

配筋詳細に着目した RC 造せん断破壊柱の軸力保持性能の評価法に関する考察 STUDY ON EVALUATING METHOD OF AXIAL LOAD CAPACITY OF SHEAR FAILING R/C COLUMNS CONSIDERING REINFORCING DETAILS

加藤大介^{*}，李 柱振^{**}，中村友紀子^{***}，本多良政^{****}

Daisuke KATO, LI Zhuzhen, Yukiko NAKAMURA and Yoshimasa HONDA

Objectives of this study were to propose evaluating method of axial load carrying capacities of R/C columns after shear failure using experimental data reported in the previous paper. For this purpose two criteria were examined, i.e. Mohr-Coulomb criterion and slip criterion between shear crack surfaces considering friction. Effects of confinement given by various hoop reinforcing details were specially paid attention. Two assumptions were used, i.e. i) the cohesive stress was degraded due to damage of core concrete and ii) confining stress by hoop reinforcement was degraded due to damage of reinforcement depending on the details. Finally evaluating equations of maximum deflection angles of shear failing columns experienced before losing their axial load carrying capacities were proposed according to two assumptions mentioned above.

Keywords : reinforced concrete column, shear failure, axial load capacity, reinforcing detail, Mohr-Coulomb criterion

鉄筋コンクリート柱，せん断破壊，軸力保持能力，配筋詳細，モールクーロン破壊基準

1. はじめに

本報告では，文献 1) に引き続き，同文献で報告した試験体を用い，鉄筋コンクリート造柱のせん断破壊後の軸力保持能力の評価法について検討した結果を報告する。

筆者らは，文献 1) でさまざまな配筋詳細をもつ RC 造柱のせん断破壊後の軸力保持能力の評価実験について報告した。この実験は，単純軸圧縮実験結果（軸力 - 軸変形関係）と曲げせん断加力実験結果（軸力保持能力喪失部材角）との関連を検討することを第一の目的とし，軸加力実験と曲げせん断実験を同じ諸元を持つ試験体を用いて行っている点が特徴である。さらに，曲げせん断加力実験で作用している等価軸力と軸圧縮実験より得られた帯筋により抵抗しうる軸力を用いて評価される軸力比が曲げせん断試験体の軸力保持能力喪失時の部材角を精度よく評価できる，と結論づけている（2 章でもう少し説明する）。

一方，RC 部材の変形能あるいは軸力保持能力を評価する手法として，文献 2) 3) などのモールクーロンの破壊基準を用いるものや文献 4) などのせん断ひび割れ面の摩擦に着目するものがある。筆者らの文献 1) は後者の手法に属するが，本報告ではこの両者の手法を検討する。このとき，コンクリートのみに生じる応力を用いる必要があるが，主筋の負担軸力を差し引くことを試みる。さらに，文献 1) では軸圧縮実験との関係に重点をおいたが，本報告では軸力保持能力喪失時における帯筋の効果の低減に着目した。

2. 実験のまとめ

本章では文献 1) よりその結果を抜粋して実験結果を報告する。

表 1 は，軸圧縮試験体の諸元およびそれに対応する曲げせん断試験体が表示されている。すなわち，主筋，帯筋，コンクリート強度をパラメータに 13 体の軸圧縮実験を行い，さらに，全く同一の諸元を持つ試験体を用いて，26 体の曲げせん断加力実験を行っている。特に帯筋の配筋詳細が主要なパラメータであった。図 1 は試験体形状および配筋図である。試験体は $180 \times 180 \times 1200\text{mm}$ の長方形で，基礎治具で挟み込まれている上下の端部を基礎部分と考えるため，実際の試験範囲は中央部分の 360mm である。これらの試験体は特に軸圧縮実験での加力装置の制限により寸法が決定されている。一方，軸変形は試験体中央部 310mm の区間を試験体の両面で 2 箇所ずつ，計 4 箇所測定している。

加力であるが，曲げせん断加力実験では，試験体中央の試験部分に逆対称変形が生じるような加力を行っている（いわゆる建研式）。さらに，軸加力実験では試験体の水平変形および頂部の回転を 0 に拘束した上で，軸加力を行っている。なお，この拘束のための水平力はずかであった⁵⁾。

図 2 (a) ~ (d) に実験結果をまとめた。図 2 (a) は軸圧縮試験体の実験結果の例として試験体 W-0 の軸力と軸変形の関係，およびそのモデル化の方法を示したものである。すなわち，右図の斜めひび割

^{*} 新潟大学工学部建設学科 教授・工博

^{**} 新潟大学大学院自然科学研究科 博士後期課程

^{***} 新潟大学工学部建設学科 講師・博士（工）

^{****} 新潟大学大学院自然科学研究科 博士研究員・博士（工）

Professor, Department. of Architecture, Faculty of Engineering, Niigata University, Dr.Eng.

Graduated student, Department. of Architecture, Faculty of Engineering, Niigata University.

Lecturer, Department. of Architecture, Faculty of Engineering, Niigata University, Dr.Eng.

Graduated student, Department. of Architecture, Faculty of Engineering, Niigata University.

表1 試験体(曲げせん断試験体と軸圧縮試験体)の諸元

軸圧縮試験体名	試験体諸元					曲げせん断試験体名 (作用軸力(kN))		
	主筋	主筋の降伏応力度 σ_y (N/mm ²)	帯筋	帯筋間隔 S(mm)	帯筋の降伏応力度 σ_{wy} (N/mm ²)			コンクリート強度 σ_B (N/mm ²)
H-0	4-D10	383	D6(135度フック(6d))	70	316	35.2	H-3 (400)	H-4 (200)
P-0			D6(90度フック(8d))				P-3 (400)	P-4 (300)
W-0		377	D6 (溶接)		343	23.4	W-3 (300)	W-4 (500)
S-0			D6(90度フック(4d))				S-3 (300)	
W52-0		382	D6 (溶接)		52	337	28.2	W52-1 (500)
W90-0	90			W90-1 (350)	W90-2 (200)			
D13S-0	4-D13	335	D6(90度フック(4d))	70	335	26.7	D13S-1 (300)	D13S-2 (500)
D13W-0			D6 (溶接)				D13W-1 (300)	D13W-2 (500)
φ 4W-0	4- φ 4	502			φ 4W-1 (300)		φ 4W-2 (500)	
D10WH-0	4-D10	371			D6(90度フック(4d))	316	32.2	D10WH-1 (300)
D10SH-0			D10SH-1 (300)					D10SH-1 (500)
D10WL-0			19.1	D10WL-1 (150)			D10WL-2 (300)	
D10SL-0				D10SL-1 (150)			D10SL-2 (300)	

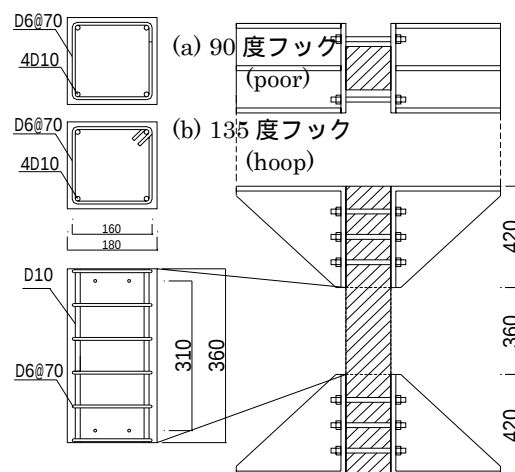


図1 試験体形状及び配筋図

れ面での摩擦で抵抗しているモデルから得られる軸力を「初期摩擦軸力計算値 P_{fro} 」として軸力—軸変形関係に示している(点C)。載荷が進むと帯筋の拘束効果が低下していく様子が右下がりの直線で図に示されているが、この直線は点Cと軸力が初期摩擦軸力計算値 P_{fro} の半分になる点Dを結んだものである。一方、最大耐力直後の挙動は、最大耐力点Aと軸力が初期摩擦軸力計算値 P_{fro} となる点Bを結んだ直線で表した。この2つの交点Eを軸圧縮試験体が図2(a)の右図のメカニズムで滑り出す点と考え、この軸力を「滑り開始時摩擦軸力実験値 P_{fr} 」として評価した。曲げせん断試験体に作用する等価軸力(等価とは作用せん断力のひび割れ面を滑ろうとする力への寄与を考慮したという意味)をこの滑り開始時摩擦軸力実験値 P_{fr} で除した軸力比が、曲げせん断試験体の軸力保持能力喪失部材角を精度よく評価する、というのが文献1)の結論である。

一方、個々の試験体の実験結果からも有意な知見が得られている。図2(b)は軸圧縮試験体の例であるが、これより以下のことがわかる。
i) コンクリート強度のみが違う試験体の比較より、コンクリート強度の違いは最大強度時のみに顕著に表れ、斜めひび割れ面の摩擦のみで抵抗している状態では影響が少ない。(図2(b-1))
ii) 帯筋の詳細のみが違う試験体の比較より、帯筋の詳細の違いは最大強度時には影響が少なく、斜めひび割れ面の摩擦のみで抵抗している状態で顕著である。(図2(b-2))

一方、図2(c)(d)は曲げせん断試験体の例である。図中の○は最初に設定した一定軸力が保持できなくなった加力ステップであり、曲げせん断加力終了点を示している。この点を軸力保持能力喪失ステップ(必ずステップという言葉が入る)と呼ぶ。一方、それまでに経験した最大部材角を軸力保持能力喪失までの最大部材角(あるいは略して軸力保持能力喪失部材角、この場合はステップという言葉は入らない)と呼ぶ。本題に戻るが、図2(c)が高軸力を、図2(d)が低軸力を受ける試験体で、それぞれ配筋詳細の影響を見たものである。これより以下のことがわかる。

iii) 図2(c-1)と(c-2)の差は少ない。すなわち、配筋詳細の影響は高軸力を受ける試験体では少ない。これは、対応する軸圧縮試験体の結果(図2(b-2))に水平線で示した高軸力($N=300\text{kN}$)の範囲では、挙動の差は少ないことから理解できる。

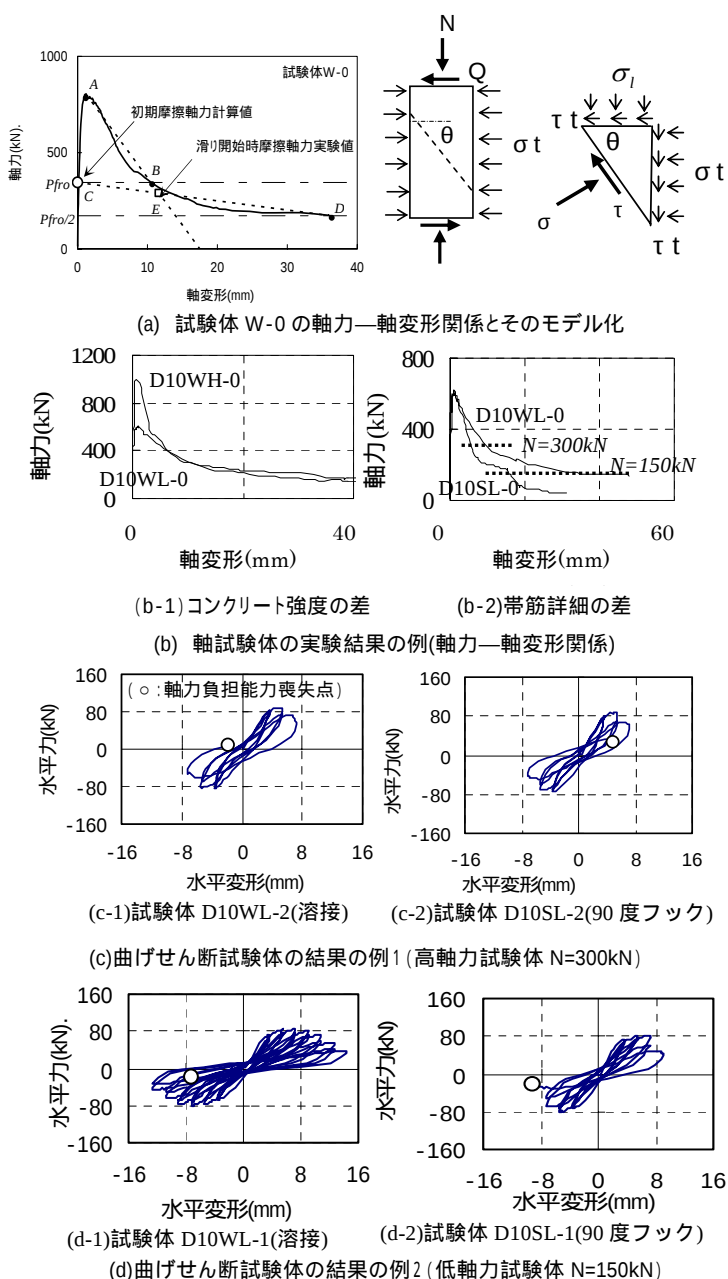


図2 実験結果のまとめ

vi) 図2 (d-1)と(d-2)の差は大きい。すなわち、配筋詳細の影響は低軸力を受ける試験体では大きい。これは、対応する軸圧縮試験体の結果(図2 (b-2))に水平線で示した低軸力 ($N=150\text{kN}$) の範囲では、挙動の差は大きいことから理解できる。

なお、この高軸力と低軸力の定義であるが、以上の知見より、図2 (a)の初期摩擦軸力計算値 P_{fro} を基準に判断できるが、正式な定義は後述する。

3. 軸力保持能力喪失までの最大部材角の検討方法

3.1 検討方法の概要

2章で示した文献 1)の知見と文献 2)4)の評価手法を参考に、せん断破壊後のRC柱の軸力保持能力喪失時の部材角の評価法を再検討する。前述したように、文献1)では等価軸力という概念を用いて滑り面の摩擦力和滑る力を作用する軸力に換算して評価したが、本報告では滑り面で力を直接的に評価することを試みる。具体的には、まずコンクリートのみの応力状態を推定するために、文献 5)と同じ手法で軸力保持能力喪失ステップの主筋の軸力を座屈も考慮しうる主筋の応力度 - ひずみ度のモデルを用いて推定する。次に、2つの破壊基準を想定し、それらの基準から評価されるおのの試験体の軸力保持能力喪失時の応力状態を表現する指標を算出し、そのときの部材角との関係を検討する。2つの破壊基準としては、モールクーロンの破壊基準²⁾とひび割れ面の滑り基準⁴⁾を対象とする。最後に、これらの破壊基準を用いて、軸力保持能力喪失時部材角の評価式を提案する。このとき、2章で示した知見を生かし、高軸力を受ける場合は配筋詳細の影響がない評価式を、低軸力を受ける場合は配筋詳細の影響を受ける式とする。さらに、配筋詳細の影響は、文献5)と同様に帯筋の拘束効果の低減度合いに影響するとし、配筋詳細ごとに受けた部材角とこの効果の低減度合いの関係を評価することを試みる。

3.2 主筋の負担分の評価

主筋は軸力を負担するとともにダボ効果により水平力にも抵抗する。しかしながら、本報告では、ダボ効果の評価が難しいこと、後述するようにほとんどの主筋が軸降伏していると推測できるのでダボ効果は少ないことより、主筋の効果は軸力負担でのみ評価した。また、本研究ではせん断破壊する柱を対象にしているの、ひび割れ面は試験体高さ方向の中央の反曲点付近に形成される。したがって、部材上下端の曲げヒンジ領域で引っ張りと圧縮を受ける主筋とは異なり、全主筋が有効に軸力を負担すると考えた。

筆者らは文献 6)でRC部材の帯筋で拘束された主筋の座屈後までの挙動を評価できるモデルを提案しており、文献 5)では曲げせん断加力試験体の軸力保持能力喪失時の主筋の軸力をこのモデルを用いて評価した。本報告でも同様に評価することを試みた。このモデルでは座屈後の挙動は座屈区間(帯筋何本分の区間で座屈が生じるか)に大きく影響し、モデル上の重要なパラメータになっているが、本実験では試験体の最終的な破壊状態から、溶接帯筋は1区間座屈、他の試験体は3区間座屈として計算した。また、軸変形は前述した試験体の軸変形測定区間の値を用いた。

以上による各試験体の軸力保持能力喪失ステップの主筋の軸ひずみ度と軸応力度との関係を図3に示す。縦横軸は降伏時の値でそれぞれ基準化して示している。結果は軸力保持能力喪失ステップに

おいて計算上座屈が始まっている試験体はなかった。むしろ、主筋が弾性状態に収まっている試験体もあった。以降、この主筋応力度を σ_s とする。

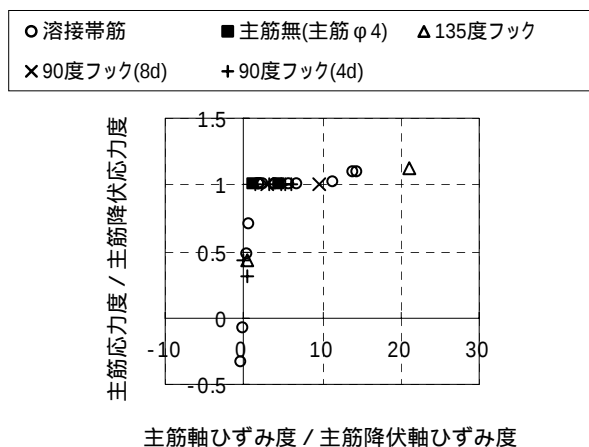


図3 軸力保持能力喪失ステップの主筋の推定軸力

3.3 モールクーロンの破壊基準とそれを用いた評価法

図4 (a)はモールクーロンの破壊基準(図上で原基準と表記)とコンクリートの応力状態を示したものである。この基準と応力円が接すると最大耐力となるが、文献2)では最大耐力時には応力円と基準が接しないが、変形が進むに従って、基準の粘着力 c が低下すると考え、限界変形時(軸力保持能力喪失点ではなく、耐力が最大耐力の80%に低下した点で定義される通常の曲げ変形能)の応力円と接する粘着力 c を求め、限界変形と関連付けている。

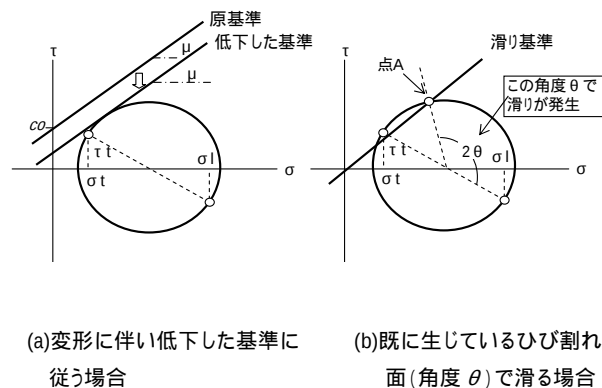


図4 コンクリートの応力状態と破壊基準の概念

本報告で検討した1つめの方法は、これに習い、変形が進むに従って、基準の粘着力 c が低下すると考え、図4 (a)に示すように低下した基準(図上で低下した基準と表記)に接したときに軸力保持性能が失われるとした。すなわち、軸力保持能力喪失ステップの応力円と接する粘着力 c を求め、そのときの変形と関連付けることができる。原基準は、文献1)5)に合わせ $c=0.24\sigma_B$, $\mu=0.77$ とした。これは、Richart らによる静水圧下の拘束効果評価式に合致させた係数となっている。また、応力円は以下の式(1)~(3)で求めた。

$$\sigma_l = \frac{N - A_s \cdot \sigma_s}{b \cdot D} \quad (1)$$

$$\tau_t = \kappa \frac{Q}{b \cdot D} \quad (\kappa = 1) \quad (2)$$

$$\sigma_t = \alpha \cdot p_w \cdot \sigma_{wy} \quad (3)$$

ここで、 N は作用軸力、 A_s 、 σ_s は主筋の全断面積と前述した軸力保持能力喪失ステップの主筋の応力度実験値、 Q は軸力保持能力喪失ステップのせん断力実験値、 b 、 D は柱の幅とせい、 p_w 、 σ_{wy} は帯筋比と帯筋降伏応力度である。 α は帯筋の拘束効果の低減係数である。本研究では配筋詳細により影響を受ける拘束効果を、式(3)からわかるように降伏応力度に係数 α をかける形で表現しており、さらにこの効果が水平変形の進行に伴い低減していくと仮定している。これは配筋詳細によっては帯筋が降伏まで至らないこと、さらに、水平変形の進行に伴うフックの緩みなどにより拘束効果が低下していくことを簡略的に表現することを意図したものである。なお、本節で示す1つめの方法では α を1としておく。

3.4 滑り基準とそれを用いた評価法

一方、本報告の2つめの方法は、図2(a)の右側の図に示したように、既に生じている角度 θ の滑り面で摩擦により抵抗している破壊状態を考慮したものである。このとき、摩擦面に垂直な応力度 σ と平行な応力度 τ は以下の(4)(5)式で表される。

$$\tau = (\sigma_l - \sigma_t) \cdot \sin \theta \cdot \cos \theta + \tau_t \cdot (\sin^2 \theta - \cos^2 \theta) \quad (4)$$

$$\sigma = \sigma_l \cdot \cos^2 \theta + \sigma_t \cdot \sin^2 \theta + 2 \cdot \tau_t \cdot \sin \theta \cdot \cos \theta \quad (5)$$

ここで、角度 θ は文献1)に合わせ、実験値の平均である60度とした。この状態をモールの応力円で表現すると、図4(b)のようになる。すなわち、モールの応力円で角度 θ に対応する点Aを、原点を通る破壊基準(図上で滑り基準と表記)の線が通るとき(すなわち $\tau = \mu \cdot \sigma$)に滑りが生じる。しかしながら、実際に実験で得られた軸力保持能力喪失ステップの応力円を描くと、通常は滑り基準の線は点Aを通らない。これは以下のように解釈できる。まず、滑りが生じる点Aを通る傾きが μ の直線のy切片(粘着力 c)を求めて、式(6)で表しておく。

$$\begin{aligned} c &= \tau - \mu \cdot \sigma \\ &= \frac{N - A_s \cdot \sigma_s}{b \cdot D} (\sin \theta \cdot \cos \theta - \mu \cdot \cos^2 \theta) \\ &\quad - \alpha \cdot p_w \cdot \sigma_{wy} (\sin \theta \cdot \cos \theta + \mu \cdot \sin^2 \theta) + \tau_t (\sin^2 \theta - \cos^2 \theta - 2\mu \cdot \sin \theta \cdot \cos \theta) \end{aligned} \quad (6)$$

ここで、実験で得られた軸力保持能力喪失ステップの応力円上の点Aが図4(b)に示した滑り基準の上にある場合、すなわち $\alpha = 1$ とした上で $c > 0$ の場合を考える。この場合は、軸力に抵抗するのに帯筋の拘束力のみでは不足で、コンクリートの粘着力が必要な領域と解釈できる。従って、滑り破壊基準で破壊したのではなく、1つめの方法で示した破壊基準(原基準から低下したどこかの時点)に従って破壊が生じたと判断できる。本報告では、このような軸力を「高軸力」と定義する。なお、式(6)において $Q=0$ ($\tau_t=0$)とすると、この定義による高軸力とは2章の最後に示した初期摩擦軸力計算値 P_{fro} より大きい軸力であることを意味する。

次に、実験で得られた軸力保持能力喪失ステップの応力円上の点Aが図4(b)に示した滑り基準の下にある場合、すなわち $c < 0$ の「低軸力」を受ける場合であるが、物理的に c は負の値にはなり得ないので、応力円の方が大きくなって基準と接したと解釈される。そして大きくなる要因が σ_t の低下(図4(b)の σ_t が小さくなりx軸上を左に移動すれば、応力円は大きくなる)、すなわち水平変形の進行に伴う帯筋の拘束効果の低減である。この低減率が α であるが、この α は、式(6)において $c = 0$ として、式(7)で得られる。

$$\alpha = \frac{(N - A_s \cdot \sigma_s) \cdot (\sin \theta \cdot \cos \theta - \mu \cos^2 \theta) + Q \cdot (\sin^2 \theta - \cos^2 \theta - 2\mu \cdot \sin \theta \cdot \cos \theta)}{b \cdot D \cdot p_w \cdot \sigma_{wy} (\sin \theta \cdot \cos \theta + \mu \cdot \sin^2 \theta)} \quad (7)$$

2つめの方法の考え方をまとめると、 $c > 0$ (高軸力)の場合は1つめの方法に従い、 $c < 0$ (低軸力)の場合は、 α と軸力保持能力喪失時の変形とを関連付ける、となる。

4. 軸力保持能力喪失までの最大部材角の評価式

4.1 想定する2つの破壊基準による粘着力 c を用いた検討

本節では、まず、想定する2つの破壊基準を用いて得られる粘着力 c を評価尺度とした検討を行う。すなわち、 α を1とした上で、それぞれの基準に従い粘着力 c を求め、軸力保持能力喪失部材角と関連付ける。

図5は軸力負担能力喪失ステップの応力円に接するモールクーロンの破壊基準のy切片を粘着力 c として求め、軸力保持能力喪失までの最大部材角と比較したものである。この方法は3.3節で示した1つめの方法そのものである。図は帯筋に溶接帯筋を用いたものだけの場合と全試験体を用いた場合の両方を示している。縦軸は式(8)で表されるモールクーロンの原基準の粘着力 c_0 で基準化している。また、図中には近似曲線とその精度も示してあるが、主筋なしの試験体2体は傾向が若干異なるので近似用のデータからは除外してある(以下断らない限り同様)。

$$c_0 = 0.24 \cdot \sigma_B \quad (8)$$

一方、図6は図5と同じ図であるが、滑り基準による粘着力 c として、軸力負担能力喪失ステップの式(6)による粘着力 c を求め、軸力保持能力喪失までの最大部材角と比較したものである。図5と図6を比較すると、溶接帯筋だけの場合も全試験体の場合のいずれも、滑り基準を用いた図6の方が精度がよかった(図5(a)と図6(a)あるいは図5(b)と図6(b)の比較)。また、溶接帯筋と他の帯筋の場合を比較すると、モールクーロンの破壊基準によるもの(図5(b))は、ばらつきは同程度で、他の帯筋の場合が若干下側に位置している。一方、滑り基準によるもの(図6(b))は、 $c < 0$ の範囲で他の帯筋の場合のみがばらつきが大きい。

4.2 評価式の検討

本節では、3.4節で示した2つめの方法を念頭に評価式を検討する。3.4節の最後にまとめたように、考え方としては $c > 0$ の場合は1つめの方法に従うとしたが、本報告では簡略化のため、 $c > 0$ の場合はモールクーロンの破壊基準による c (すなわち図5)ではなく、滑り基準による c (すなわち図6)を用いて部材角と関連付けた。これは、i) $c < 0$ の場合との連続性、ii) いずれにせよ粘着力 c との関連付けなので趣旨として大きく違わない、iii) モールクーロンの破壊基準による c より滑り基準による c を用いた方が精度がよい、

ことによる。モールクーロンの破壊基準による c と滑り基準による c があまり変わらないことを確認するために、図7に両者を比較しておく。モールクーロンの破壊基準による c の方が滑り基準による c よりも若干大きめであるが、 $c > 0$ の領域ではほぼ線形の関係があることがわかる。

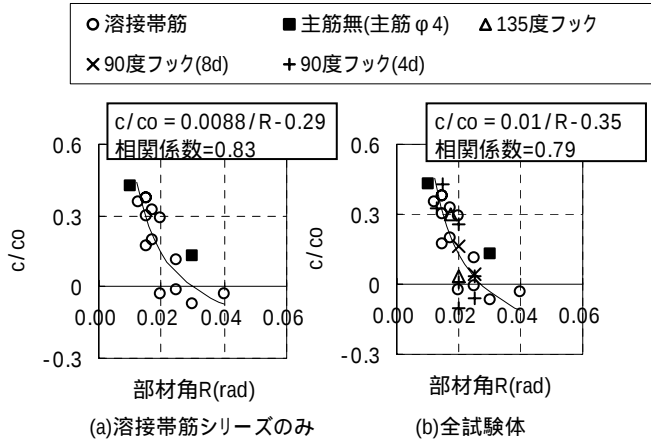


図5 軸力保持能力喪失ステップのモールクーロン基準による粘着力 c と軸力保持能力喪失部材角の関係

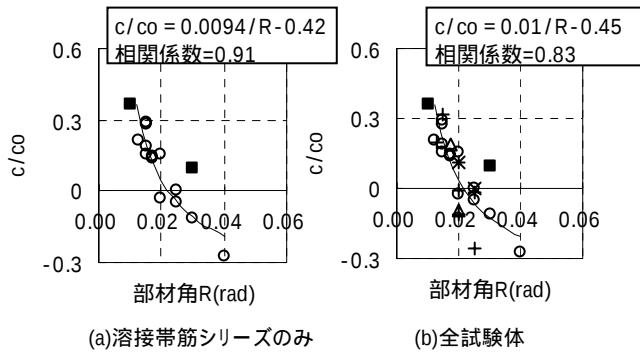


図6 軸力保持能力喪失ステップの滑り基準による粘着力 c と軸力保持能力喪失部材角の関係

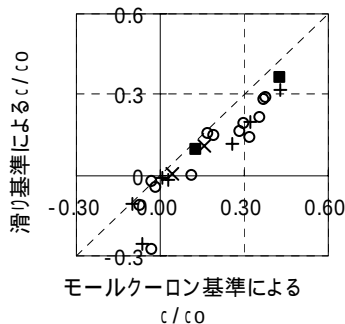


図7 軸力保持能力喪失ステップにおけるモールクーロン基準と滑り基準による c / c_o の比較

図8は滑り基準による c と部材角の関係、すなわち図6の、 $c > 0$ の場合のみを示したものである。本報告ではこれらのデータを直

線近似した。結果は図上に示したが、溶接帯筋を用いた場合(図(a))と、全試験体の場合(図(b))では大きな差はない。すなわち、両図に配筋詳細の影響はあまりみられない。そこで、 $c > 0$ の場合は図8(b)に示した式を採用した。

次に、 $c < 0$ の場合は、 α と軸力保持能力喪失時の変形とを関連付けることを試みる。図9は軸力保持能力喪失ステップのデータを用い、式(7)より個々の試験体の帯筋の拘束効果の低減率 α を求めて、 α と軸力保持能力喪失までの最大部材角と比較したものである。溶接帯筋を用いた場合(図(a))とその他の帯筋の場合(図(b))に分けて示したが、傾向が大きく異なることがわかる。すなわち、すでに示しているように、 $c < 0$ の場合は配筋詳細の影響が極めて大きい。そこで、それぞれの図ごとに直線近似を行い、その結果を図上に示した。これがそれぞれの配筋詳細別の軸力保持性能喪失部材角の評価式となる。

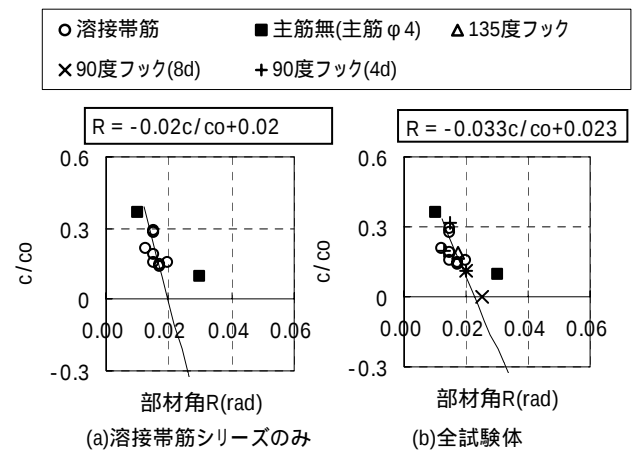


図8 $c > 0$ の試験体の R と c/co の直線化

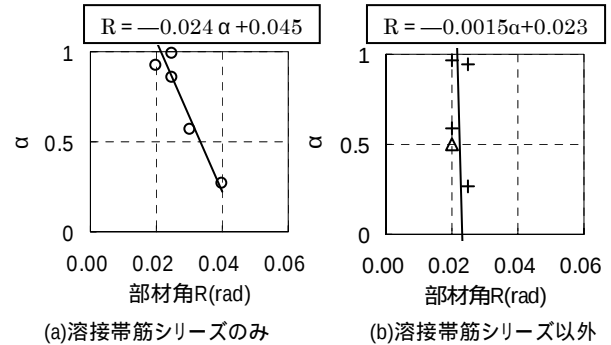


図9 $c < 0$ の試験体の帯筋効果低減係数 α の評価例

以上をまとめると評価式として以下の式(9)が得られる。

$$R = \begin{cases} -0.033 \frac{c}{c_o} + 0.023 & (c > 0) \\ -0.024 \cdot \alpha + 0.045 & \text{(welded)} \\ -0.0015 \cdot \alpha + 0.023 & \text{(others)} \end{cases} \quad \text{hoop} \quad (c \leq 0) \quad (9)$$

ここで、 c は $\alpha = 1$ として式(6)で求める。また、 c_o と α はそれぞれ式(8)(7)で求める。なお、上記の方法は $c > 0$ と $c < 0$ で独立に近似式

を求めているので、式(9)の $c=0$ での連続性が保証されないが、式(9)は結果としてほぼ連続性をもった式となっている。

図 10 は軸力保持性能喪失ステップのデータを用いて、式(9)による計算値と実験値を比較したものである。相関係数が図中に示されているが、文献 1)では全試験体の相関係数が 0.79、主筋無しを除くと 0.84 だったのに対し、精度が上昇している。

図 10 は軸力保持性能喪失ステップのせん断力 Q と主筋の応力 σ_s の実験値を用いているので、実際の設計等での利用を考え、 Q と σ_s に計算値を用いた場合の評価式の精度を図 11(a)(b)に示した。図 11(a)は $Q=0$ とした場合で、図 11(b)は Q にせん断強度計算値⁷⁾を用いた場合である。いずれも σ_s は降伏応力度 σ_y としている。式の性格上 $Q=0$ とすれば若干危険側に、 Q にせん断強度計算値を用いれば若干安全側の評価となる。なお、主筋なしの試験体は検討から除いていたが、ほぼ安全側にはなっている。

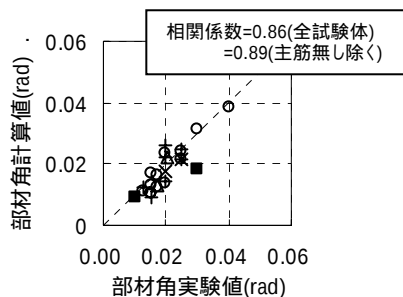


図 10 喪失ステップにおける Q 、 σ_s を用いる場合の評価式の精度

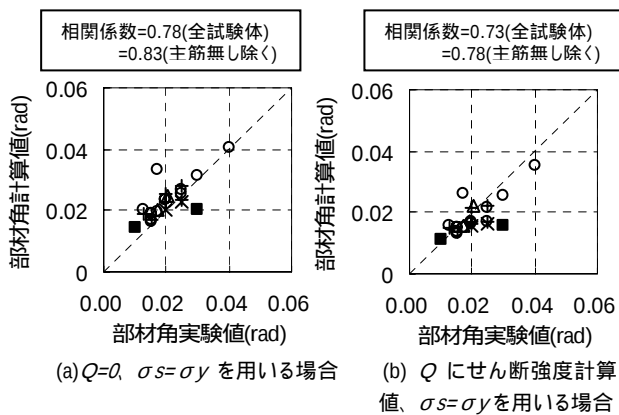


図 11 Q 、 σ_s に計算値を用いる場合の評価式の精度

5. まとめと今後の検討課題

軸力を帯筋の拘束力による摩擦力のみで支持できるかどうか(具体的には式(6)の c の符号)で高軸力と低軸力を定義し、その軸力レベル毎に「せん断破壊する RC 柱の軸力保持性能喪失までに経験しうる最大部材角」の評価式を実験的に求めた(式(9))。高軸力を受ける場合は、滑り基準による指標(式(6)の c)を用いて部材角と関連付けた。また、低軸力を受ける場合は、帯筋の拘束効果の低減率(式(7)の α)を用いて部材角と関連付けた。なお、実験結果を反映させ、高軸力試験体では配筋詳細が影響しない式、低軸力試験体では影響する式となっている。

本研究で対象にした試験体は寸法が小さく、シアスパン比が全て同じである。帯筋フックの形状などの配筋詳細には寸法効果が影響することが考えられ、また、試験体の応力度—ひずみ度関係には寸法効果の他に柱の長さ、すなわちシアスパンが影響する。今後これらの影響を検討していく必要がある。

謝辞 本研究は平成 17 年度科学研究費補助金基盤研究(B)「単純軸圧縮挙動に基づいた RC 系柱の軸力保持能力の評価手法の開発」(代表加藤大介)によった。

参考文献

- 1) 加藤大介, 李柱振, 中村友紀子, 本多良政: 配筋詳細に着目した RC 造せん断破壊柱の軸力保持性能に関する実験(軸加力実験と曲げせん断加力実験の関係), 日本建築学会構造系論文報告集, 第 610 号(掲載決定), pp-, 2006
- 2) Santiago Pujol, Mete Sozen, Julio Ramirez, Transverse reinforcement for columns of RC frames to resist earthquakes, Journal of Structural Engineering, ASCE, pp.461-466, 2000.4
- 3) 花井信明, 平林聖尊, 市之瀬敏勝: モー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, 第 28 回コンクリート工学年次論文報告集 28-2, pp.151-156, 2006
- 4) J. P. Moehle, K. J. Elwood, H. Sezen, Shear failure and axial load collapse of existing reinforced concrete columns, The first U.S.-Japan Workshop on performance-Based Earthquake Engineering Methodology for Reinforced Concrete Building Structures, pp.233-247, 2000
- 5) 加藤大介, 李柱振, 菅勝博, 中村友紀子: 異なる配筋詳細を有する RC 造柱のせん断破壊後の軸力負担能力の評価実験, 第 26 回コンクリート工学年次論文報告集 26-2, pp.199-204, 2004
- 6) 加藤大介, 若月康二: 高強度材料を用いた RC 部材の主筋の座屈性状, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 453 号, 11 月, pp.141-147, 1993
- 7) 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, 1999