

# 論文 Shear-Friction モデルの釣り合い方程式に基づく RC 造柱の軸限界状態曲線の修正式

蓮池 類\*1・田嶋 和樹\*2・長沼一洋\*3

**要旨:** 本研究では、RC 造柱のせん断破壊後の軸破壊点を推測する既往の提案式に対して、適用範囲が狭いことから修正式の作成を試みた。既往の提案式は、せん断破壊によって生じたひび割れ面における力の釣り合い関係に基づいた理論モデルを考えている。本報では、国内外における RC 造柱の実験に関するデータベースを作成し、この理論モデルにおける臨界ひび割れ角度  $\theta$  およびひび割れ面の有効摩擦係数  $\mu_m$  に着目した検討を行った。その結果、臨界ひび割れ角度  $\theta$  は  $60^\circ$  とし、有効摩擦係数  $\mu_m$  は柱寸法に応じて短柱と長柱に分類した 2 通りの修正式を提案することで適用範囲が拡大することを示した。

**キーワード:** 軸破壊, 軸限界状態曲線, 軸支持能力, せん断破壊, ファイバー解析, RC 柱

## 1. はじめに

地震大国である日本では、過去の大地震によって鉄筋コンクリート（以下、RC）造建物が崩壊や損傷などの被害を受けてきた。特に 1971 年以前の旧耐震基準で設計された RC 造建物は、近年の大地震においても、柱がせん断破壊し、層崩壊に至る被害事例が報告されている。こうした背景から、柱がせん断破壊後に軸崩壊するメカニズムの解明を目的とした RC 造柱部材の実験的研究が多数実施されてきた<sup>1)~24)</sup>。また、Elwood らは、RC 造柱がせん断破壊後に軸崩壊する現象に関して、軸力と崩壊部材角の理論的な関係式を提案している<sup>25)</sup>。しかし、提案式の検証に用いられた試験体数が少なく、日本で一般的に見られる短柱や長柱は適用範囲外となっている。

本報では、Elwood らの提案式の適用範囲の拡大を目的とした修正式の提案を試みる。まず、既往の RC 造柱の水平加力実験を対象にデータベースを作成し、既往の提案式の適用性の確認および修正式の検討を実施する。また、修正式の妥当性を確認するために、せん断破壊後に軸破壊する RC 造柱の水平加力実験を対象として、修正式に基づく軸限界曲線を組み込んだ数値解析を実施し、修正前後における解析精度の差を比較する。

## 2. 既往の提案式

### 2.1 Shear-Friction モデル

図-1 に Shear-Friction モデル<sup>25)</sup>を示す。柱がせん断破壊を経験した際、支持している軸荷重はせん断破壊面を横切って伝達されなければならない。この荷重の伝達のメカニズムを理論的にモデル化したものが Shear-Friction モデルである。このモデルに作用する力の釣り合い方程式は次式のとおりである。

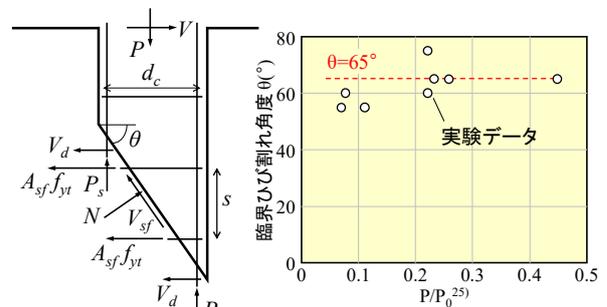


図-1 Shear-Friction モデル<sup>25)</sup> 図-2 臨界ひび割れ角度  $\theta$ <sup>25)</sup>

$$N \sin \theta = V_{sf} \cos \theta + \frac{A_{st} f_{yt} d_c \tan \theta}{s} \quad (1)$$

$$P = N \cos \theta + V_{sf} \sin \theta + n_{bars} P_s \quad (2)$$

ここで、 $N$ : ひび割れ面に垂直に作用する力( $N$ )、 $\theta$ : 臨界ひび割れ角度 (図-2 より近似値  $65^\circ$  と仮定)、 $V_{sf}$ : ひび割れ面の摩擦抵抗力( $N$ )、 $s$ : 帯筋間隔(mm)、 $A_{st}$ : 帯筋断面積( $\text{mm}^2$ )、 $f_{yt}$ : 帯筋降伏強度( $\text{N/mm}^2$ )、 $d_c$ : 1 組の帯筋の中心間距離(mm)、 $P$ : 軸力( $N$ )、 $n_{bars}$ : 主筋本数、 $P_s$ : 主筋 1 本が負担する軸力( $N$ )である。なお、外部せん断力  $V$  はゼロ、主筋のダボ作用による力  $V_d$  は無視すると仮定された。この時、 $V_{sf}$  はひび割れ面での摩擦を介して伝達されるため、摩擦係数  $\mu$  を用いて次式で定義できる。

$$V_{sf} = N \mu \quad (3)$$

式(3)を式(1)、式(2)にそれぞれ代入して連立式を解くことで次式が得られる。

$$P = \frac{A_{st} f_{yt} d_c}{s} \tan \theta \frac{1 + \mu \tan \theta}{\tan \theta - \mu} + n_{bars} P_s \quad (4)$$

式(4)は、第 1 項がせん断摩擦を介して伝達される軸荷重であり、第 2 項が主筋により伝達される軸荷重である。

\*1 日本大学大学院 理工学研究科建築学専攻 (学生会員)

\*2 日本大学 理工学部建築学科准教授 博士 (工学) (正会員)

\*3 日本大学 理工学部建築学科教授 博士 (工学) (正会員)

しかし、ここで Elwood らは、第 2 項は第 1 項とは独立に軸荷重支持を考慮することが適切であると考察しており、これら 2 項のうちそれぞれの支配量の最大値を採用することを推奨し、第 2 項を除去した最大キャパシティモデルを提案した。この時、最大キャパシティモデルに対する有効摩擦係数として次式を与えている。

$$\mu_m = \frac{P - \frac{A_{st} f_{yt} d_c}{s}}{\frac{P}{\tan \theta} + \frac{A_{st} f_{yt} d_c}{s} \tan \theta} \quad (5)$$

ここで、添え字の m は最大キャパシティモデルを意味する。Elwood らは、式(5)により全 12 体の RC 柱試験体を対象に有効摩擦係数を算出し、作用軸力を支持できなくなる（以下、軸破壊）までに経験した最大の水平変位との関係を近似した次式を導いている（図-3）。

$$\mu_m = \tan \theta - \frac{100 \Delta_a}{4 L} \geq 0 \quad (\theta = 65^\circ) \quad (6)$$

この関係は、水平変形が増大することにより、せん断ひび割れ面の粗さを劣化させ、有効な摩擦抵抗が低下することを考慮している。最後に第 2 項を除去した式(4)に式(6)を代入することにより、次式が得られる。

$$\frac{\Delta_a}{L} = \frac{4}{100} \frac{1 + (\tan \theta)^2}{\tan \theta + P \left( \frac{s}{A_{st} f_{yt} d_c \tan \theta} \right)} \quad (\theta = 65^\circ) \quad (7)$$

式(7) (Elwood 式) は、図-4 に示す軸力と軸破壊時の水平変形角に関する曲線関係(軸限界状態曲線)を与え、実験結果と良好に対応している。しかし、式の検証に使用された試験体数が少ないこと、また、柱せいに対する柱高さの比（以下、 $h_0/D$ ）が 6.4 を超える範囲で検証されたことを踏まえると、せん断破壊の傾向が強い RC 短柱に対する適用性は低いと考えられる。

## 2.2 Elwood 式の適用性の確認

筆者らは、Elwood らのせん断限界状態曲線および軸限界状態曲線を利用し、せん断破壊する RC 柱のポストピーク挙動を表現可能な数値解析手法<sup>26)</sup>を開発している。この手法では、柱部材の軸破壊点の正確な予測がせん断破壊後の耐力低下挙動の解析精度を左右する。そこで、Elwood 式の適用性を確認するため、既往の RC 造柱試験体<sup>13) 14)</sup>の内、Elwood 式の適用範囲外と考えられる  $h_0/D \leq 2$  以下となる短柱に対して数値解析を実施する。

表-1 に解析対象試験体の概要、図-5 に解析モデル概要を示す。なお、解析には OpenSees<sup>27)</sup>を用いた。試験体の柱部はファイバー要素でモデル化し、スタブは剛体とした。また、主筋の抜け出し挙動を考慮するために柱頭・柱脚には接合部サブ要素<sup>26)</sup>を付与し、柱のせん断挙動を考慮するために柱頭にせん断サブ要素<sup>26)</sup>を付与した。加力方法は、定軸力を加えた状態での正負交番静的

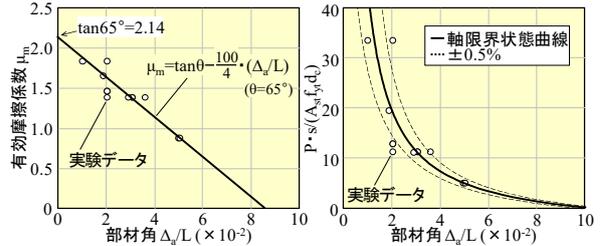


図-3 有効摩擦係数  $\mu_m$

一部材角  $\Delta_a/L$  の関係<sup>25)</sup>

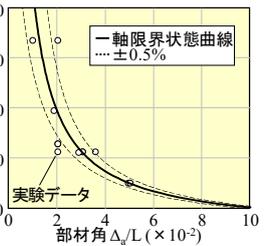


図-4 軸限界状態曲線と実験値の比較<sup>25)</sup>

表-1 試験体概要

試験体	No.1 <sup>13)</sup>	No.3 <sup>13)</sup>	H-4 <sup>14)</sup>	D10SL-1 <sup>14)</sup>
柱幅×柱せい ×内法長さ	250×250 ×375	250×250 ×500	180×180 ×360	180×180 ×360
コンクリート強度	17.7	14.5	35.2	19.1
軸力比 $N/(bDf_c)$	0.20	0.21	0.18	0.24
主筋配筋	12-D10	12-D10	4-D10	4-D10
主筋降伏強度	353	353	383	371
帯筋配筋	2-D4@55	2-D4@55	2-D6@70	2-D6@70
帯筋降伏強度	379	379	316	316

単位：mm，N

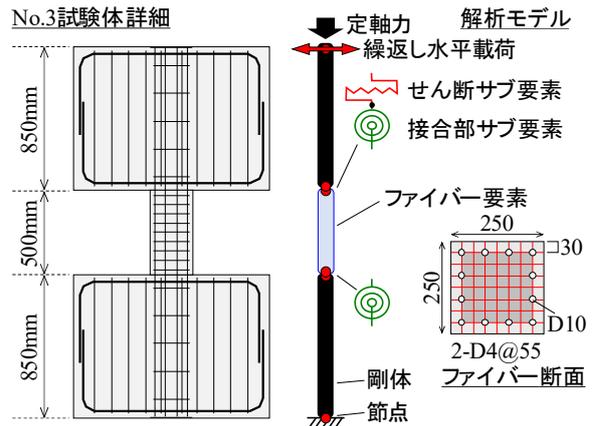


図-5 試験体配筋図および解析モデル概要

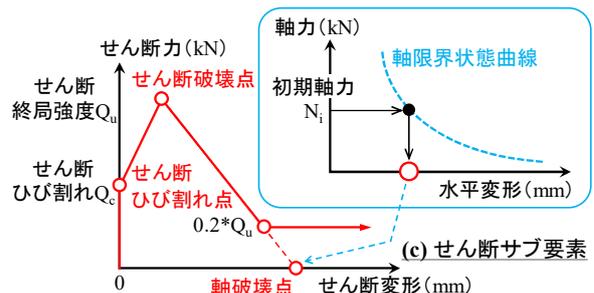
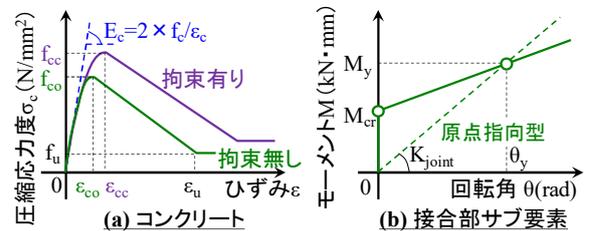


図-6 材料構成則およびバネ復元力特性

繰返し載荷とした。図-6 に材料構成則およびバネ復元力特性を示す。コアコンクリートには、Mander ら<sup>28)</sup>の拘束効果を適用した。鉄筋は bi-linear 型とし、降伏後の二次勾配は初期剛性の 1/100 とした。接合部サブ要素に付与する復元力特性は、bi-linear 型のモーメント(M)–回転角( $\theta$ )関係でモデル化した<sup>26)</sup>。せん断サブ要素の復元力特性は、せん断ひび割れ点、せん断破壊点、軸破壊点により決定する。せん断破壊点のせん断変形は、せん断破壊時部材角 ( $R=1/250$ ) の 25%として決定した<sup>26)</sup>。軸破壊点は、せん断力がゼロの時に軸破壊に至ると仮定し、その時の水平変形を式(7)より算出した。

図-7 に静的繰返し載荷解析の結果を示す。最大耐力に至るまでの挙動に関して、解析結果は実験結果と良好に対応している。一方、ポストピーク領域に関しては、解析結果は実験よりも緩やかな耐力低下を示した。これは、図-6 に示した軸破壊点を過大評価したことが原因である。このことは、 $h_0/D$  が 2 以下となるような短柱は Elwood 式の適用範囲外であることを示しており、せん断破壊後の軸破壊点をより正確に評価するためには、現状の Elwood 式の適用範囲を広げるための新たな軸破壊点の修正式が必要であると考えられる。

### 3. 軸限界状態曲線の修正式の提案

#### 3.1 軸破壊実験に関するデータベース

既往の RC 造柱実験<sup>1)–25)</sup>を対象として、実験データベースを作成した。採用した試験体は、文献中で「作用軸力を支持できなくなった」または「水平載荷後に水平変位を与えた状態で軸圧縮載荷して最大値に到達した」などと明記して軸破壊点を定義しているものとし、本報の軸破壊点も同様に定義した。表-2 に検討する試験体パラメータを示す。本検討では、 $h_0/D = 2$  を境にして短柱と長柱に分類しており、短柱 93 体、長柱 75 体、合計 168 体を検討対象とし、縮小スケールは 1/4~実大で様々であった。また、柱の破壊形式は、短柱がせん断破壊、長柱が曲げ降伏後せん断破壊である。なお、長柱の場合は曲げ圧壊破壊などの曲げによる破壊モードも存在するため、比較対象としてデータベースに含めている。

図-8 に収集した実験結果と Elwood 式の比較を示す。実験データのプロットの算出には、式(7)より得られる軸力  $P$  と帯筋パラメータより求まる値を縦軸に取り、軸破壊時の水平変形角を横軸の値とした。長柱の試験体の場合、Elwood 式と良好な対応を示すものもあるが、軸破壊時の軸力を過大に評価している傾向にある。一方、短柱の試験体は全体的に Elwood 式との対応が悪く、適用範囲外であることが確認できる。

#### 3.2 臨界ひび割れ角度 $\theta$

Shear-Friction モデルは、せん断ひび割れ面が形成され

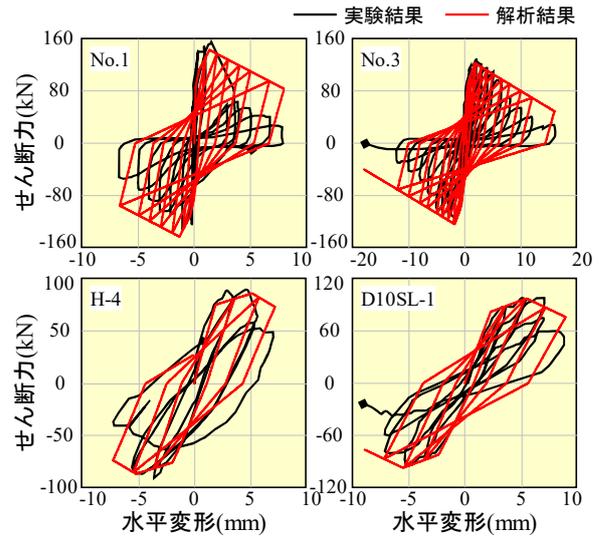


図-7 静的繰返し載荷解析の結果

表-2 検討する試験体パラメータ

パラメータ	短柱( $h_0/D \leq 2$ )	長柱( $h_0/D > 2$ )
$h_0/D$ (柱内法/柱せい)	1.5~2.0	2.5~6.5
コンクリート強度(N/mm <sup>2</sup> )	11.4~35.2	9.4~44.5
軸力比 $N/(bDf_c)$	0.04~0.89(1.02*)	0.07~0.99
主筋降伏強度(N/mm <sup>2</sup> )	333~502	331~479
全主筋比(%)	0.16~3.00	0.95~3.13
帯筋降伏強度(N/mm <sup>2</sup> )	296~425	296~690
帯筋比(%)	0.11~0.68	0.07~1.21

載荷方法：押切り、繰返し後押切り、繰返し、疑似動的載荷、水平変位を与えた状態での圧縮載荷

せん断破壊(短柱) 曲げ降伏後せん断破壊、曲げ圧縮破壊(長柱)

\*())内の数値は、水平載荷後の圧縮載荷によって負担できなくなった時点の軸力比

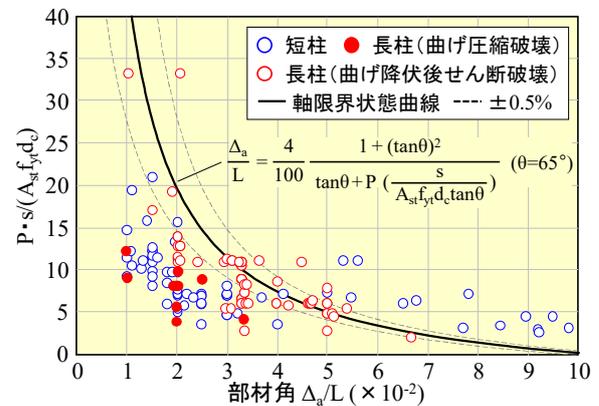


図-8 データベースの実験結果と軸限界状態曲線

た破壊モードに対する力の釣り合いを考えた理論的なモデルである。ひび割れ角度によって破壊モードや抵抗メカニズムが変化すると考えられるため、臨界ひび割れ角度  $\theta$  をより正確に設定することが重要である。Elwood らは、図-2 に示したように少数の試験体の観測結果を基に近似値 65°を採用したが、その妥当性を確認するため、実験データベース内の試験体のうち、論文にひび割れや破壊状況が記載されていたものを対象にして、せん断ひび割れの角度を計測した。図-9 にひび割れ角度の算出方法と臨界ひび割れ角度  $\theta$ –軸力比関係を示す。ひび

割れ角度の計測は Elwood ら<sup>25)</sup>と同様の手法とし、せん断破壊に起因する主要な斜めひび割れを対象にして、縦横比から角度を求めた。また、主要なせん断ひび割れが複数存在する場合は、それらすべてを計測して平均した値をその柱のせん断ひび割れ角度とした。図中には全61体の測定結果を示すが、今回の検討の範囲では軸力比や  $h_0/D$  に関わらず、平均値  $60.7^\circ$  を中心にばらつく結果となった。なお、既往の研究<sup>14)</sup>においても、ひび割れ角度  $\theta$  を概ね  $60^\circ$  と評価しており、本結果と同様であった。

### 3.3 有効摩擦係数 $\mu_m$

RC 柱は繰返し水平力を受けることで、コンクリートのかぶり、コアの順に圧壊や剥離といった損傷が進展していく。そのため、式(6)で述べたようにせん断ひび割れ面の損傷の増大に伴い、有効な摩擦抵抗が減少していく。ただし、ひび割れ面の損傷過程は、破壊モードや抵抗モードによって異なる事が考えられる。例えば、短柱のようなせん断抵抗の成分が大きい破壊モードでは、せん断ひび割れ面に損傷が集中し、ひび割れ面の劣化が早いと考えられる。一方、曲げ降伏後せん断破壊が起こりやすい長柱は、短柱に比べて曲げ抵抗成分が大きいため、せん断ひび割れ面に損傷が集中せず、ひび割れ面の劣化の進行も緩やかになると考えられる。つまり、式(6)で提案された線形関係は、損傷の進展過程を考慮して決定することが望ましい。そこで、実験データベース内の試験体を対象として、有効摩擦係数  $\mu_m$  の評価を試みる。

図-10に有効摩擦係数  $\mu_m$  - 部材角  $\Delta_a/L$  の関係を示す。なお、実験データのプロットは、式(5)により有効摩擦係数  $\mu_m$  を算出し、3.2節より  $\theta=60^\circ$  として求めた。図-3と同様に概ね線形関係が見られるが、近似線を中心にプロットが多少ばらつく結果となった。これは、せん断破壊形式や試験体寸法を区別せずに実験データを整理している影響だと考えられ、今後詳細な検討が必要である。しかしながら、短柱の場合、部材角4%程度を境として2分された領域で、それぞれに線形的な傾向が見られた。ここで、両者の違いは水平載荷の繰返し回数である。変形の小さいデータは、ほとんどが繰返し回数を漸増させていく過程で軸支持能力を喪失した試験体の結果である。一方、変形の大きいデータは、押切り載荷あるいは2~3回程度の極めて少ない繰返しを経験した後の押切り載荷である。これは、繰返し回数の違いがせん断ひび割れ面の損傷進展に大きく影響しており、有効な摩擦抵抗の減少程度に明確な差が表れたためであると考えられる。

一方、長柱の大部分のデータには、一定の線形な関係性が見られる。しかし、線形関係から大きく外れるデータ(図中、適用範囲外)も確認された。ここで、図中の実線で囲まれた2体のデータに着目すると、これらは同一試験体で繰返し回数のみをパラメータとした実験<sup>24)</sup>

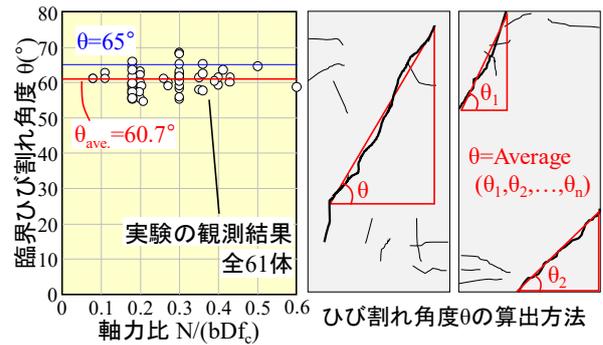


図-9 臨界ひび割れ角度  $\theta$  - 軸力比

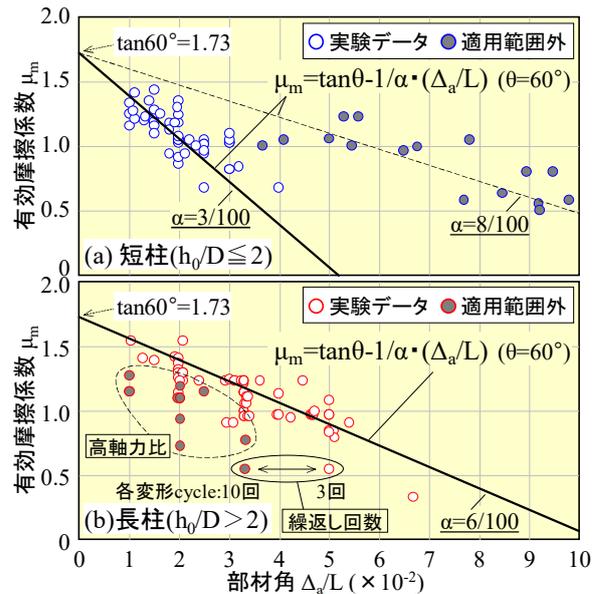


図-10 有効摩擦係数  $\mu_m$  - 部材角  $\Delta_a/L$

の結果であり、一方は、各変形下で10回繰返し載荷を実施している。この場合、短柱で述べたケースとは逆に、多くの繰返しによってせん断ひび割れ面の劣化が生じ、同一試験体でありながら軸破壊時の変形に大きな差を生じたと考えられる。また、破線で囲まれた適用範囲外のデータは、軸力比が0.4-0.99と大きい試験体であり、破壊状況からもせん断ひび割れ面の形成が確認されておらず、曲げ圧壊型の破壊モードであった。このような軸力比が0.4を超える長柱の試験体については、Shear-Frictionモデルによる力の釣り合いが考慮できないと考えられるため、本検討では適用範囲外とした。

以上より、繰返し回数が極端に少ないまたは多いケースや軸力比が0.4以上の長柱を適用範囲外とした上で、有効摩擦係数  $\mu_m$  と軸破壊時の水平変形角に関する関係を図-10に基づいて次式で提案する。

$$\mu_m = \tan\theta - \frac{1}{\alpha} \frac{\Delta_a}{L} \geq 0 \quad (\theta = 60^\circ) \quad (8)$$

$$\alpha = \frac{3}{100} \quad (h_0/D \leq 2) \quad (9)$$

$$\alpha = \frac{6}{100} \quad (h_0/D > 2) \quad (10)$$

ここで、式(8)は式(6)を基本形として係数  $\alpha$  を導入したものであり、係数  $\alpha$  は  $h_0/D$  の値に応じて式(9)あるいは式(10)より求めることとする。なお、本式の適用範囲は、表-3 に示すとおりであり、今回収集した実験データベースに基づいている。ただし、 $h_0/D=2$  近傍の実験はほとんどなく、今後実験データの蓄積が必要である。また、図-10(a)において、繰返し載荷回数の少ない適用範囲外の短柱に関しても一定の傾向が見られた。ただし、地震被害を受ける RC 柱の挙動としては稀であるため、ここでは参考値として  $\alpha$  の値を示すに留めることにする。

### 3.4 修正軸限界状態曲線の提案

これまでの検討に基づいて、筆者らが提案する Elwood らの軸限界状態曲線の修正式を次式に示す。

$$\frac{\Delta_a}{L} = \alpha \frac{1 + (\tan \theta)^2}{\tan \theta + P \left( \frac{s}{A_{st} f_{yt} d_c \tan \theta} \right)} \quad (\theta = 60^\circ) \quad (11)$$

ここで、式(11)は、式(7)に基づいた基本形であり、 $\theta$  の数値を変更するとともに、係数  $\alpha$  を新たに導入している。

図-11 に実験データベースの実験結果と修正軸限界状態曲線の対応を示す。なお、比較のために適用範囲外の実験結果および修正前の曲線も併せて示す。図-11(a)より、短柱では修正式と Elwood 式の差は明確であり、修正式は実験結果を良好に評価している。一方、図-11(b)より、長柱では式の修正前後による差はほとんど見られず、両式とも実験結果を良好に評価している。これより、Elwood 式は長柱に関して適用性が高いと判断できる。

最後に修正式の検証のために、2.2 節で示した RC 柱の水平加力実験を対象として、修正式によって得られる軸限界状態曲線を組み込み、改めて数値解析を実施する。

図-12 に各試験体に対する軸限界状態曲線を示す。なお、図中の曲線は、Elwood 式および修正式を軸力比-部材角関係として表している。全ての試験体において、修正式により得られる軸破壊点は実験結果と良好に対応しており軸破壊時の部材角は Elwood 式と比較しておよそ 1/2 程度となった。図-13 に静的繰返し載荷解析の結果を示す。せん断サブ要素の復元力特性において、修正式より得た軸破壊時の変形が Elwood 式の場合の 1/2 程度となったことによって耐力低下の勾配が急峻になり、解析による耐力低下の傾向はより実験に対応する結果となった。

### 4. まとめ

Elwood らが提案した軸限界状態曲線式の適用範囲の拡大を目的とし、既往の RC 造柱部材実験のデータベースに基づいて修正式を提案するとともに、修正軸限界状態曲線の適用性を検討した。以下に得られた知見を示す。

(1) Shear-Friction モデルにおける臨界ひび割れ角度  $\theta$  の値は  $65^\circ$  とされていたが、既往の RC 柱の実験結果

表-3 試験体の適用範囲

パラメータ	短柱( $h_0/D \leq 2$ )	長柱( $h_0/D > 2$ )
$h_0/D$ (柱内法/柱せい)	1.5~2.0	2.5~6.5
コンクリート強度(N/mm <sup>2</sup> )	11.4~35.2	11.2~44.5
軸力比 $N/(bDf_c)$	0.16~0.89(1.02*)	0.07~0.36
主筋降伏強度(N/mm <sup>2</sup> )	333~502	331~479
全主筋比(%)	0.16~1.70	0.95~3.13
帯筋降伏強度(N/mm <sup>2</sup> )	296~420	296~690
帯筋比(%)	0.11~0.68	0.07~1.21

載荷方法：繰返し後押し切り、繰返し、疑似動的載荷、水平変位を与えた状態での圧縮載荷

せん断破壊(短柱) | 曲げ降伏後せん断破壊(長柱)  
\*( )内の数値は、水平載荷後の圧縮載荷によって負担できなくなった時点の軸力比

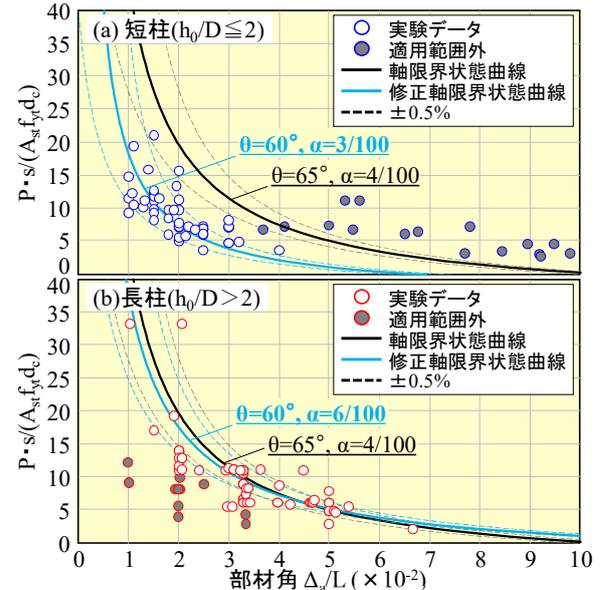


図-11 データベースの実験結果と修正軸限界状態曲線

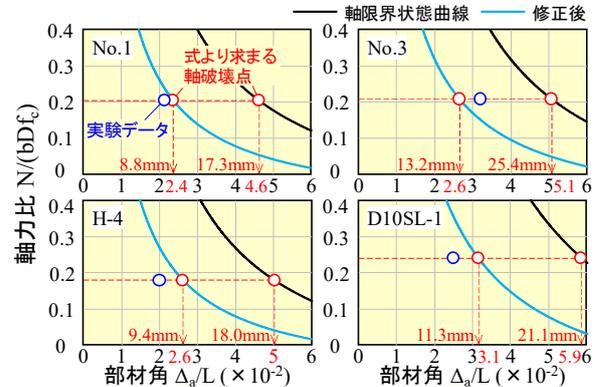


図-12 対象試験体の軸破壊点の決定

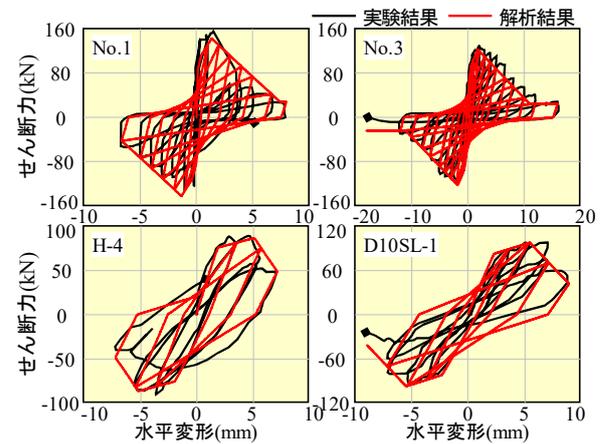


図-13 静的繰返し載荷解析の結果

の評価より 60°を推奨するべきと分かった。

- (2) 有効摩擦係数  $\mu_m$  は、 $h_0/D$  の値に応じて長柱と短柱で分類した修正式を求めることができ、繰返し載荷によるせん断ひび割れ面の劣化を破壊モード別に考慮することができた。
- (3) 提案した臨界ひび割れ角  $\theta$  と有効摩擦係数  $\mu_m$  の式から得られる軸限界状態曲線の修正式は、短柱および長柱の軸破壊点を良好に評価した。特に短柱に関しては、既往の提案式よりも精度がよく、適用範囲を拡大することができた。

## 謝辞

研究の遂行にあたり、日本大学白井伸明名誉教授より多くのご助言を戴きました。ここに謝意を表します。

## 参考文献

- 1) 瀧田一平, 他: 鉄筋コンクリート柱の軸力上昇を考慮した崩壊実験, 日本建築学会大会梗概集, pp.81-82, 2015.9
- 2) 瀧田一平, 他: 鉄筋コンクリート柱の高軸力からの軸力減少を考慮した崩壊実験, 日本建築学会大会梗概集, pp.267-268, 2014.9
- 3) 中村孝也, 他: 軸力減少を考慮したせん断破壊型鉄筋コンクリート柱の崩壊実験, 日本建築学会構造系論文集, Vol.79, 第 701 号, pp.987-994, 2014.7
- 4) 中村孝也, 他: 軸力減少が鉄筋コンクリート柱の崩壊性状に与える影響, 日本建築学会大会梗概集, pp.513-514, 2013.8
- 5) 広瀬裕三郎, 他: 軸力負担能力喪失点に着目した低強度コンクリート柱の実験とその評価法, 日本建築学会構造工学論文集, Vol.59B, pp.49-54, 2013.3
- 6) 中村孝也, 他: 主筋量がせん断破壊型 RC 柱の構造性能に与える影響, 日本建築学会大会梗概集, pp.161-162, 2011.8
- 7) 伊井宏樹, 他: 試験体寸法と中子筋の有無を変化させた RC 造柱のせん断破壊後の軸力負担能力評価実験, コンクリート工学年次論文集, Vol.32, No.2, pp.157-162, 2010
- 8) 近藤隆幸, 他: 疑似動的手法による鉄筋コンクリート柱の崩壊実験 (その 1~2), 日本建築学会大会梗概集, pp.553-556, 2008.9
- 9) 宮島雄代, 他: 試験体寸法を変化させた RC 造柱の軸力負担能力の評価実験, コンクリート工学年次論文集, Vol.30, No.3, pp.163-168, 2008
- 10) 阿部博之, 他: RC 造柱の残存軸耐力に及ぼす配筋詳細の影響の評価実験, コンクリート工学年次論文集, Vol.30, No.3, pp.1297-1302, 2008
- 11) 村上恵都子, 他: 低強度コンクリート RC 造柱の破壊性状に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.30, No.3, pp.211-216, 2008
- 12) 加藤大介, 他: RC 造柱の残存軸耐力に関する実験と考察, 日本建築学会構造系論文集, 第 619 号, pp.127-132, 2007.9
- 13) 山崎和宏, 他: 鉄筋コンクリート造柱の軸力支持限界と耐震診断基準値, コンクリート工学年次論文集, Vol.28, No.2, pp.181-186, 2006
- 14) 加藤大介, 他: 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, 日本建築学会構造系論文集, 第 610 号, pp.153-159, 2006.12
- 15) 李柱振, 他: 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, 日本建築学会大会梗概集, pp.139-140, 2005.9
- 16) 金紅日, 他: せん断破壊型 RC 柱の崩壊に対する直交壁の影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.27, No.2, pp.193-198, 2005
- 17) 高稲宜和, 他: 曲げ降伏後せん断破壊する鉄筋コンクリート柱の崩壊に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 583 号, pp.91-98, 2004.9
- 18) 高稲宜和, 他: 鉄筋コンクリート柱の崩壊変形に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 573 号, pp.153-160, 2003.11
- 19) 中村孝也, 他: せん断破壊型鉄筋コンクリート短柱の軸力保持限界に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 561 号, pp.193-199, 2002.11
- 20) 滝泰之, 他: 鉄筋コンクリート柱の軸力保持限界に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.23, No.3, pp.217-222, 2001
- 21) 立松伸博, 他: 鉄筋コンクリート柱の曲げ破壊性状に及ぼす帯筋端部形状の影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.23, No.3, pp.241-246, 2001
- 22) 森直哉, 他: 鉄筋コンクリート柱の曲げ破壊性状に及ぼす帯筋端部折り曲げ角度の影響, 日本建築学会大会梗概集, pp.793-794, 1999.9
- 23) 大野義照, 他: 鉄筋コンクリート柱の力学性状におよぼす帯筋フック形状の影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.20, No.3, pp.493-498, 1998
- 24) 宮本芳樹, 他: 鉄筋コンクリート柱部材の靱性と横補強筋量について, 日本建築学会近畿支部研究報告集, pp.49-52, 1998
- 25) Elwood K. J. and Mochle J. P. : Shake Table Tests and Analytical Studies on the Gravity Load Collapse of Reinforced Concrete Frames, PEER-2003/01,2003.11
- 26) 田嶋和樹, 他: 脆性部材の破壊が RC 造骨組の耐震性能に及ぼす影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.34, No.2, pp.337-342, 2012
- 27) Open System for Earthquake Engineering Simulation – Home Page, <http://opensees.berkeley.edu/>
- 28) Mander J. B. : Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete, Journal of Structural Engineering, Vol.114, No.8, pp.1804-1826, 1988.8