

論文 RC 造円形断面部材のせん断力伝達機構に関する研究

桑野 淳*1・日比野 陽*2・篠原 保二*3・林 静雄*4

要旨: RC 造における円形断面部材の合理的なせん断強度評価方法の構築を目的とし、せん断補強筋のない部材と超高強度コンクリートを使用した部材の実験と有限要素解析を行った。本研究結果から、円形断面部材内部に形成される応力伝達機構を推定し、概ね理論的なせん断強度評価式を得た。また、等価正方形置換を行い矩形断面部材の実験式により強度評価を行った場合と比較して、本研究における評価方法は既往の実験値と良く整合することを示した。

キーワード: 円形断面, 応力伝達マクロモデル, せん断強度, トラス機構, アーチ機構, 有限要素解析

1. はじめに

RC 造円形断面部材は構造物に多く用いられているが、部材の終局せん断強度を直接算定するための設計式は現行の基準または指針に記載されていない。通常、円形断面部材のせん断終局強度は、等価な断面積をもつ正方形断面部材に置換し、既存の矩形断面部材のせん断終局強度式を適用することにより算定されている。実際には円形と矩形で内部の応力状態が異なるため、合理的な評価法とは言えず、実験値との整合も矩形の場合より劣る。

円形断面部材のせん断強度を理論的に評価する実用的な方法として、孫ら¹⁾により提案されたせん断強度式などが挙げられるが、適用できる部材の断面径に制限があることや、アーチ機構によるせん断抵抗を十分に考慮できていないと考えられ、せん断補強量の少ない部材で強度を過小評価するなどの問題が挙げられる。

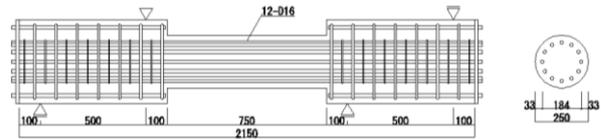
本研究では、実用的かつ幅広く適用可能な応力伝達マクロモデルと合理的なせん断強度式の構築を意図し、実験および有限要素解析によりせん断力作用時の円形断面部材内部の応力状態を検討したものである。せん断強度式は、日本建築学会の靱性保証型耐震設計指針(以下、靱性指針)に示されているトラス・アーチ理論に基づいた式を提案した。本研究における評価方法は既往の実験値と良く整合し、矩形断面部材の強度評価と同程度の精度を有することがわかった。

2. 実験概要

2.1 試験体

表-1 に実験結果と兼ねる形で試験体一覧を、図-1 に試験体図を示す。SERIES1 の試験体はアーチ機構の応力伝達機構を検討するため、せん断補強筋を配筋していない。ただし、実際のアーチ機構は主筋の付着力にも依存し形成されると考えられるため、主筋は異形鉄筋を使用した。SERIES2 の試験体はトラス機構の応力伝達機構を検討するため、せん断補強筋を配筋した。せん断補強筋は、普通強度の異形鉄筋を使用した。配筋は、トラス角度などを検討しやすくするため、スパイラル筋ではなくフープ筋とした。どちらの SERIES も主筋は熱処理を施した高強度鉄筋を使用した。

SERIES1 (No. 1~3)



SERIES2 (No. 4~6)

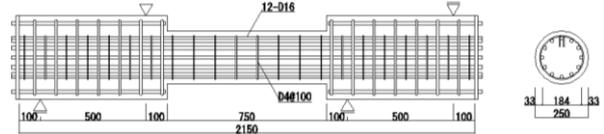


図-1 試験体図

表-1 試験体および実験結果一覧

SERIES	No.	形状			コンクリート		主筋			せん断補強筋			軸力比 n	実験結果		
		D (mm)	L (mm)	L/2D	σ_B (N/mm ²)	σ_T (N/mm ²)	種類	p_g (%)	σ_y (N/mm ²)	種類	p_w (%)	σ_{wy} (N/mm ²)		exp V_u (kN)	exp R (rad)	最終 破壊形式
1	1	250	750	1.5	23.4	1.88	12-D16	4.86	1050	D4@100	0.00	377	0.0	65.5	2.4/1000	S
	2				59.9	3.93								110.6	5.4/1000	S
	3				77.2	3.35								108.9	3.7/1000	S
2	4	250	750	1.5	77.2	3.35	12-D16	4.86	1050	D4@100	0.10	377	0.0	143.7	0.8/100	S
	D4@50									0.20	172.7			1.1/100	S	
	D6@75									0.30	357			205.6	1.5/100	SD

D: 断面径 L: 部材内法長さ L/2D: せん断スパン比 σ_B : コンクリート圧縮強度 σ_T : 割裂引張強度 p_g : 全主筋比 σ_y : 主筋降伏強度 p_w : せん断補強筋比 σ_{wy} : せん断補強筋降伏強度 n: 軸力比
exp V_u : 最大耐力実験値 exp R: 最大耐力時変形角実験値 S: せん断破壊 SD: せん断破壊後ダブ作用により靱性を保持

*1 東京鉄鋼(株) 修士(工) (正会員)

*2 東京工業大学 応用セラミックス研究所セキュアマテリアル研究センター助教 博士(工) (正会員)

*3 東京工業大学 建築物理研究センター准教授 工博 (正会員)

*4 東京工業大学 応用セラミックス研究所セキュアマテリアル研究センター教授 工博 (正会員)

2.2 載荷方法

図-2に載荷装置図を示す。載荷は大野式により1方向単調載荷でせん断力を作用させた。

3. 実験結果

3.1 最終破壊状況

図-3に実験終了後の試験体写真を示す。SERIES1はすべてせん断破壊となった。No.1の試験体は部材の上端と下端を結ぶ対角ひび割れが発生したが、No.2とNo.3の試験体では、部材を横切る形で端部と反極点位置を斜めに結ぶひび割れが発生した。SERIES2においても、部材を斜めに横切るせん断ひび割れが生じたが、SERIES1と比較して角度は急になった。また、特に大きな変形角を生じたNo.6の試験体では、他のすべての試験体と比較してひび割れ幅が大きく、発生数も多くなった。

3.2 せん断力-変形角関係曲線

図-4にSERIESごとのせん断力-変形角関係曲線を示す。SERIES1では、コンクリート強度の増加に伴い最大耐力が上昇するという予想に反し、コンクリート強度が59.9 N/mm²のNo.2と77.2 N/mm²のNo.3ではほぼ同じ最大耐力となった。また、No.2の試験体に関しては変形角3.5/1000 radを超えて一時的に耐力低下を起し、変形角5.4/1000 radまで緩やかに耐力上昇した時点で最大耐力を記録した。

SERIES2では、せん断補強筋比の増加に伴い最大耐力がほぼ線形的に上昇するという予想通りの結果となった。No.6の試験体では、変形角1.5/100 radで最大耐力を記録した後、曲げ破壊のような緩やかな耐力低下を起した。引張側主筋が降伏したか否かの判断は実験からは出来なかったが、せん断補強筋が降伏していること、e 関数法による曲げ解析でせん断余裕度(実験時最大耐力を解析値の曲げ耐力で除した値)が0.5程度であること、ひび割れ位置の主筋で局所的に大きな曲率が発生していることなどから、曲げ破壊ではなくダボ作用により耐力を保持したものと判断した。

4. 有限要素解析

4.1 解析の目的

円形断面部材は矩形断面部材と異なり、部材の奥行き方向に渡って応力状態が異なることは容易に予想出来る。しかし、実験で内部応力状態を測定することは困難であり、特にアーチ機構の正確な測定は不可能と思われる。田所の研究²⁾のように部材内部に3軸ゲージを埋め込む試みも行われているが、断面欠損の影響を受け実際の応力状態を測定出来ているかは疑問である。そのため本研究では、有限要素解析によりアーチ機構の形状を推測した方が妥当であると判断した。

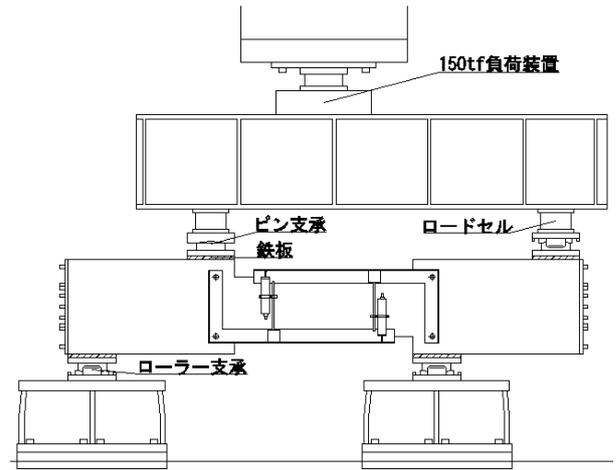


図-2 載荷装置図

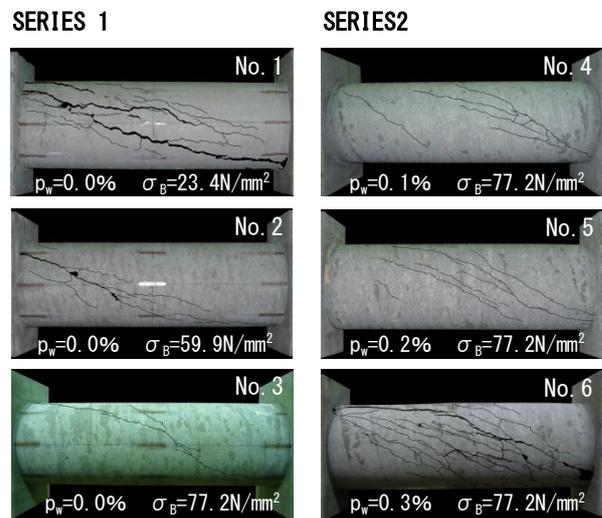


図-3 最終破壊状況

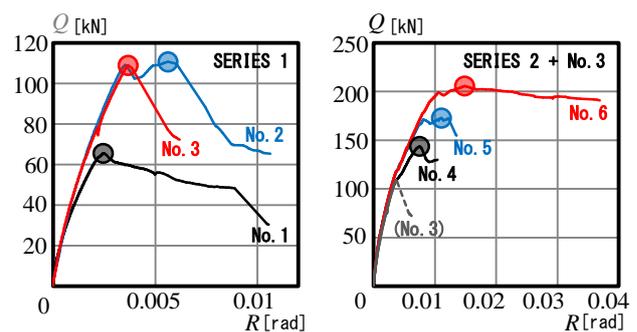


図-4 SERIESごとのせん断力-変形角関係曲線
(○で囲った点は最大耐力点)

4.2 解析モデル

表-2に解析に使用した材料の構成則一覧を、図-5にモデル図を示す。解析時間短縮を図るため試験体の1/2をモデル化した。また応力状態を検討しやすくするため、試験区間の要素がせん断方向と平行に並ぶようメッシュ割を行った。解析は変位制御で行い、入力は大野式の理想的な状態(図-5に示す通り)によるものとした。

4. 3 解析結果(せん断力-変形角曲線)

図-6 に解析によって得られた SERIES1 のせん断力-変形角関係曲線を実験結果と合わせて示す。解析結果が実験結果よりも若干高めに出る結果となったが、これは分散型ひび割れモデルを使用したことによるストレスロッキングの影響と考えられ、概ね実験結果を再現出来ていると思われる。

4. 4 アーチ機構の形状

図-7 に代表して試験体 No. 1 の内部応力のベクトル図を示す。図は部材を中央で切断した位置の応力を示したものであるが、どの位置を取り出しても主筋より内側では同様の応力状態となる。靱性指針では、アーチ機構の形状を部材の上端から下端にかかる斜めのストラットと仮定しているが、実際には主筋の付着力とコンクリートの引張負担によりトラス機構のような形状をしていると思われる。これは、市之瀬のモデル³⁾を参考に図-8 に示すモデルを考えると解析結果とよく一致する。薄い灰色の端部圧縮ゾーンでは、端部から受ける圧縮力と主筋の付着力とコンクリートの引張力が釣り合い、濃い灰色の中心部圧縮ゾーンでは、端部から受ける圧縮力と主筋の付着力と主筋内部の圧縮力が釣り合い、それぞれの応力場を形成すると考える。

図-9 に端部圧縮ゾーンの詳細図を示す。圧縮力はモーメントの反極点($x=L/2$)まで直達すると仮定する。灰色で示す微小要素における力の釣り合いを考えると以下の式が得られる。

$$\tau(z) \cdot dz = \sigma_T \cdot dx \quad (1)$$

$$\sigma(z) = \tau(z) \cdot \cot \phi(z) \quad (2)$$

また x と z には以下の関係が成り立つ。

$$dx = (z + dz) \cdot \cot \phi(z + dz) - z \cdot \cot \phi(z)$$

これより

$$dx = \left\{ \cot \phi(z) + z \cdot \frac{d \cot \phi(z)}{dz} \right\} \cdot dz \quad (3)$$

となり、式(1)、(2)、(3)より以下の式を得る。

$$\sigma(z) = \sigma_T \cdot \left\{ \cot \phi(z) + z \cdot \frac{d \cot \phi(z)}{dz} \right\} \cdot \cot \phi(z) \quad (4)$$

ここで、 z (または x) の変化に伴う $\cot \phi$ の変化量を仮定する必要がある。ここでは、線形変化とすると有限要素解析の結果との対応が良いため、以下の式が成り立つものとした。

$$\frac{d \cot \phi(z)}{dz} = \frac{L}{2\beta D(D-d)} \quad (5)$$

式(5)を(4)に代入し、 $\cot \phi$ を z の関数で表せば

$$\sigma(z) = \frac{\sigma_T}{4\beta^2 D(D-d)} \left\{ \frac{2L^2}{D} z^2 - 3L(1-\beta)z + (1-\beta) \right\} \quad (6)$$

となり、部材端部での軸方向圧縮力は z に関する 2 次関数で表される。

σ_c : 微小要素の圧縮応力 σ_T : コンクリートの引張強度 σ : 微小要素端部の圧縮力 τ : 微小要素端部のせん断応力 D : せい d : かぶり厚さ L : 部材内法長さ β : せいに対する圧縮領域の比

表-2 構成則一覧

コンクリート	降伏基準 … Drucker - Prager 則 ひび割れ … 分散型ひび割れモデル 引張軟化 … Rankine モデル
主筋・帯筋	要素 … 埋め込み鉄筋要素 降伏基準 … Von Mises 則
鋼板	構成則 … 完全弾性体

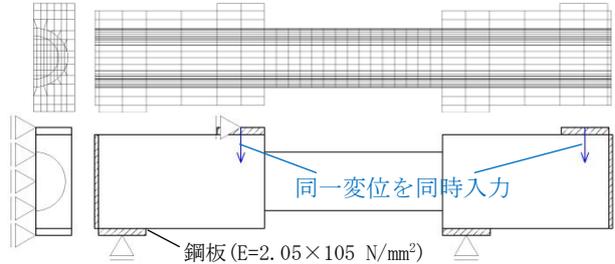


図-5 モデル図

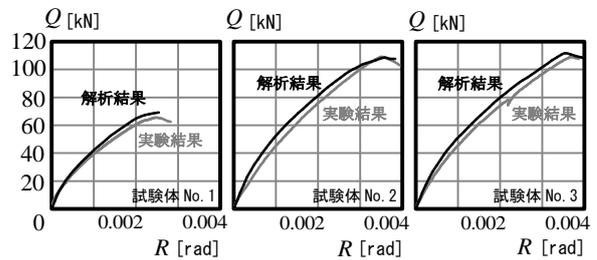


図-6 解析値と実験値の比較(Q-R)

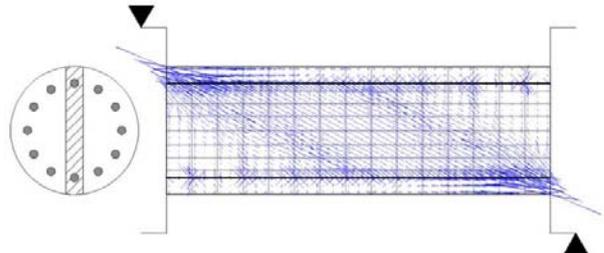


図-7 最小主応力のベクトル図(試験体 No. 1)

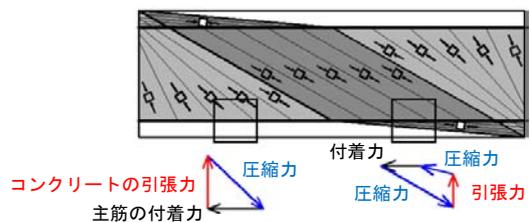


図-8 アーチ機構のせん断抵抗機

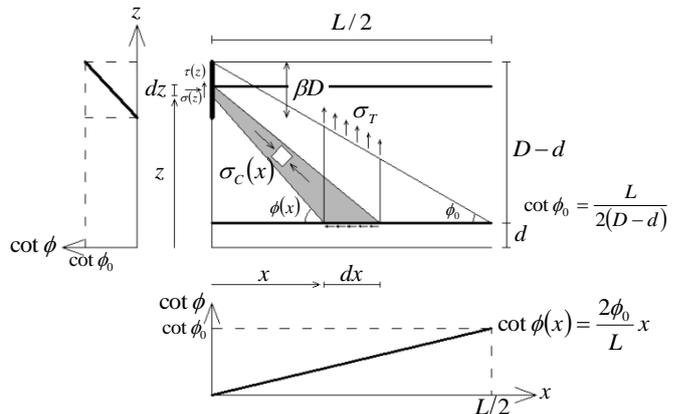


図-9 アーチ機構端部の詳細図

図-10 に式(6)より求めた部材端部の斜線部の軸方向圧縮応力を有限要素解析の結果と合わせて示す。 σ_r は材料試験の結果を、 β は解析により得られた値を代入した。主筋位置より外側では中心部圧縮ゾーンからの圧縮力が加わり、計算値を大きく上回る結果となった。このことを考慮すれば、計算値による応力分布の傾向は概ね解析結果と一致し、図-8のモデルはアーチ機構によるせん断抵抗機構を実状に即して表しているといえる。

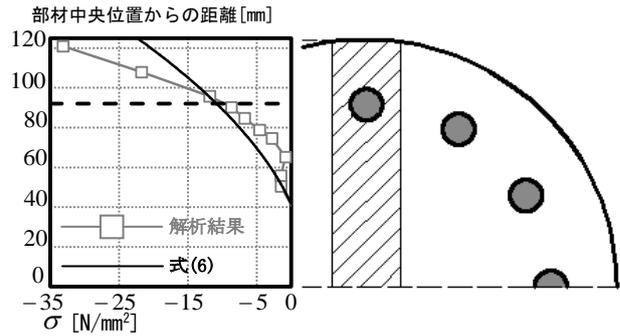


図-10 部材端部の軸方向圧縮応力分布(試験体 No. 1)

5. せん断強度評価法

5.1 せん断補強筋効果の低減係数

図-11 に示すように、円形断面部材では補強筋の接線方向が連続的に変化するため、ひび割れ位置で補強筋の軸方向が一定とならない。そのため、補強効果が矩形と比較して劣るため、低減係数を用いる必要があると指摘されている。部材の軸方向に関して、単位長さ当たりの補強効果(せん断補強金の負担張力)を T とすると、矩形断面部材のせん断強度は以下の式で求まる。

$$squ V_t = 2Tj \cot \phi \quad (6)$$

これに対し、円形断面部材では以下のようになる。

$$\begin{aligned} cir V_t &= \int_0^{j \cot \phi} T(x) dx \\ &= \int_0^{\pi} 2 \cdot T \sin \theta \cdot \frac{j}{2 \tan \phi} \sin \theta d\theta \end{aligned}$$

$$cir V_t = \frac{\pi}{2} \cdot Tj \cot \phi \quad (7)$$

式(6)、(7)よりせん断補強効果の低減係数 α は

$$\alpha = \frac{cir V_t}{squ V_t} = \pi/4 \quad (8)$$

となる。

5.2 トラス機構の負担せん断力

先に示した通り、円形断面部材ではせん断補強効果の低減を行うべきである。これは、ひび割れ位置においてせん断補強筋の軸方向が一定でないため、補強効果が補強筋の位置によって異なるためである。補強効果は部材の最外縁付近では全く期待できず、腹の真中に近づくほど大きな補強効果を発揮する。すなわち、ひび割れ位置におけるせん断補強筋の張力をせん断方向に変換した力の大きさがせん断負担そのものである。これと釣り合う力はコンクリートに生じる圧縮力として伝わるため、この力も部材の腹に近づくほど大きくなるのが自然である。このことを考慮すると、円形断面部材では図-12のようなトラス機構が形成されると考えられる。コンクリート内部に形成される圧縮ストラットの力の大きさは図中の $y = \pm j_e/2$ の位置において最大となり、 ϕ の関数として以下の式で表される。

$$\sigma_t(\phi) = \sigma_{t0} \cos \phi \quad (9)$$

σ_{t0} はトラス機構におけるコンクリートの圧縮力の最大値である。

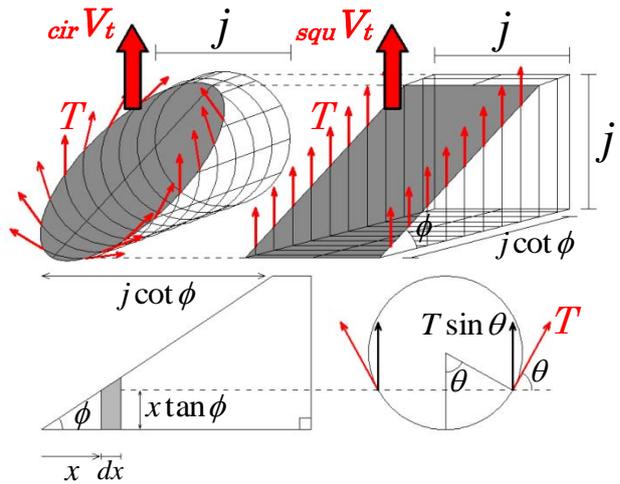


図-11 せん断補強効果の低減

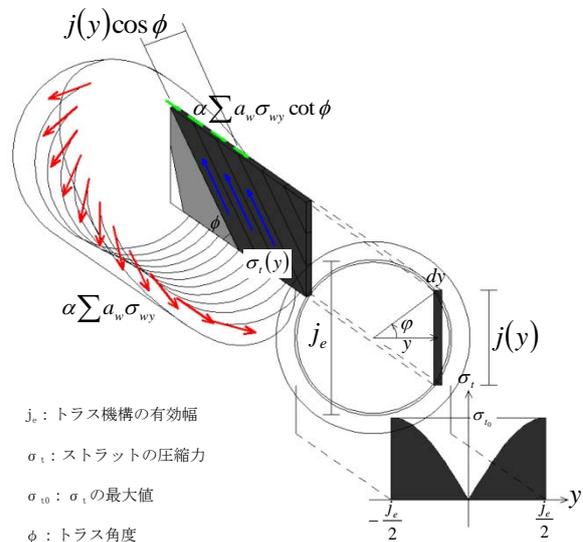


図-12 トラス機構の応力伝達マクロモデル

また、部材に生じるせん断ひび割れをひとつの平面として扱ったほうがせん断強度評価を行う上で都合が良いため、トラス角度を表す $\cot \phi$ の値は一定であると仮定する。

ここで、濃い灰色で示した斜めひび割れゾーンにおいて力のつり合いを考える。ひび割れ面において、鉄筋の引張力のせん断方向成分、主筋の付着力、斜めストラットの圧縮力について以下の関係が成り立つ。

$$\begin{aligned}
(\alpha \sum a_w \sigma_{wy})^2 (1 + \cot^2 \phi) &= \left\{ \int_{-\frac{j_e}{2}}^{\frac{j_e}{2}} \sigma_t(y) \cdot j(y) \cos \phi \cdot dy \right\}^2 & (10) \\
&= \left\{ 2 \int_0^{\frac{\pi}{2}} \sigma_{t_0} \cos \phi \cdot j_e \sin \phi \cdot \cos \phi \cdot \left(-\frac{j_e}{2} \sin \phi \right) d\phi \right\}^2 \\
(\alpha p_{we} \sigma_{wy} \cdot j_e^2 \cot \phi)^2 (1 + \cot^2 \phi) &= \left\{ \frac{1}{3} \sigma_{t_0} j_e^2 \cos \phi \right\}^2
\end{aligned}$$

これを解いて以下の式を得る。

$$1 + \cot^2 \phi = \frac{\sigma_{t_0}}{3\alpha p_{we} \sigma_{wy}} \quad (11)$$

ここで、トラス機構のコンクリート有効強度係数 v_t を導入すると、 σ_{t_0} の最大値が $v_t \sigma_B$ となることから

$$\cot \phi \leq \sqrt{\frac{v_t \sigma_B}{3\alpha p_{we} \sigma_{wy}} - 1} \quad (12)$$

これにより、トラス機構の角度を導出した。また、靱性指針ではコンクリート有効強度係数をトラス機構とアーチ機構で同一の値 v_0 としているが、本研究におけるせん断強度評価法では、トラス機構とアーチ機構でコンクリート有効強度係数を区別するべきであると考え、 v_t を用いることとした。この理由については後に述べる。最後に、トラス機構の負担せん断力は

$$\begin{aligned}
V_t &= \alpha \sum a_w \sigma_{wy} \\
&= \alpha p_{we} \sigma_{wy} j_e^2 \cot \phi \\
V_t &= \alpha p_{we} \sigma_{wy} j_e^2 \sqrt{\frac{v_t \sigma_B}{3\alpha p_{we} \sigma_{wy}} - 1} & (13)
\end{aligned}$$

5.3 アーチ機構の負担せん断力

まず、アーチ機構のコンクリート有効強度係数について述べる。図-13 にアーチ機構のせん断抵抗機構を再度示す。先に述べたように、アーチ機構の形状は靱性指針に示されている簡略化モデルと大きく異なると思われる。実際は、コンクリートの引張負担に依存してせん断負担する部分と、圧縮力のみでせん断負担する部分が混在していると考えられる。しかし、これらを詳細に分析してせん断強度を導出することは非常に困難であり、またコンクリートの引張強度を変動要因とする必要があると考えられるため、設計式として使用することは不可能といえる。よって本研究では、従来のように簡略化モデルを用い、これらの複雑な要因をまとめて評価する方法を構築すべきであると判断し、そのうちの一策として、コンクリート有効係数の調整による方法を採用した。したがって、この場合の有効強度係数は圧縮力の伝達能力を示すものではなく、トラス機構に用いる有効強度係数としては不適格であると判断し、トラス機構とアーチ機構で別の有効強度係数を定めることとした。

アーチ機構の簡略化モデルは、靱性指針に示されているモデルをもとに構築することとした。圧縮ストラットの形状は、部材端部の圧縮領域の形状・面積を把握し、

それをもとに定めるのが自然であると思われる。有限要素解析の結果、SERIES1 の試験体 3 体の部材端部圧縮領域は図-14 のような形状になった。コンクリートの材料特性により多少の変化は見られるが、図-15 に示す方法でほぼ近似できる。つまり、部材の奥行方向で断面のせいが変化するが、それに対する圧縮領域の比はほぼ一定であることを示している。本研究において行った解析の結果では、全試験体の各位置 (図における y 座標) の値を平均して $\beta \approx 0.3$ を得た。また、先に示した有限要素解析の結果で、アーチ機構の応力伝達は主筋の付着力に大きく影響されることがわかった。主筋より外側 (部材の腹付近) での応力伝達はほとんど無いものと考えられるため、圧縮ストラットの形成領域を図-16 のように定めた。

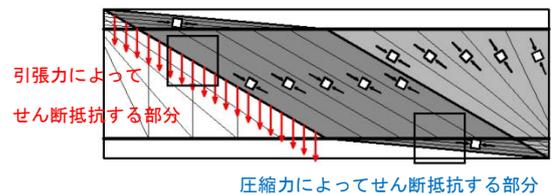


図-13 アーチ機構のせん断抵抗機構

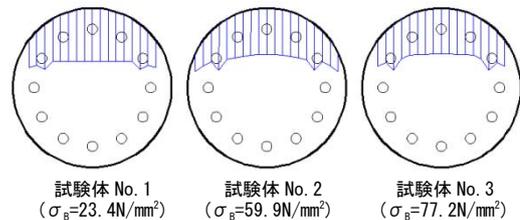
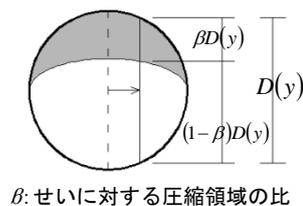


図-14 部材端部の軸方向圧縮領域



β: せいに対する圧縮領域の比

図-15 圧縮領域の近似方法

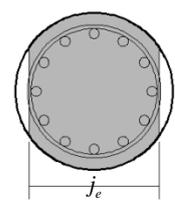


図-16 アーチ機構の形成領域

以上を踏まえて、図-17 にアーチ機構の応力伝達マクロモデルを示す。部材の奥行方向でせいが変化するため、ストラットの角度を表わす $\tan \theta$ が関数化される。また、アーチ機構の形成に寄与する圧縮力は、 σ_B からトラス機構の負担する応力 σ_t を減じた値とした。ただし、見かけ上アーチ機構が負担可能な応力 σ_a は、その値にアーチ機構のコンクリート有効強度係数 v_a を乗じた値である。

$$\sigma_a = v_a (\sigma_B - \sigma_t) \quad (14)$$

図中の ϕ_0 は厚さ dy を有する微小要素の位置を表す ϕ

の下限值である。微小要素の負担するせん断力は以下の式で表される。

$$dV_a = dy \cdot \beta D(y) \cos \theta(y) \cdot \sigma_a(y) \cdot \sin \theta(y) \quad (15)$$

これを変形して

$$dV_a = dy \cdot \beta D(y) \cdot \sigma_a(y) \cdot \frac{\tan \theta(y)}{1 + \tan^2 \theta(y)} \quad (16)$$

$\tan^2 \theta(y)$ が十分に微小な値であり、無視でき得るとすれば

$$dV_a = dy \cdot \beta D(y) \cdot \sigma_a(y) \cdot \tan \theta(y)$$

$$dV_a = -\frac{D}{2} \sin \varphi \cdot d\varphi \cdot \beta D \sin \varphi \cdot \sigma_a \cdot \frac{(1-\beta) \cdot D \sin \varphi}{L} \quad (17)$$

これを解いて以下の式を得る。

$$V_a = -\frac{\beta(1-\beta)D^3}{2L} \cdot \int_{\varphi_0}^{\pi} \sigma_a \cdot \sin^3 \varphi \cdot d\varphi \times 2 \quad (17)$$

$$V_a = \frac{\beta(1-\beta)D^3}{48L} \cdot v_a \cdot \{4\sigma_B f_1(\varphi_0) - 3\sigma_{IB_0} f_2(\varphi_0)\} \quad (18)$$

f_1, f_2 は φ_0 の関数である。詳細は後に示す。

5. 4 せん断強度評価式

せん断強度は、式(13)、(18)の和で表せる。 $\alpha = \pi/4$, $\beta = 0.3$ とし、 v_a と v_t を回帰分析で近似すると図-18 のようになる。これより、せん断強度は以下の式で求まる。

$$V_u = \frac{\pi}{4} p_{we} \sigma_{wy} j_e^2 \cot \phi$$

$$+ \frac{0.3 \cdot 0.7 \cdot D^3}{48L} \cdot v_a \cdot \{4\sigma_B f_1(\varphi_0) - 3\sigma_{IB_0} f_2(\varphi_0)\} \quad (19)$$

ここで

$$\cot \phi = \min \left\{ \sqrt{\frac{4v_t \sigma_B}{3p_{we} \sigma_{wy}} - 1}, 2 \right\} \quad \sigma_{IB_0} = \frac{3p_{we} \sigma_{wy} (1 + \cot^2 \phi)}{4} \quad \varphi_0 = \cos^{-1} \left(\frac{j_e}{D} \right)$$

$$v_t = 4.86 \sigma_B^{-0.65} \quad v_a = 5.90 \sigma_B^{-0.55} \quad f_1(\varphi_0) = 9 \cos \varphi_0 - \cos 3\varphi_0$$

$$f_2(\varphi_0) = (\pi - 2\varphi_0) \left\{ \frac{3\pi}{\varphi_0(\pi - \varphi_0)} - \frac{\varphi_0}{(\pi - 2\varphi_0)(\pi - 3\varphi_0)} - \frac{3(\pi - 2\varphi_0)}{\varphi_0(\pi - \varphi_0)} \cos \varphi_0 - \frac{3(\pi - 2\varphi_0)}{(\pi - 3\varphi_0)(2\pi - 3\varphi_0)} \cos 3\varphi_0 \right\}$$

また、 $p_{we} \sigma_{wy} / v_0 \sigma_B \geq 2/3\pi$ のとき、 $V_t = (v_t \sigma_B / 6) \cdot j_e^2$ とする。本評価方法をグラフ表示すると図-19 のようになる。矩形断面と異なり、せん断補強量を増やしてもアーチ機構が消滅しない特徴を有する。

5. 5 評価精度

図-20 に修正荒川 mean 式による評価と本研究における評価の精度比較結果を示す。荒川式による評価では全体的に過小評価となる傾向があるが、本研究における評価は既往の実験値とよく一致する。また、ばらつきが小さいため、安全余裕度をより正確に確保した設計が可能である。

6 まとめ

- 1) RC 造円形断面部材にせん断力が作用した際、部材の奥行方向で応力状態が連続的に変化する。
- 2) アーチ機構はコンクリート有効強度係数を用いることで簡略化モデルによる評価が可能である。

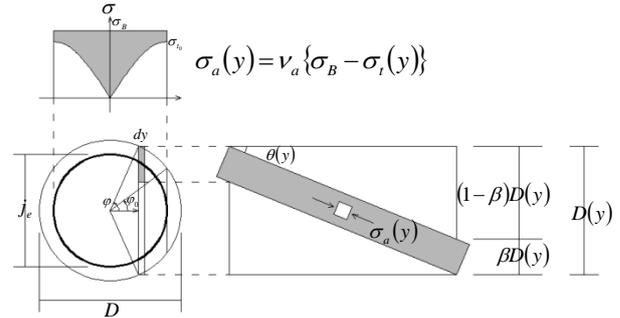


図-17 アーチ機構の応力伝達マクロモデル

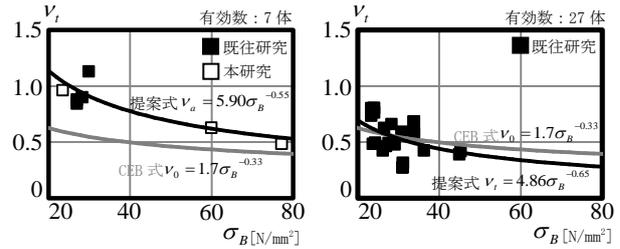


図-18 有効強度係数の回帰分析

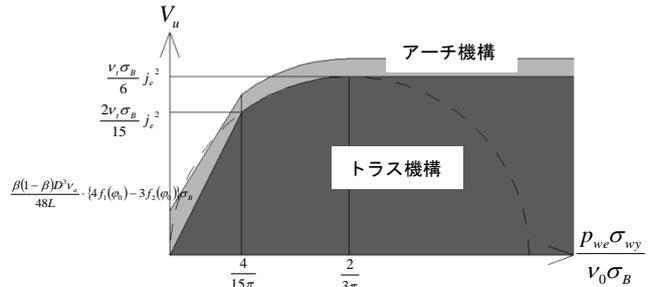


図-19 せん断強度評価式のグラフ表示

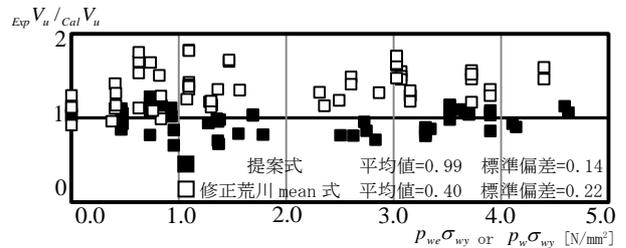


図-20 強度評価の精度比較

謝辞

本研究にあたり高周波熱錬(株)の協力を得ました。ここに深く感謝いたします。

参考文献

- 1) 孫玉平, 三宅良和: RC 円形断面柱の終局せん断耐力の算定式の提案, コンクリート工学年次論文集, Vol. 27, No. 2, pp. 229-234, 2005
- 2) 田所敏弥・谷村幸裕・服部尚道・北沢宏和: 逆対称曲げを受ける RC 円形断面部材のせん断耐力に及ぼすせん断スパン比の影響, Vol. 27, No. 2, pp. 811-816, 2005
- 3) 市之瀬敏勝: RC 部材近傍でのトラス機構, 日本建築学会構造系論文集, 第 475 号, pp129-135, 1995. 9