

論文 補強筋量が少ないRC造柱のせん断強度に及ぼす軸力の影響

久田 昌典^{*1}・日比野 陽^{*2}・篠原 保二^{*3}・林 静雄^{*4}

要旨：RC造柱のせん断強度に及ぼす軸力の影響を明らかにするため、せん断補強筋がない部材とせん断補強筋量が少ない部材の実験を行った。実験因子は軸力比、コンクリート強度及びせん断スパン比である。本実験結果から、アーチ機構の圧縮ストラット幅、アーチ機構の有効圧縮強度及びトラス機構の最小角度は軸力の増加に伴い大きくなることが分かった。また、既往実験結果を併せた検討から、軸力の影響による負担せん断力の増加はアーチ機構のみで生じ、アーチ機構とトラス機構においてコンクリート圧縮強度の有効係数は異なることを示した。そして、軸力の影響を考慮したせん断強度式とその予測精度を示した。

キーワード：RC造柱、せん断強度、軸力、トラス・アーチ機構、圧縮ストラット、有効圧縮強度

1. はじめに

現在、概ね理論的にせん断強度を求める方法として、日本建築学会の靱性保証型耐震設計指針¹⁾では、トラス・アーチ機構を用いたせん断強度式(以下、指針式)が示されている。しかしながら、軸力の影響を考慮していないため、せん断補強筋量が少ない場合、せん断強度に対して過大な安全率を与える²⁾ことが指摘されている。

この問題に対しては、指針式のせん断強度を決定している、アーチ機構の負担せん断力、トラス機構の最小角度及び、トラス機構の負担せん断力の3点に対する軸力の影響を把握することが重要と考えられる。そこで本研究は、せん断強度に及ぼす軸力の影響を明らかにするため、軸力の影響が大きいアーチ機構の負担せん断力及びトラス機構の最小角度について実験より検討を行った。

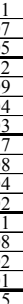
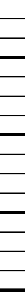
アーチ機構の負担せん断力については、アーチ機構の斜め圧縮力伝達機構に着目し、せん断補強筋がなく主筋の付着を除去した部材を用いた、滝口らの研究³⁾を参考に実験を行った。トラス機構の最小角度については、トラス機構のコンクリート圧縮力の角度を、主筋の付着力とせん断補強筋の引張力の合力として検討を行った、嘉村らの研究⁴⁾を参考に検討を行った。

2. 実験概要

2.1 試験体

表-1に試験体一覧、図-1に試験体図を示す。SERIES 1~4の試験体は、アーチ機構の負担せん断力のみを検討するため、せん断補強筋は配筋していない。また、主筋にアンボンドPC鋼棒を用い付着を除去し、主筋の定着を

表-1 試験体及び実験結果一覧

SERIES	No.	形状				コンクリート		主筋		せん断補強筋			軸力比 η	実験結果		
		b (mm)	D (mm)	L (mm)	$L/2D$	σ_B (N/mm ²)	σ_T (N/mm ²)	p_t (%)	σ_y (N/mm ²)	p_w (%)	σ_{wy} (N/mm ²)	$\frac{p_{we}\sigma_{wy}}{v_0\sigma_B}$		V_{exp} (kN)	R_{exp} (rad)	最終 破壊形式
1	1	120	200	600	1.5	29.3	2.65	1.11	1183				0.0	48.6	0.015	SC
	2												0.2	59.8	0.011	SC
	3												0.4	64.7	0.007	SC
	4												0.6	71.6	0.005	SC
2	5					80.2	4.77						0.0	85.1	0.022	SC
	6												0.2	109.8	0.009	DT
	7												0.4	123.2	0.004	DT
	8												0.6	126.0	0.003	DT
3	9			120.4	6.75	0.0	101.1						0.017	SC		
	10					0.2	144.1						0.008	DT		
	11					0.4	161.4						0.004	DT		
	12					0.6	148.2						0.002	DT		
4	13			400	1.0	28.1	2.47						0.0	78.2	0.011	DT
	14												0.2	94.0	0.008	DT
	15												0.4	75.4	0.002	DT
	16												0.6	71.6	0.001	DT
5	17	180	250	750	1.5	33.2	2.86	1.33	1072	0.63	365	0.18λ	0.0	178.9	0.015	ST
	18												0.3	209.2	0.009	ST

b :部材幅, D :部材せい, L :部材長さ, $L/2D$:せん断スパン比, σ_B :圧縮強度, σ_T :引張強度, p_t :引張主筋比($a_t/(b \cdot D)$), a_t :引張主筋の断面積, σ_y, σ_{wy} :降伏強度, p_w :せん断補強筋比($a_w/(b \cdot s)$), a_w :1組のせん断補強筋の断面積, p_{we} :有効せん断補強筋比($a_w/(b_e \cdot s)$), b_e :トラス機構に関与する断面の有効幅, s :せん断補強筋間隔, v_0 :コンクリート圧縮強度の有効係数($1.7\sigma_B^{0.33}$), λ :トラス機構の有効係数($1-s/(2j_e)-b/(4j_e)$), j_e :トラス機構に関与する断面の有効せい, b_s :せん断補強筋の断面方向の間隔, V_{exp} :最大耐力実験値, R_{exp} :最大耐力時の部材変形角, SC:せん断圧縮破壊, DT:せん断斜張力破壊, ST:せん断引張破壊

*1 鹿島建設(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 博士(工) (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 博士(工) (正会員)

確保するためスタブ内に定着板を設けた。アーチ機構の圧縮ストラットをコンクリートの主ひずみから検討するため、SERIES 1の試験体表面に3軸のひずみゲージを図-2に示すように貼付した。

SERIES 5の試験体は、トラス機構の最小角度を検討するため、 $p_{we}\sigma_{wy}/\nu_0\sigma_B$ が $\lambda/5$ (軸力がない場合にトラス機構がせん断力を負担する最小値)程度となるようにせん断補強筋を配筋した。また、主筋には焼入れを施した高強度鉄筋を配筋し、割裂補強筋も配筋した。

2.2 荷重方法

図-3に荷重装置図を示す。実験は軸力を荷重後、せん断力を逆対称形式により単調荷重した。実験終了は、せん断ひび割れが発生した試験体では発生直後、せん断ひび割れが発生しなかった試験体では、最大耐力後に耐力が最大耐力の80%に低下した時点とした。

3. 実験結果

3.1 最終破壊状況

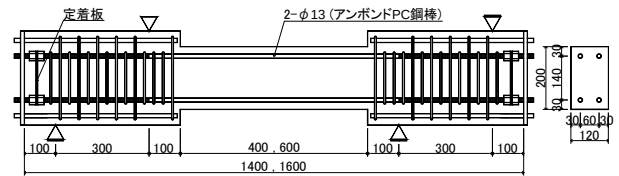
図-4に最終破壊状況を示す。SERIES 1では、全てせん断圧壊破壊となった。SERIES 2,3では、軸力がない場合はせん断圧縮破壊となり、軸力がある場合はせん断ひび割れが生じせん断斜張力破壊となった。SERIES 4では、全てせん断ひび割れが生じせん断斜張力破壊となった。

せん断圧壊破壊は軸力及びコンクリート強度が増加すると、かぶりコンクリートがほとんど剥落せず終局を迎えた。せん断斜張力破壊はせん断スパン比が小さい場合又はコンクリート強度及び軸力が大きい場合に生じ、せん断ひび割れは軸力の大きさに関わらず部材の対角方向に発生した。

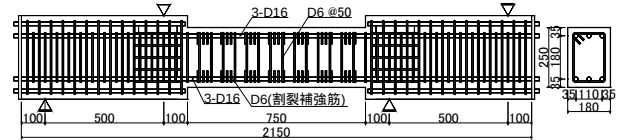
3.2 せん断力-変形角関係

図-5にSERIES毎のせん断力-変形角関係を示す。SERIES 1においては、 $\eta=0.0$ の最大耐力はコンクリート圧縮強度の有効係数 ν_0 を1.0とした場合の指針式のせん断強度 V_0 を大きく上回った。最大耐力は軸力の増加に伴い大きくなり、 $\eta=0.6$ では指針式のせん断強度 V_u の2倍以上となった。SERIES 2,3,4においても、最大耐力は軸力の増加に伴い大きくなり、SERIES 4では $\eta=0.0$ の最大耐力が V_0 とほぼ同等の値となるなど、 V_u を大きく上回った。しかしながら、せん断ひび割れにより最大耐力が決定したSERIES 3の $\eta=0.6$ 、SERIES 4の $\eta=0.4, 0.6$ では最大耐力は軸力の増加に伴い低下した。この原因は、コンクリートが有効圧縮強度に達する前にせん断ひび割れが生じ、アーチ機構が形成されなかったためと考えられる。

以上から、せん断補強筋がない部材ではせん断圧壊破壊の場合、最大耐力は軸力の増加に伴い大きくなり、指針式のせん断強度を大きく上回ることが分かった。しか



SERIES 1~4 (No. 1~16)



SERIES 5 (No. 17, 18)

図-1 試験体図

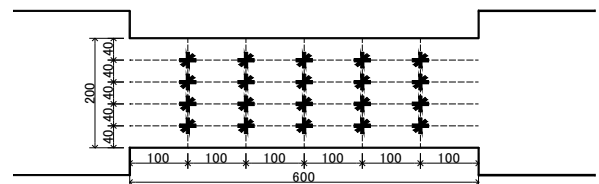


図-2 3軸のひずみゲージ位置 (SERIES 1)

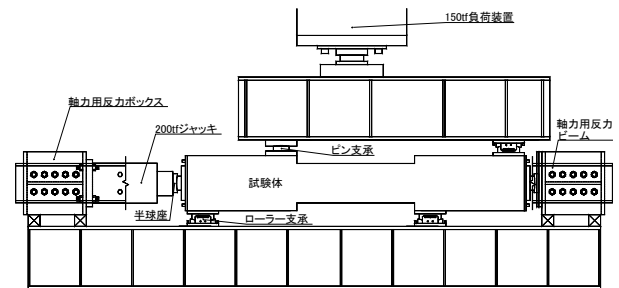
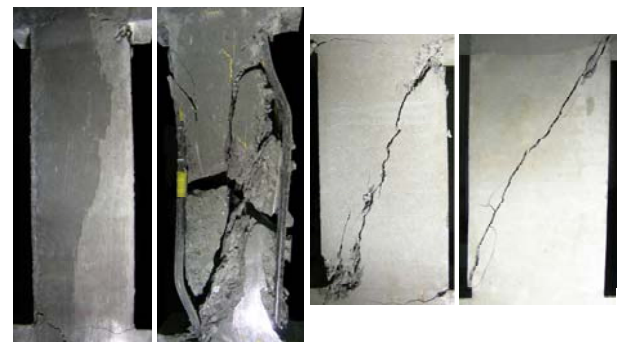


図-3 荷重装置図



No. 1 (η=0.0) No. 4 (η=0.6) No. 5 (η=0.0) No. 8 (η=0.6)
SERIES 1 SERIES 2



No. 9 (η=0.0) No. 12 (η=0.6) No. 13 (η=0.0) No. 16 (η=0.6)
SERIES 3 SERIES 4

図-4 最終破壊状況

しながら、最大耐力がせん断ひび割れによって決定した場合は、軸力の増加に伴い最大耐力は低下することがある。なお、主筋付着の除去は主筋のひずみゲージより確認できている。

4. アーチ機構の検討

4.1 圧縮ストラットの評価方法

指針式の圧縮ストラットは見付け幅 x により決定されている。しかしながら、見付け幅は実験から検討することはできない。そこで本研究では、花井らの研究⁵⁾と同様に部材端部の圧縮縁から中立軸までの距離 x_n を用いる。

4.2 圧縮ストラットの角度と形状

指針式のアーチ機構は部材せい D の $1/2$ となる見付け幅をもつ圧縮ストラットにより形成されている。しかしながら、 $D/2$ について実験より検討した例はほとんど無い。そこでまず、圧縮ストラットについて検討を行う。

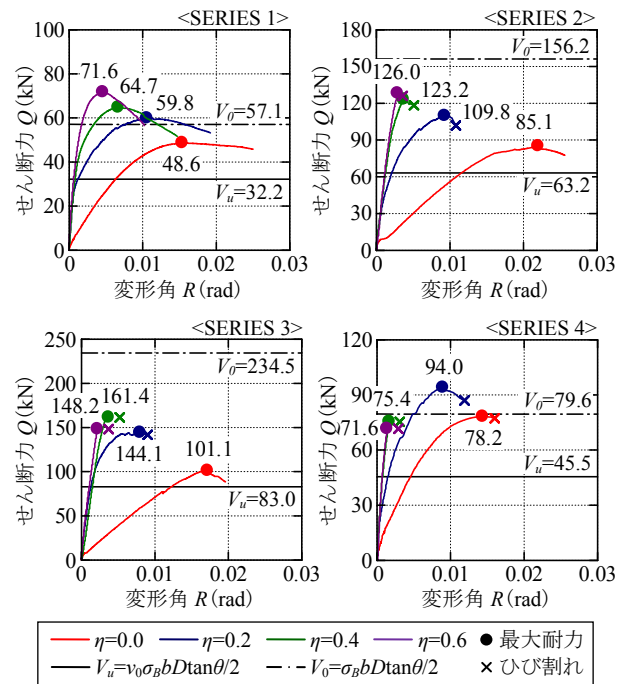
検討方法は、SERIES 1 に貼付した 3 軸のひずみゲージから得られた主ひずみより圧縮ストラットの角度と形状を求めた。実験より得られたオレンジ色の圧縮ストラットの角度の算出は、まず適当に角度を仮定した圧縮ストラットを試験体内に設定し、その仮定した圧縮ストラット上に存在する 3 軸のひずみゲージ(ゲージ位置は主ひずみを表す矢印の出発点)より得られた主ひずみ角度の平均値が、仮定した圧縮ストラットの角度と一致するまで繰り返し計算を行い求めた。結果を図-6 に示す。

実験より得られた圧縮ストラットの角度は、 $\eta=0.0$ では指針式の角度よりせん断方向に傾き、その角度を持つ簡易モデルによる圧縮ストラットは指針式よりも細くなった。そして、 $\eta=0.2$ では異なる結果となったが、圧縮ストラットは軸力の増加に伴い軸方向に傾き、 $\eta=0.6$ では指針式の角度より軸方向に傾き太くなった。

圧縮ストラットの形状については、図-7 に示すように端部では主ひずみの大きさが圧縮域に近づくに伴い増加しているが、中央部 4 点での主ひずみの大きさはほぼ等しい。この傾向から、中央部では応力がほぼ部材全幅に拡がり、実際の圧縮ストラットは中央部が膨れた形状になると考えられる。この傾向は靱性保証型耐震設計指針¹⁾でも述べられている。しかしながら、負担せん断力は破壊が生じる部材端部で決定されるため、中央部の形状は考慮しなくても良い。また、部材内での力の釣合いから、直線的に表現された簡易モデルを用いても算出される負担せん断力は同じである。そのため、アーチ機構の検討は簡易モデルを用いても問題ないことが分かる。

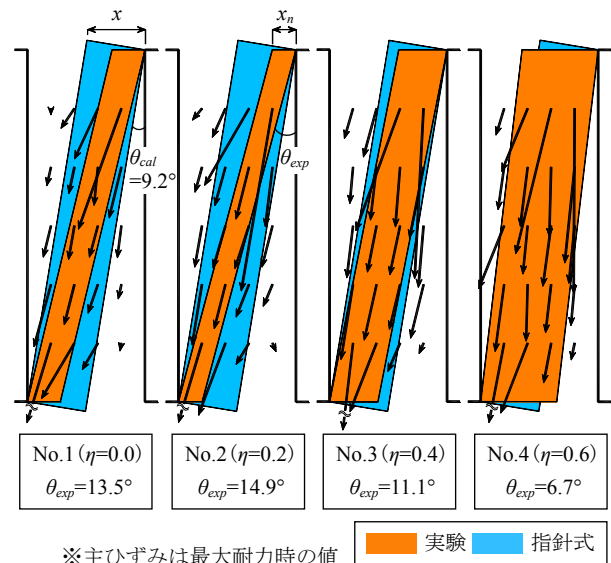
4.3 中立軸

圧縮縁から中立軸までの距離 x_n は、図-6 に示す圧縮ストラットと試験体の曲げひび割れ状況から求めた。前者



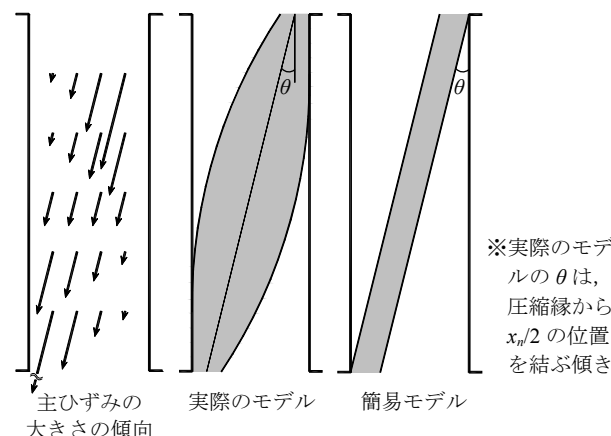
※図中の値は最大耐力(単位: kN)

図-5 せん断力-変形角関係



※主ひずみは最大耐力時の値

図-6 圧縮ストラットの角度



※実際のモデルの θ は、圧縮縁から $x_n/2$ の位置を結ぶ傾き

図-7 圧縮ストラットの形状

は圧縮ストラットの角度から計算した値、後者は図-8に示す部材せいから上下部材端の引張側で発生した曲げひび割れの長さを引いた値 x_{n1} , x_{n2} の平均値とした。これは、圧縮域のコンクリートの全応力が有効圧縮強度に達するという仮定に基づいている。結果を図-8に示す。

どちらも、 $\eta=0.0$ では50mm($D/4$)程度と指針式の見付け幅 $D/2$ の約半分の大きさとなった。軸力の増加に伴い大きくなり、 $\eta=0.4, 0.6$ では指針式と同等の100mm($D/2$)程度となった。ここで、中立軸位置 x_n を部材せい D と軸力比 η を用いて近似すると、以下に示す関係が得られる。

$$x_n = (1 + 2\eta) \frac{D}{4} \quad (1)$$

4.4 コンクリート圧縮強度の有効係数

ここで、アーチ機構のみが生じた場合のコンクリート圧縮強度の有効係数を ν_a とし、 ν_a について本実験結果を用いて検討を行う。まず、圧縮縁から中立軸までの距離 x_n を用いてアーチ機構の負担せん断力を求めると、

$$V = \nu_a \sigma_B b x_n \cos \theta \sin \theta \quad (2)$$

となる。そして、 θ の値が小さいため $\cos \theta \cdot \sin \theta = \tan \theta$ とすると、式(2)は以下に示した形となる。

$$V = \nu_a \sigma_B b x_n \tan \theta \quad (3)$$

$$\tan \theta = \frac{D - x_n}{L} \quad (4)$$

次に、最大耐力 V_{exp} を式(3)に代入し ν_a を求める。なお、図-5に示したせん断ひび割れにより最大耐力が決定し、軸力の増加に伴い最大耐力が低下したSERIES 3の $\eta=0.6$ 、SERIES 4の $\eta=0.4, 0.6$ はアーチ機構が形成していないと見なし検討には含めていない。結果を図-9に示す。

実験結果より求められた ν_a 実験値は軸力の増加に伴い大きくなり、 $\sigma_B=30$ (N/mm²)付近では1.0を上回った。これは、軸力の圧縮ストラットに対して垂直方向の成分がコンクリートを拘束したためと考えられる。そこで、軸力の影響を反映させ ν_a の評価を行うことにした。具体的には、各軸力比での ν_a 実験値の近似曲線から得られた指数の平均値を全軸力比での ν_a の指数とし、各軸力比の ν_a 実験値に ν_a が最も一致する係数を以下のように求めた。

$$\nu_a = (4.2 + 2.2\eta) \sigma_B^{-0.42} \quad (5)$$

式(5)は軸力がない場合でもCEB式に比べ非常に大きく、高軸力比の場合はCEB式の2倍程度の値となる。このことから、コンクリート圧縮強度の有効係数はアーチ機構とトラス機構で別々に評価すべきであると考えられる。

4.5 予測精度

式(1), (3)～(5)を用いてアーチ機構の負担せん断力の予測精度を検証する。本実験結果を用いた図-10(a)より、本研究の評価式は実験より得られた軸力の増加に伴う最大耐力の増加を評価できることが分かる。また、

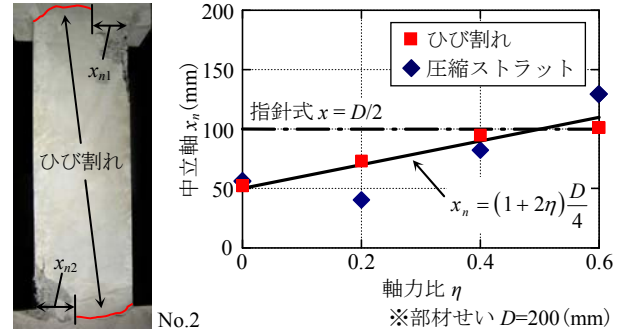


図-8 圧縮縁から中立軸までの距離

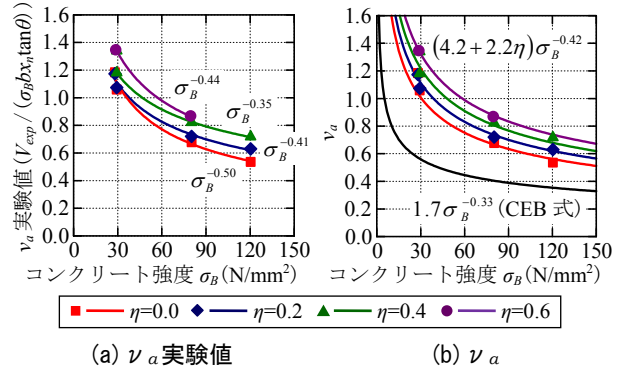


図-9 アーチ機構のコンクリート圧縮強度の有効係数

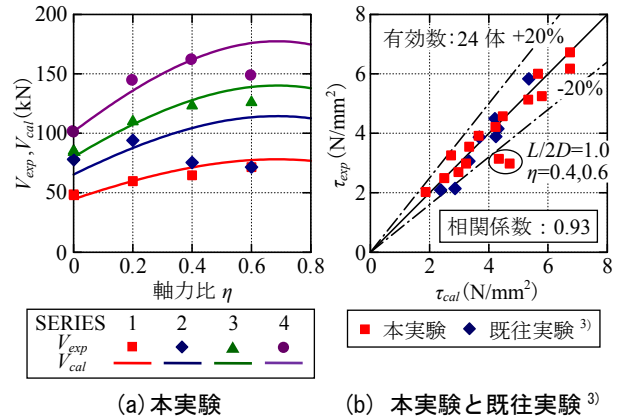


図-10 アーチ機構のせん断強度評価

本実験及び既往実験³⁾を用いた図-10(b)から、軸力比、コンクリート強度及びせん断スパン比に関わらず精度が良いことが分かる。なお、選定条件はせん断スパン比1.0以上のせん断補強筋及び主筋付着がない試験体である。

また、本研究の評価式はアーチ機構を対象としているため、最大耐力がせん断ひび割れによって決定される、非常に高軸力が作用する非常に短スパンの部材又は超高強度コンクリートが用いられている部材には適用することはできない。

5. トラス機構の検討

5.1 最小角度

軸力が作用した場合のトラス機構の最小角度を求めることは非常に困難である。そこで本研究では、式(6)

に示す倉本⁶⁾の提案式を用い、最小角度の検討を行う。

$$\cot \phi = 2.0 - 3\eta \quad (6)$$

最小角度は実験より直接求めることはできないため、検討はSERIES 5の試験体を用いて全せん断力に占めるトラス機構の負担せん断力の割合を求めて行う。まず、鉄筋がトラス機構のみに寄与することから、せん断補強筋の引張力と主筋の付着力の合力をコンクリートの斜め圧縮力 C_t と見なせる。そして、トラス機構の力の釣合い及び最小角度は全せん断力に占める各機構の負担せん断力の割合を決定していることから、 C_t の変化をトラス機構の負担せん断力の変化と見なし、最小角度の検討を行うことができる。また、 $p_{we}\sigma_{wy}/v_0\sigma_B$ を $\lambda/5$ 程度とした理由は、式(6)に基づき軸力によりアーチ機構の負担せん断力が支配的となるとすると、 C_t の変化が最も把握しやすいからである。結果を図-11に示す。なお、図中に示した C_t 、 ϕ は大きく値の異なる端部の値を除いた平均値である。

最大耐力 V_{exp} は軸力により増加しているが、 C_t は減少した。つまり、全せん断力に占めるトラス機構の負担せん断力の割合は軸力により減少したといえる。よって、トラス機構の最小角度は軸力の増加に伴い大きくなると考えられ、式(6)の変化は妥当といえる。

5.2 コンクリート圧縮強度の有効係数

4.4節で示したように、 v_a はせん断ひび割れが生じない場合の部材端部で決定される値である。しかしながら、トラス機構のみが生じた場合のコンクリート圧縮強度の有効係数を v_t とすると、 v_t はせん断ひび割れがある程度発生した部材中央付近で決定される値である。このため、 v_a と v_t は性質が異なる係数であると考えられる。そこで、トラス機構のみでせん断力を全て負担すると考えられる、 $p_{we}\sigma_{wy}/v_t\sigma_B \geq 1/5$ の梁試験体の実験結果のみを用いて繰り返し計算を行い v_t を求めた。結果を式(7)及び図-12に示す。なお、CEB式と比較するためにトラス機構の有効係数 λ は1.0とし、 λ の影響を無視し v_t を求めた。

$$v_t = 1.7\sigma_B^{-0.32} \quad (7)$$

v_t は $\eta=0.0$ の場合の v_a に比べ6割程度と非常に小さく、その値はCEB式($v_0 = 1.7\sigma_B^{-0.33}$)とほぼ同等となった。この結果から、コンクリート圧縮強度の有効係数はアーチ機構とトラス機構で別々に評価すべきであり、 v_t はCEB式を用いて精度良く評価できることが分かった。

5.3 負担せん断力

トラス機構の負担せん断力の検討を黒正らの実験⁷⁾を用い行う。図-14にせん断破壊面でのせん断補強筋の実応力度 σ_{ws} と降伏応力度 σ_{wy} の比を示す。この図から分かるように、軸力が作用すると1組のせん断補強筋が発揮する引張力は小さくなる。また、 v_t は v_a と同様に軸力の増加に伴い大きくなり、コンクリートの斜め圧縮力は軸方向に

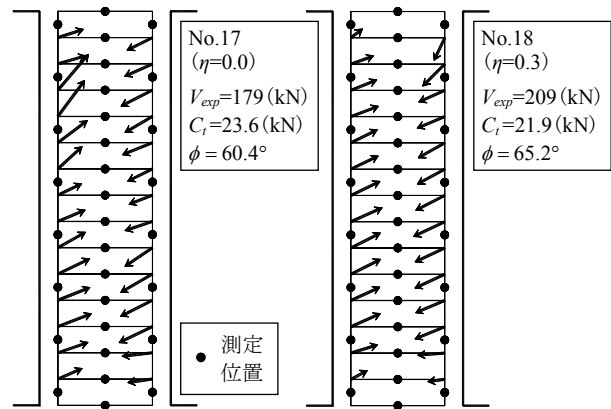


図-11 コンクリートの斜め圧縮力

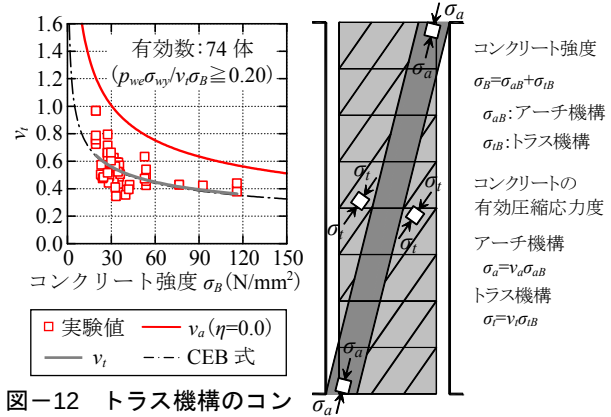


図-12 トラス機構のコンクリート圧縮強度の有効係数

図-13 コンクリートの有効圧縮応力度

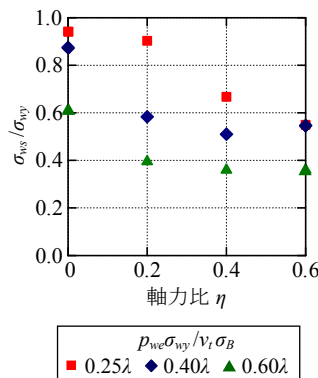


図-14 実応力度と降伏応力度

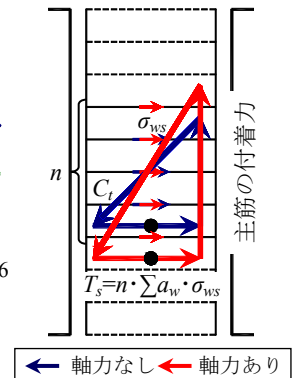
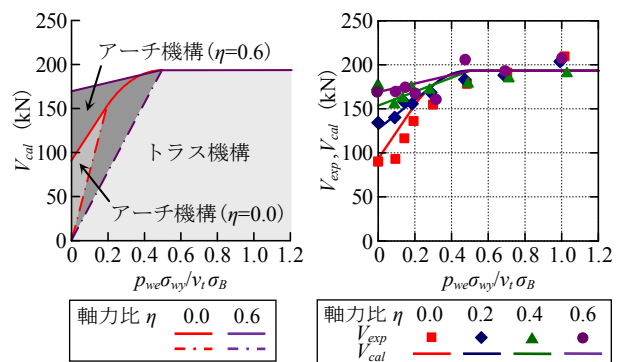


図-15 軸力によるトラス機構の変化



(a) 計算値 (b) 計算値と実験値
図-16 せん断強度の評価(参考文献 7))

傾くと考えられる。そのため、図-15に示すように、軸力により1組のせん断補強筋が発揮する引張力 σ_{ws} は減少するが、せん断破壊に寄与するせん断補強筋の本数 n が増加し、軸力が作用しても負担せん断力は変化しないと考えられる。つまり、トラス機構の負担せん断力は指針式を用いて評価を行うのが妥当と考える。

6. せん断強度の評価

本検討結果から、軸力の影響を考慮したせん断強度式は、図-13のように各機構は σ_B を共有すると仮定すると、

$$V_u = p_{we} \sigma_{wy} b_e j_e \cot \phi + v_a \left\{ \sigma_B - \frac{(1 + \cot^2 \phi) p_{we} \sigma_{wy}}{\lambda v_t} \right\} \cdot b x_n \tan \theta \quad (8)$$

ここに、

$$\cot \phi = \min \begin{cases} \sqrt{\frac{\lambda v_t \sigma_B}{p_{we} \sigma_{wy}}} - 1 & x_n = (1 + 2\eta) \frac{D}{4} \\ 2.0 - 3\eta & \tan \theta = \frac{D - x_n}{L} \\ & v_a = (4.2 + 2.2\eta) \sigma_B^{-0.42} \\ & v_t = 1.7 \sigma_B^{-0.33} \end{cases}$$

となる。また、有効係数を別々に評価すると、せん断補強筋量(ひび割れ量)の増加に伴う有効係数の減少が表現できる。なお、 $p_{we} \sigma_{wy} / v_t \sigma_B \geq \lambda/2$ の場合は $V_u = \lambda v_t \sigma_B b_e j_e / 2$ とする。図-16、17に予測精度の検証結果を示す。

図-16に示した既往実験⁷⁾のみを用いた結果から、せん断補強筋量の少ない範囲(アーチ機構)でのみ軸力の影響があることが分かる。なお、図-16では実験値と計算値の比較結果を見やすくするため、計算値 V_{cal} はトラス機構の有効係数 λ を1.0とした場合の値とした。

柱試験体を用いた図-17(a)では、せん断補強筋量が少ない範囲での点のばらつきがなくなり、本評価式の標準偏差は指針式の標準偏差より小さい値となった。しかしながら、梁試験体を用いた図-17(b)では、せん断補強筋がない場合、実験値は実験値を大きく下回った。

7. まとめ

本研究では、軸力を主な実験因子としたせん断補強筋のない部材及びせん断補強筋量の少ない部材の実験より、以下に示す知見を得た。

- ・アーチ機構の圧縮ストラットは軸力の影響を大きく受け、軸力がない場合は部材せいの1/4程度、高軸力の場合は部材せいの1/2程度の幅を有する。
- ・軸力によるアーチ機構の負担せん断力の増加は、部材端部の圧縮縁から中立軸までの距離とコンクリートの有効圧縮強度の増加により生じる。
- ・トラス機構の最小角度は軸力により大きくなる。
- ・コンクリート圧縮強度の有効係数はアーチ機構とトラス機構で大きく異なる。

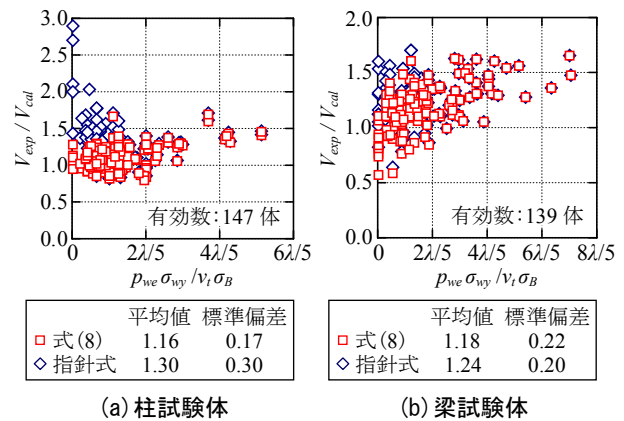


図-17 せん断強度の評価

謝辞

本実験にあたり、高周波熱錬(株)、BASF ポゾリス(株)、(株)デイ・シイの協力を得ました。深く感謝いたします。

参考文献

- 1) 日本建築学会:鉄筋コンクリート造建物の靱性保証型耐震設計指針・同解説, 1997
 - 2) 日本建築学会:鉄筋コンクリート造建物の終局強度型耐震設計指針・同解説, 1990
 - 3) 滝口克己, 西村康志郎:せん断補強筋のないRC柱部材の斜め圧縮力伝達能力, 日本建築学会構造系論文報告集, No.534, pp.113-pp.119, 2000.8
 - 4) 嘉村武浩ほか:鉄筋コンクリート梁部材の変形能に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.15, No.2, pp.335-pp.340, 1993
 - 5) 花井伸明ほか:モルクーロンの破壊基準に基づくRC柱部材のせん断挙動評価, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.2, No.2, pp.151-pp.156, 2006
 - 6) 倉本洋ほか:柱部材に対するNewRCせん断強度式の耐力予測精度, 日本建築学会学術講演梗概集, pp.705-706, 1993.9
 - 7) 黒正清治ほか:高強度せん断補強筋を用いたRC柱に関する実験研究:その1実験概要及び荷重・変形関係, 日本建築学会学術講演梗概集, pp.483-484, 1987.8
- 柱試験体
コンクリート工学年次論文報告集 Vol.14, No.2, 1992 ~Vol.24, No.2, 2002
日本建築学会学術講演梗概集 1988.10~2008.9
- 梁試験体
日本建築学会構造系論文集 No.320, 1982.10, No.373, 1987.3
日本建築学会学術講演梗概集 1987.10~1991.9
日本建築学会関東支部研究報告集 1976.7
日本建築学会北海道支部研究報告集 1993.7