

円形RC柱の終局耐力評価に関する研究

三宅 良和

1. 序

円形RC柱は高軸圧力やせん断力に対して優れた性能が得られることが確認されているが、その設計には矩形RC柱の設計式を準用しているのが現状である。しかし、この方法では断面置換やせん断補強筋比の取り扱いの違いから、設計者によって異なる結果になる可能性がある。

本研究の目的は、これらの取り扱いによる影響を検証するとともに、円形RC柱の終局耐力を直接評価する方法を確立することにある。

2. 検証に用いたデータ

本研究では耐力式の妥当性の評価に際し、文献調査により得られた実験データを用いて検証している。

検証に用いた実験データは曲げせん断力を受ける円形せん断補強筋横補強柱 117 体と曲げせん断力あるいは純曲げを受ける円形鋼管横補強柱 30 体の総数 147 体である。表 1 に実験データの概要を示す。

各試験体の破壊形式の判定は、文献中に明確に述べられている場合はそれらを尊重し、それ以外については履歴性状やひび割れ状況から著者自ら判断した。

3. 曲げ耐力の精度検証

本研究では崎野・孫曲げ耐力式を用いて無拘束コンクリート強度(f_{p1} , f_{p2})の取り扱いによる影響について検証を行う。本研究で用いた円形RC柱の強度上昇率は、拘束コンクリート強度の無拘束コンクリート強度からの上昇率と定義し、せん断補強筋の体積比や鋼管の幅厚比などの有効拘束断面に関するパラメータを用いて、せん断補強筋柱、鋼管横補強柱それぞれの式により算定する。以下に検証を行った無拘束コンクリート強度を示す。

$$f_{p1} = 1.61 \cdot D_c^{-0.103} \times f_c' \quad (1)$$

$$f_{p2} = 0.85 \cdot f_c' \quad (2)$$

ここで、 D_c はコアコンクリート直径、 f_c' はコンクリートのシリンダー強度。

図 1 と図 2 に曲げ耐力式の精度の検証結果を示す。ここで、曲げ耐力の実験値は最大水平耐力時の材端曲げモーメントで、軸方向力による付加モーメントを含んでいる。

表 1 実験データの概要

破壊形式	せん断補強筋		鋼管横補強
	曲げ	せん断	曲げ
試験体数	45	72	30
せん断スパン比 a/D	1.0~3.0	0.8~2.5	1.0~6.0
軸力比 n	-0.15~0.72	0~0.60	0~0.7
コンクリート強度 f_c' (MPa)	23.6~53.8	22.4~54.9	31.2~95.2
せん断補強筋			
帯筋比 P_w (%)	0.08~1.80	0~1.8	0
補強用鋼管			
幅厚比 D/t	-	-	30~217
降伏強度 f_{yh} (MPa)	276~1420	314~1392	0
降伏強度 f_{yt} (MPa)	-	-	247~372
主筋			
主筋比 P_g (%)	1.43~3.38	1.90~4.57	2.46~5.94
降伏強度 f_{ys} (MPa)	339~803	339~965	315~473

図 1 より、鋼管横補強柱の実験結果は若干安全側の評価となったが、崎野・孫曲げ耐力式を用いることで曲げ破壊した試験体の耐力を精度良く評価できることがわかる。一方、せん断破壊する試験体については、計算値は全て実験値を下回っており、崎野・孫曲げ耐力式が柱の破壊形式の予測に有効であることが分かる。

図 2 より、軸力比の曲げ耐力式の精度に及ぼす影響はほとんど無く、せん断スパン比による影響はせん断スパン比が大きくなるにつれ若干の過小評価傾向が見られるもののその影響は小さかったことがうかがえる。

4. 既往のせん断耐力式の精度検証

本研究では靱性保証型指針式(AIJ)および修正荒川 mean 式について断面置換、せん断補強筋比の取り扱いによる影響を検証する。

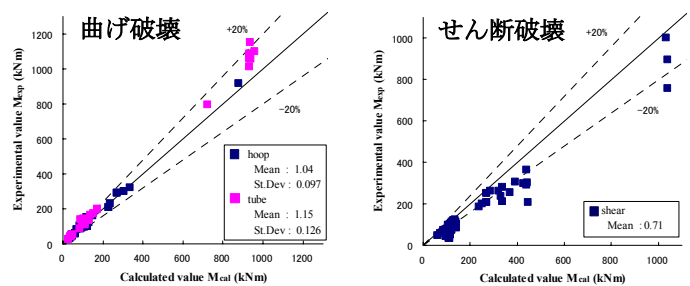


図 1 曲げ耐力の実験値と計算値の比較

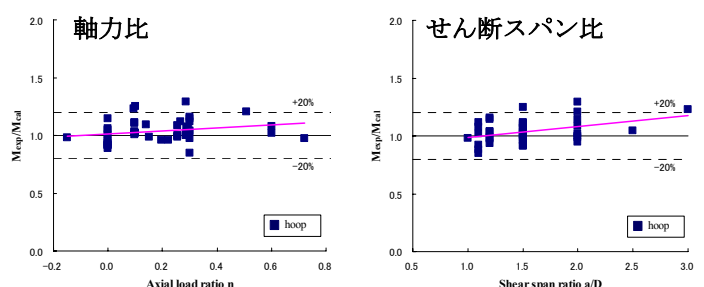


図 2 曲げ耐力と軸力比、せん断スパン比の関係

断面置換法には、現在最も一般的に行われている円形断面と断面積の等しい正方形断面（以下、正方形置換断面、図3(b)参照）に置換する方法を用いる。しかし、この方法では円形断面部材よりせん断スパン比が大きくなり、曲げ形に判断されやすくなってしまふ。そのため、全せいが円形断面部材の直径と等しく、かつ断面積の等しい長方形断面（以下、長方形置換断面、図3(c)参照）に置換する方法についても検討を行う。

せん断補強筋には、直径とせん断補強筋間隔で除した場合(p_{w1})、置換した矩形断面の幅とせん断補強筋間隔で除した場合(p_{w2} 、 p_{w4})を考える。また、円形断面の場合せん断補強筋を横切る斜めひび割れの位置によってせん断補強筋の負担力とせん断力の方向が異なるため、円形断面と矩形断面ではせん断補強筋の効果が異なる。斜めひび割れの角度が45度の場合、せん断補強筋の効果の平均値は $\pi/4$ 倍となるため、補正係数を用いる場合(p_{w3} 、 p_{w5})についても検討を行う。ただし、 p_{w1} と p_{w5} は等しくなるので、長方形置換断面の場合 p_{w5} を考える必要は無い。 p_{wi} 等は以下のように求められる。

$$p_{w1} = \frac{A_{sh}}{D \cdot s} \quad (3)$$

正方形置換断面の場合

$$p_{w2} = \frac{A_{sh}}{s \cdot B \cdot s} \quad p_{w3} = \frac{\pi}{4} \cdot \frac{A_{sh}}{s \cdot B \cdot s} \quad (4)$$

長方形置換断面の場合

$$p_{w4} = \frac{A_{sh}}{R \cdot B \cdot s} \quad p_{w5} = \frac{\pi}{4} \cdot \frac{A_{sh}}{R \cdot B \cdot s} \quad (5)$$

ここで、 A_{sh} は1組のせん断補強筋断面積、 s はせん断補強筋間隔、他の各記号は図3を参照されたい。また鋼管横補強柱の場合、鋼管を等価なせん断補強筋に置換した。

図4～図6および表2には次節で示す提案式の結果とあわせてせん断耐力式の精度の検証結果を示す。図4、図5より靱性保証型指針式に比べ修正荒川 mean式の方がせん断耐力を精度良く評価していることが分かる。しかしながら曲げ破壊した試験体について計算値が実験値を超えてしまったものが多く見られた。図6よりまた、せん断補強筋量に関して修正荒川 mean式では影響は見られなかったが、靱性保証型指針式の場合、せん断補強筋量が少ない範囲では過小評価の傾向が見られた。

5. せん断耐力式の提案

本節では、せん断破壊面における力の釣り合い条件と Mohr-Coulomb の破壊則に基づいて断面置換を必要としないせん断耐力式の提案を試みる。

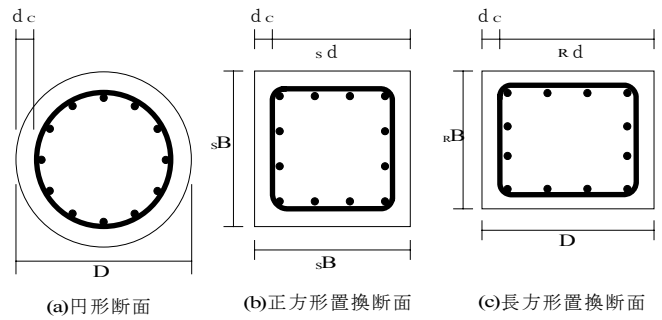


図3 円形断面の置換方法

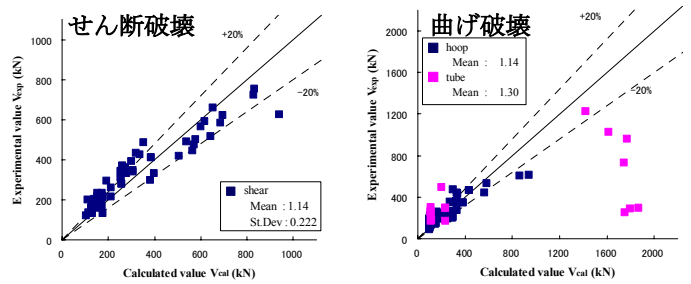


図4 せん断耐力の実験値と計算値の比較 (AIJ)

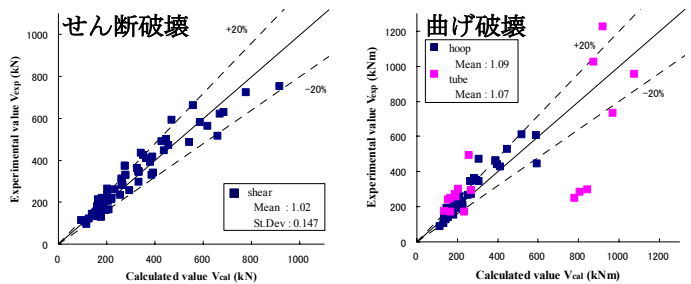


図5 せん断耐力の実験値と計算値の比較 (荒川)

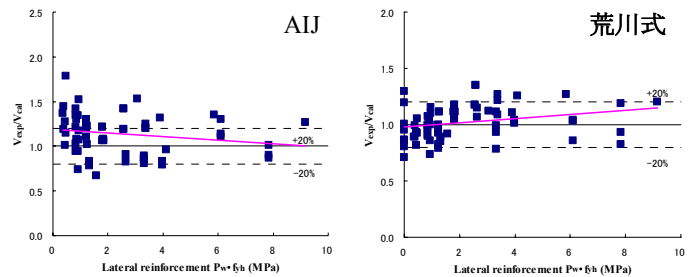


図6 せん断耐力とせん断補強筋量の関係

表2 V_{exp}/V_{cal} の統計

断面置換法	せん断補強筋比	試験体数	Mean	St.Dev.	Max.	Min.
靱性保証型指針式						
正方形置換	p_{w1}	64 ※1	1.39	0.285	2.18	0.86
	p_{w2}		1.34	0.276	2.12	0.78
	p_{w3}		1.44	0.294	2.24	0.94
長方形置換	p_{w1}		1.23	0.238	1.91	0.80
	p_{w4}		1.14	0.222	1.79	0.67
修正荒川mean式						
正方形置換	p_{w1}	72	1.12	0.165	1.50	0.79
	p_{w2}		1.11	0.161	1.48	0.79
	p_{w3}		1.14	0.170	1.53	0.79
長方形置換	p_{w1}		1.05	0.156	1.40	0.71
	p_{w4}		1.02	0.147	1.35	0.71
提案式						
-	-	72	1.00	0.182	1.84	0.74
-	-	64 ※1	0.99	0.143	1.29	0.74

※1 せん断補強筋の無い試験体を除く

Mohr-Coulomb の破壊則とは、モールの応力円とクーロンの破壊基準を組み合わせたものであり、応力円が破壊基準線内にある場合は材料が破壊しない(図7(a)参照)が、差応力が大きくなり応力円が破壊基準線に触れると材料が破壊し、破壊断面の応力状態は応力円と破壊基準線の接点で表される。(図7(b)参照)

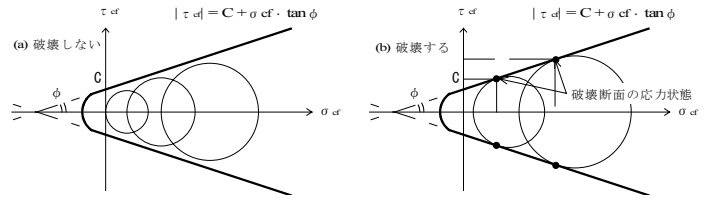


図7 モールの破壊則

破壊基準線は応力円と接することから、1軸圧縮強度時の応力円と1軸引張強度時の応力円に同時に接する接線を破壊基準線とする。このとき、脆性係数を m とおけば、破壊基準線は式(6)ようになる。

$$\tau_{cf} = \frac{1}{2\sqrt{m}} \cdot f_c' + \frac{m-1}{2\sqrt{m}} \cdot \sigma_{cf} \quad (6)$$

コンクリートの場合、脆性係数 m は約 10 より、

$$\tau_{cf} = 0.158 \cdot f_c' + 1.423 \cdot \sigma_{cf} \quad (7)$$

が得られる。また図8より、ひび割れ断面の力の釣り合いから引張鉄筋と圧縮鉄筋の力が等しいとすると、せん断破壊断面での水平力と垂直力の力の釣り合い条件は式(8)に表される。

$$P = \frac{\pi D^2}{4} (\sigma_{cf} + \tau_{cf} \cdot \tan \theta) \quad (8)$$

$$V = \frac{\pi D^2}{4} (\tau_{cf} - \sigma_{cf} \cdot \tan \theta) + \alpha \cdot A_{sh} \cdot f_{yh} \cdot \frac{D \cdot \tan \theta}{s}$$

ここで、 α はせん断補強筋の効果による補正係数、その他の記号のもつ意味は図8を参照されたい。

設計式の簡単化のためひび割れ角度を45度に固定し、有効コンクリート強度係数 v_c を考慮すると、式(7)と式(8)よりせん断耐力 V_u の算定式として式(9)が導かれる。

$$V_u = \frac{\pi D^2}{4} \cdot (0.175 \cdot n + 0.13) \cdot v_c \cdot f_c' + \frac{\pi}{4} \cdot A_{sh} \cdot f_{yh} \cdot \frac{D}{s} \quad (9)$$

ここで n は柱に作用する軸力比である。

有効コンクリート強度係数は式(9)から逆算により求めた。図9(a)に逆算結果を示す。逆算には前節のせん断破壊した試験体72体のデータを用いた。また、高強度せん断補強筋はせん断耐力時にしばしば降伏していないので、せん断補強筋の降伏点の上限を700MPaとした。図9(a)に示す逆算値に回帰分析を施して式(10)と式(11)を得た。なお、式(10)は学会指針式と同様の形式で、式(11)は指数関数の形で表現したものである。

$$v_{c1} = 0.68 - f_c' / 135 \quad (10)$$

$$v_{c2} = 0.9 \cdot \exp(-f_c' / 41) \quad (11)$$

図9(b)に逆算により得られた結果と式(10)、式(11)および既往の有効コンクリート強度係数との比較を示す。図9(b)より式(10)は高強度コンクリートに適用できないことから、本論では式(11)を用いることとする。

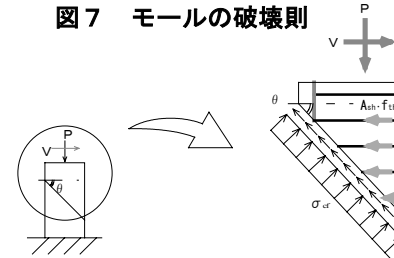


図8 力の釣り合い

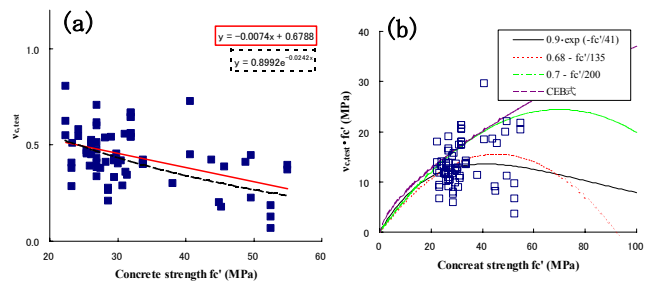


図9 有効コンクリート強度係数の逆算結果

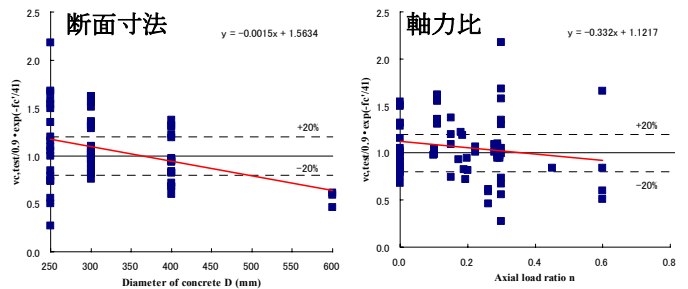


図10 有効係数の柱断面寸法、軸力比との関係

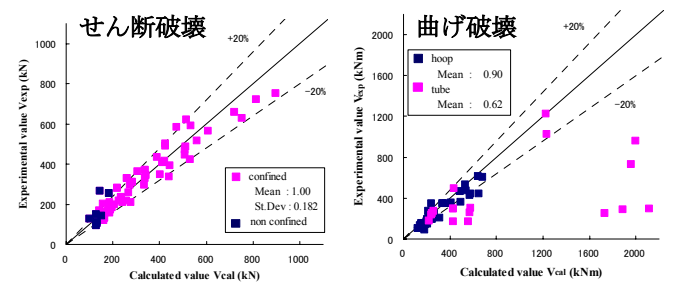


図11 せん断耐力の実験値と計算値の比較(提案式)

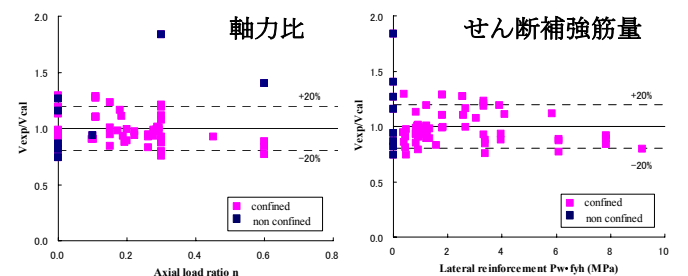


図12 せん断耐力と軸力比、せん断補強筋量の関係

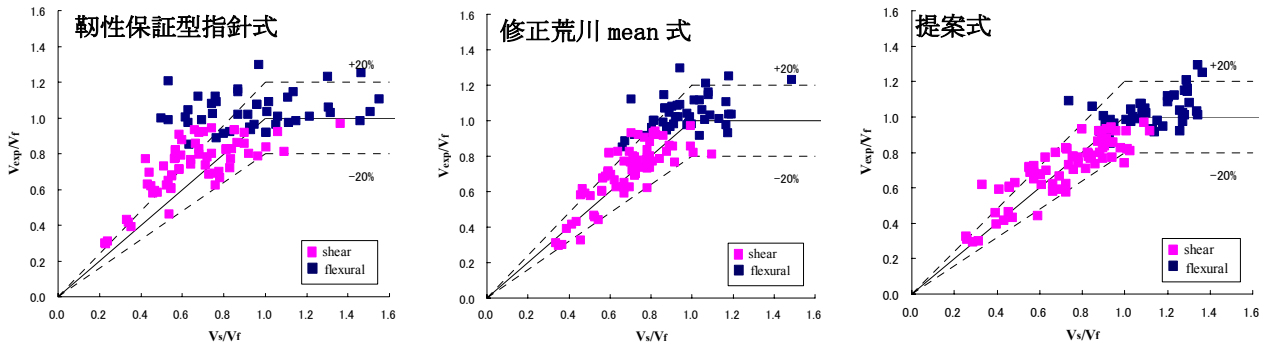


図 13 曲げ耐力とせん断耐力の組合せによる評価

表 3 $V_{exp}/V_u (V_u = \min\{V_{fu}, V_{su}\})$ の統計

	断面置換法	せん断補強筋比	試験体数	崎野・孫曲げ耐力式、(2)式					
				Mean	St.Dev.	Max.	Min.	Nfs	Nsf
韌性保証型指針式	正方形置換	p_{w1}	109 ※1	1.41	0.329	2.66	0.91	37	1
		p_{w2}		1.36	0.313	2.55	0.86	36	1
		p_{w3}		1.46	0.343	2.76	0.95	39	0
	長方形置換	p_{w1}		1.26	0.272	2.35	0.83	34	2
		p_{w4}		1.18	0.241	2.16	0.78	26	4
修正荒川mean式	正方形置換	p_{w1}	117	1.16	0.165	1.69	0.79	37	0
		p_{w2}		1.14	0.159	1.65	0.79	36	1
		p_{w3}		1.17	0.171	1.72	0.79	38	0
	長方形置換	p_{w1}		1.09	0.154	1.59	0.71	29	1
		p_{w4}		1.06	0.144	1.53	0.71	28	2
提案式	-	-	117	1.03	0.157	1.84	0.74	10	5
	-	-	109 ※1	1.02	0.130	1.43	0.74	10	5

Nfs: せん断破壊領域に存在する曲げ破壊試験体
Nsf: 曲げ破壊領域に存在するせん断破壊試験体

※1: せん断補強筋の無い試験体を除く

図 10 に v_c の逆算結果を式(11)で除したものと柱断面寸法、軸力比との関係を示す。軸力比に関しては明確な相関関係がないが、断面寸法に関しては影響が見られたので、回帰分析を行い式(11)と組み合わせる以下の式を有効コンクリート強度係数の評価式とする。

$$v_c = (1.4 - D/740) \cdot \exp(-f_c'/41) \quad (12)$$

式(9)および式(12)をあわせて本論の提案式とする。計算の際、せん断補強筋の降伏点は 700MPa を上限として行う。なお、鋼管横補強柱の場合は鋼管を等価なせん断補強筋に置換して、式(9)の代わりに式(13)を用いて計算を行う。

$$V_u = \frac{\pi D^2}{4} \cdot \left\{ (0.175 \cdot n + 0.13) \cdot v_c \cdot f_c' + 2 \cdot t/D \cdot f_{yt} \right\} \quad (13)$$

図 11、図 12 および表 2 に提案式の精度の検証結果を示す。図 11、表 2 より提案式はせん断補強筋の無い試験体で過小評価が見られたが、せん断補強筋で横補強された柱については、実験結果を比較的精度良く評価していることが分かる。

また、せん断補強筋の無い試験体を除けば修正荒川 mean 式以上の精度でせん断破壊した試験体の耐力を評価できていたことが分かる。曲げ破壊する試験体についても実験値と計算値の比の平均値は 0.90 と 1.0 を下回っており、1.0 を超えた試験体も見られたものの、比較的实验結果と対応していると言える。

図 12 より軸力比とせん断補強筋量が提案式の精度に及ぼす影響はほとんど見られなかった。これらのひび割れ角度に影響を与えると考えられる実験変数の影響が無いことから、ひび割れ角度を 45 度とした仮定は妥当であったと考えられる。

6. 組合せによる破壊形式の判定

図 13 と表 3 にせん断補強筋柱について、崎野・孫曲げ耐力式とせん断耐力式の組合せによる破壊形式の判定結果を示す。

図 13 と表 3 より、提案式による判定では曲げ破壊領域に存在するせん断破壊試験体の数が 5 体と多かったが、他の組合せによる場合と比較して、せん断破壊領域に存在する曲げ破壊試験体の数では大きく改善が見られた。また、終局耐力についても既往の式の中で最も精度の良かった修正荒川 mean 式と同程度以上の精度を有することが明らかである。

7. 結論

円形断面 RC 柱の過去の実験データを収集し、既往の曲げとせん断耐力式の適応性を検討し、また断面置換を必要としないせん断耐力式の提案を行った結果、崎野・孫曲げ耐力式と提案式を用いることで円形 RC 柱の終局耐力および破壊形式を精度良く評価できることが分かった。

*参考文献はまとめて論文本体に示す。