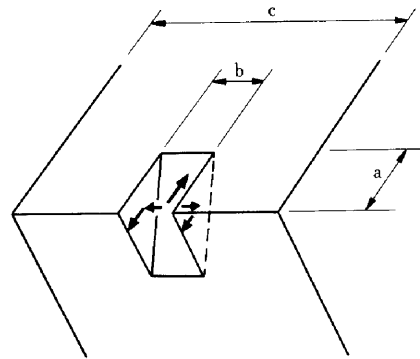


Fig.6 荷重載荷面が載荷面の端にある場合

$$\frac{1}{\gamma_m} f_b = 0.533 f_c \left(1 + \frac{C}{2b}\right) \dots\dots\dots \textcircled{13}$$

せん断鉄筋は、§2で述べたように連続地中壁と斜切梁とがなす角度や、せん断面積の取り方によっては必要ではないが、ここではせん断鉄筋が必要な場合について行う。

3-1 設計条件

コンクリートの設計上の圧縮強度が $f_c = 25 \text{ N/mm}^2$ である連続地中壁に軸力 $F = 4000 \text{ kN}$ の切梁を連続地中壁に対して $\theta = 35^\circ$ で設置する場合のコンクリートコーベルを検討する。

$f_c' = 0.8 f_c = 20 \text{ (N/mm}^2)$

$V = F \cos \theta = 3277 \text{ (kN)}$

$W = F \sin \theta = 2294 \text{ (kN)}$

3-2 せん断抵抗応力の検討

$A_s \cdot f_y = 0$ として⑤, ⑥, ⑦式から A_{me} , A_{ms} , A_{mm} を求める。

$$A_{me} \geq \frac{V \times 10^3 \times 1.4}{0.3 f_c'} = 765000 \text{ (mm}^2)$$

$$A_{ms} \geq \frac{V \times 10^3 \times 1.4 - 0.8 W \times 10^3}{1.38} = 1995000 \text{ (mm}^2)$$

$$A_{mm} \leq \frac{W \times 10^3}{1.38} = 1662000 \text{ (mm}^2\text{)}$$

これは $A_{ms} < A_{mm}$ となり⑧式が成り立たないので鉄筋を必要とするが、鉄筋を極力少なくするには⑨式から最小必要鉄筋量を求める。

$$A_s \cdot f_y \geq \frac{V \times 10^3 \times 1.4}{1.8} - W \times 10^3 = 255000 \text{ (N)}$$

今、降伏応力度 $f_y = 425 \text{ N/mm}^2$ の異形鉄筋 Y32 を用いると、1本当りの降伏応力は $804.2 \times 425 = 342000 \text{ (N)}$ となる。一方連続地中壁への定着長を施工上 400mm とすると、1本当りの極限定着力は *186000N となり降伏応力より小さい。よって、使用本数を $n = 255000 / 186000 = 1.4$ から 2 本とすれば、全体の極限定着力は $186000 \times 2 = 372000 \text{ (N)}$ となる。

この時の必要最小せん断面積 A_{ms} は、 $A_s \cdot f_y = 372000 \text{ N}$ として⑥式から求まる。

$$A_{ms} \geq \frac{V \times 10^3 \times 1.4 - 0.8(A_s \cdot f_y + W \times 10^3)}{1.38} = 1780000 \text{ (mm}^2\text{)}$$

この結果からせん断面の寸法を余掘り深さや隣接切梁との離れを考慮して、厚さ 1000mm × 長さ 1800mm とすれば、コンクリートコーベルの形状は Fig.7 のようになる。

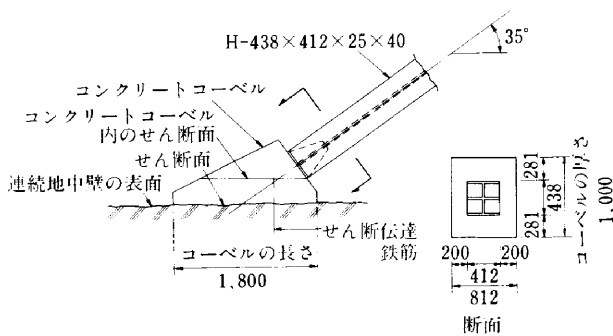


Fig.7 コンクリートコーベル

*今回の場合鉄筋が密な連続地中壁内に定着するので、複数本ある場合でも相互影響は無いものとし、純粋にアンカー本体とグラウト材及びグラウト材と連続地中壁本体間の付着力の内、小さい方の算術和とした。

また、コンクリートコーベル自体を極力小さくする場合は、せん断面の寸法を施工および設計条件から $A_m \geq A_{me}$ となるように定める。今、 $A_{me} = 765000 \text{ mm}^2$ なの

で $A_m = 800 \times 1500 = 1200000 \text{ (mm}^2\text{)}$ とすれば、⑩式から必要最小鉄筋量 $A_s \cdot f_y$ が求まる。

$$A_s \cdot f_y \geq \frac{V \times 10^3 \times 1.4 - 1.38 A_m - W \times 10^3}{0.8} = 1370000 \text{ (N)}$$

鉄筋および定着長を前述と同様とすれば必要本数は、 $n = 1370000 / 186000 = 7.4$ から 8 本となる。

Fig.7 に示してあるコンクリートコーベル内のせん断についても以上の検討を要するがここでは省略する。

3-3 極限支圧応力度の検討

荷重載荷面が有効載荷面内にあるので⑪式を用いて Fig.7 について検討する。

$$R \geq \frac{812 \times 1000}{412 \times 438} = 4.5$$

コンクリートコーベルの圧縮強度を $f_c = 30 \text{ N/mm}^2$ とすれば、コンクリートコーベルの極限支圧応力度の許容値は、

$$\frac{1}{\gamma_m} f_b = 0.533 \times 30 + 12 \times \sqrt{30} \times \tanh\left(\frac{4.5 - 1}{15}\right) = 31.05 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

となる。また、実際の支圧応力度は

$$f_{ab} = \frac{4000 \times 10^3 \times 1.4}{412 \times 438} = 31.0 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

となり許容値を満足していることになる。

§4. 適用に当って

実際にコーベル等を考える場合、多少なりとも偏芯を伴うのが普通であるが、文献に見られるのはいずれも純粋なせん断力についてだけであり、偏芯については明確でない。しかし原式からせん断面が、全圧縮であるかあるいは圧縮部分だけをせん断面と考えてよいとすれば、せん断面でのコンクリートの最大及び最小圧縮応力度 $\sigma_c = (P f_y + \sigma_{nz})$ が原式から得られ、以下の式を満足すれば、この手法が適要可能と考えられる。

$$\sigma_c (\text{max}) \leq (0.3 f_c - 1.38) / 0.8 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

$$\sigma_c (\text{min}) \geq 1.38 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

今回はここまでの照査は行わなかった。

せん断抵抗力をせん断伝達鉄筋に期待すると、場合によってはかなりの変位とそれに伴うせん断ひび割れが生

じる。これに対して、変位を許さず小さなせん断面でより大きなせん断抵抗力を得るため、Fig.8のようにプレストレスを与える方法が考えられる。しかしこれについては、有効プレストレス力を算定するのにクリープや乾燥収縮等をどのように反映させるかについて決め手がなく実現しなかった (Fig.8)。

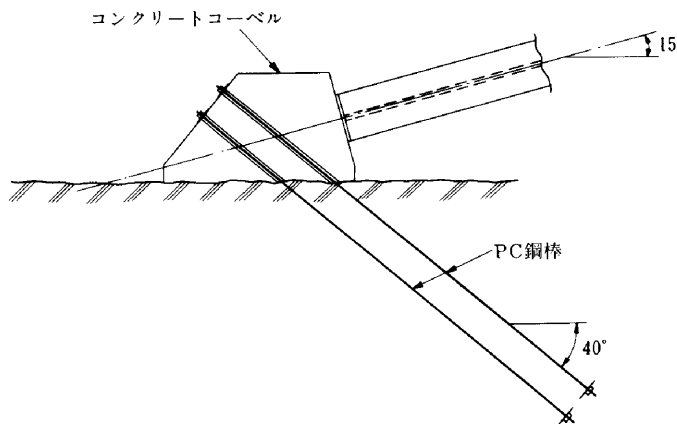


Fig.8 プレストレスを考慮したコーベル案



Photo 1 連続地中壁に埋込まれたせん断伝達鉄筋

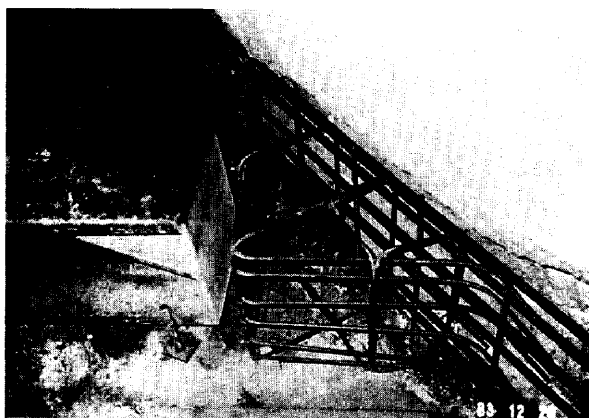


Photo 2 コーベルの鉄筋

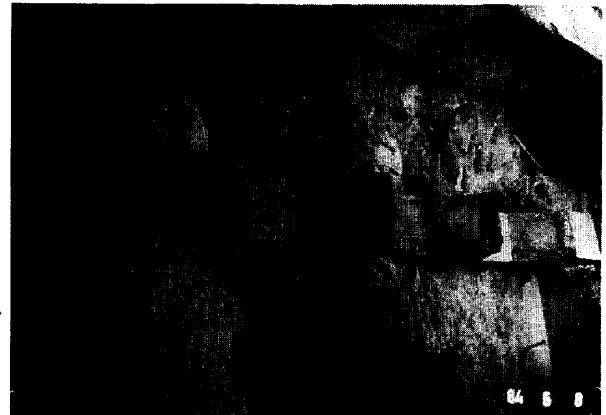


Photo 3 切梁撤去後のコーベル

施工面では、せん断力の伝達を確実にするため、コーベルを取り付ける部分の連続地中壁表面の劣化したコンクリートは全ては取り取った。また、各々のコーベルは、複数本ある切梁が同時に一様に働かないかもしれないという理由で、企業先の要請によってPhoto 2, 3に見られるように厚さ150mmの鉄筋コンクリートで連結した。

切梁撤去時にせん断伝達鉄筋が無い部分のコーベルが落下するのではないかと危惧されたが、不陸の多い連続地中壁面とコンクリートコーベルとの付着力はかなり強く、コーベル同士が連結されていたことも相まって全く必配なかった。コーベルの撤去は、小型のバックホーに取り付けたブレードによって行った。(Photo 4参照)。



Photo 4 小型ブレードカーによるコーベルの撤去

§5. おわりに

ここで述べた方法により設計施工されたコンクリートコーベルは、施工上、予想どおりの成果をあげた。

しかし、使用した基本式は、最も基本的な摩擦の考え方であり、Mattoch, Hawkinsらが行った実験にしても、何ら特殊な方法ではない。

しかしながら、このような基礎実験による明確な実証無しでは、通常の5倍を越えるせん断力に対しても、部材と構造が安全であるという事を自分を含め、第三者共に自信をもって、納得できなかったのではないかと思われる。

今回の計画検討に当り、前述の (Fig.8) プレストレスを導入した案、即ちMattock, Hawkinsの手法を発展させたものについての実証実験を行う事ができたら、せん断伝達メカニズムの一端でも、より明らかにする事ができたであろうと思われる。

残念ながら、実際の施工々程との関連もあり、この実験を行う事ができなかったが、実験そのものは比較的簡単にできると考えられるので、我社の技術研究所で追跡して頂き、新しいせん断伝達の手法を発展させて頂ければ幸いと思うものである。同時に、これを機に、今後、この手法を使用するに当っては、更に有効な利用法や応用方法を検討したいと考えている。

末筆ながら、今回の検討に当り御協力、御指導頂いた関係各位に御礼申し上げますと共に、本報文が今後の類似工事遂行の経済化、効率化に役立てば幸いである。

参考文献

- 1) Alan H.Mattock, Neil M.Hawkins 「SHEAR TRANSFER IN REINFORCED CONCRETE RECENT RESEARCH」 PCI Journal/March-April 1972
- 2) 青柳 征夫「せん断伝達機構とその設計上の取扱い」コンクリート工学 12月1982