

繰り返し荷重を受ける鉄筋の座屈モデルに関する研究

Modeling of Nonlinear Cyclic Behavior of Buckled Reinforcing Bars

田上和也*, 中村光**, 斉藤成彦***, 檜貝勇****

Kazuya Tanoue, Hikaru Nakamura, Shigehiko Saito and Takeshi Higai

*山梨大学大学院, 工学研究科土木環境工学専攻 (〒400-8511 甲府市武田 4-3-11)

**博 (工), 山梨大学助教授, 工学部土木環境工学科 (同上)

***博 (工), 山梨大学助手, 工学部土木環境工学科 (同上)

****工博, 山梨大学教授, 工学部土木環境工学科 (同上)

The buckling behaviors of reinforcing bars are investigated analytically and several indexes which characterize the buckling behavior are modeled based on the analytical results. In this paper, buckling analysis of reinforcing bars is performed by finite element method based on finite displacement theory for layered beam element. The buckling behaviors under monotonic and cyclic loads are estimated accurately in the analysis. Based on the analytical results, several indexes such as buckling stress, residual stress and buckling curve which are parameter characterizing the buckling behavior are formulated. Considering these results, stress-average strain relationship of reinforcing bars accounting for inelastic buckling is modeled. The model has the post buckling softening branch, since the buckling behavior is considered as material property, which is an easy method to introduce the effect of buckling in finite element method.

Key Words: Buckling, Stress-average strain relationship, Finite displacement theory, Finite element method

キーワード: 座屈、応力-平均ひずみ関係、有限変形理論、有限要素解析

1. はじめに

阪神・淡路大震災で鉄筋コンクリート (以下RC) 構造物が多大な被害を受けたことから、帯鉄筋を多量に配置すること等によるRC構造の耐震性能の向上が試みられている。帯鉄筋を多量に配置したRC部材は、大きな靱性を持ち、最終的には曲げが卓越した挙動を示すことが知られている。このような曲げ破壊卓越型のRC部材の正負繰り返し載荷実験¹⁾を行うと、かぶりの剥離、軸方向鉄筋の座屈が生じることで耐力が低下し、終局状態を向かえる。したがって、RC構造物の最大荷重以降、終局時に至るまでの耐震性能を精度良く評価するには、軸方向鉄筋の座屈挙動を明らかにすることが必要と考えられる。特に、耐震性能の予測を解析的に行うためには、地震荷重を想定した任意の繰り返し荷重下に適用可能な鉄筋の座屈モデルが要求される。

繰り返し荷重下の鉄筋の座屈モデルについては、島ら²⁾、中村ら³⁾、Montiら⁴⁾、白戸ら⁵⁾、須田ら⁶⁾等によりいくつか提案されているが、座屈後の鉄筋の圧縮抵抗をなくしたり、圧縮抵抗が直線的に低下するなど簡略化されている場合が多く、必ずしも精度がよいものとは言え

ない。そのため、座屈の影響を考慮したRC部材の詳細な解析を行うためにも、より精度の高いモデルが望まれる。

鉄筋の座屈モデルを作成する場合、実験結果に基づいて定式化する方法と解析結果に基づいて定式化する方法がある。実験結果に基づく場合には、境界条件や実験誤差などの要因を適切に評価しなければならない、また多様な変数に対してかなりの数の実験を行う必要がある。それに対して、実験結果を正確に評価できる解析手法を用いるなら、任意の境界条件や多様な変数を容易に扱うことが可能であり、解析結果に基づいて広範囲な適用範囲を持つモデルの作成が可能になる。

そこで、本研究では、はり要素を用いた有限変形理論に基づく有限要素解析により、繰り返し荷重を受ける鉄筋単体の座屈挙動が解析可能であることを明らかにし、解析的に座屈挙動を検討した。さらに、解析結果に基づき座屈が生じた鉄筋の繰り返し荷重下の応力-平均ひずみ関係のうち、特に圧縮応力下の挙動に着目してモデル化を行った。なおRC部材に対する鉄筋座屈の影響を正確に評価する場合、①部材内でいつ鉄筋が座屈し、どの程度の座屈長さになるのか、②座屈後の鉄筋の挙動はど

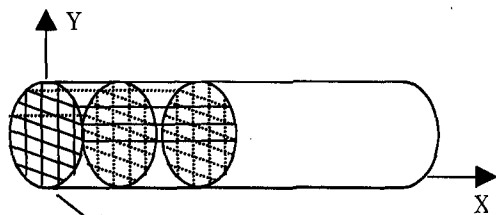


図-1 Layered Beam モデル

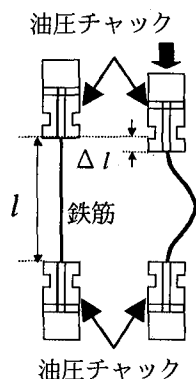


図-3 実験の概略図

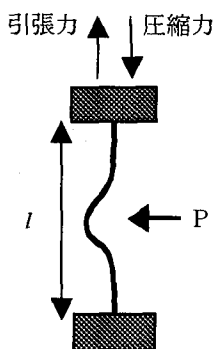


図-4 解析モデル

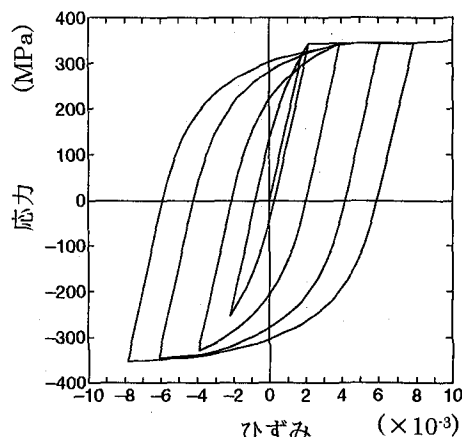


図-2 鉄筋の応力-ひずみ関係

表-1 鉄筋の材料諸元

	鉄筋径 (mm)	降伏応力 (MPa)	ヤング係数 (MPa)
D19	19.1	341	1.79×10^5
D16	15.9	358	1.84×10^5
D13	12.7	352	1.87×10^5

のようになるのか、③座屈した鉄筋の低サイクル疲労破断、等の一連の現象すべてを明らかにする必要があるが、本研究はこのうち②の項目に注目して行ったものである。

2. 解析概要

本研究では、鉄筋をはり要素でモデル化し有限変形理論に基づく有限要素解析⁷⁾を行うことで鉄筋の座屈挙動の解析を試みた。解析は、updated-lagrange 法に基づく変位制御の増分解析とし、Newton-Raphson 法に従い収束計算をした。ここで、はり要素は、2節点12自由度を有する3次元要素とし、図-1に示すようなLayered Beamによりモデル化した。Layered Beamでモデル化することで、剛性マトリクス、幾何剛性マトリクス、内力等は、断面内および軸方向に分割した各Layerに対して与えられる諸量の和の形式で求められる。

各Layerに対して用いる鉄筋の応力-ひずみ関係は、福浦・前川モデル⁸⁾を用いた。福浦・前川モデルは、バウシinger効果・塑性硬化等の繰り返し応力下に生じる鉄筋の挙動を精度良く評価できる加藤モデル⁹⁾と同等の精度を有し、プログラム化が容易で構造的なモジュールの構成が採用できる数値モデルである。図-2に福浦・前川モデルより得られる鉄筋の応力-ひずみ関係の一例として、漸増繰り返し荷重下の結果を示す。

3. 解析値と実験値の比較

既に述べたが、本論文の目的は解析的に鉄筋の座屈挙動の評価を行い、解析結果に基づいて座屈挙動のモデル化を行うことである。これは、実験データに基づいた評

価を行う場合、境界条件や実験誤差の検討を行わなければならないのに対し、解析に基づけばこのようなことを考慮する必要がなく、境界条件、荷重条件、供試体諸元など多様な要因の検討を容易に行うことが可能となるためである。そこで本章では、解析の適用性を実験結果との比較により検証する。また、今回実験を行った範囲で得られた鉄筋の座屈挙動について概観する。

3.1 鉄筋の座屈実験概要

実験の概略図を図-3示す。実験は鉄筋の両端を油圧チャックで固定し、両端固定条件のもと、強制変位を与えることで行った。RC部材内の軸方向鉄筋の座屈は帯鉄筋を節とした変形モードで生じるため、そのような変形モードは両端固定条件に近いと考えている。実験のパラメータは、載荷履歴、細長比、鉄筋径とした。載荷履歴は、単調載荷、正負漸増繰り返し載荷、定変位繰り返し載荷の3通りに、細長比(λ)はD19鉄筋に対し $\lambda=24$ (固定長 6ϕ)、48(12ϕ)、72(18ϕ)の3通りに、鉄筋径は $\lambda=48$ に対しD19、D16、D13の3通りに、それぞれ変化させた。実験に用いた鉄筋の材料諸元を表-1に示す。

3.2 解析モデル

解析モデルを図-4に示す。解析は実験の境界条件を考慮して両端固定条件とし、端部の軸方向変位を制御することで行った。また、座屈を生じさせるために、鉄筋の軸方向中心位置に微小な水平力($P=0.4N$)を作用させることで、初期不整を与えた。なお福浦・前川モデルを用いるにあたり、鉄筋の応力-ひずみ関係に降伏後の第2勾配と第3勾配を与える必要があるが、実験を参考に

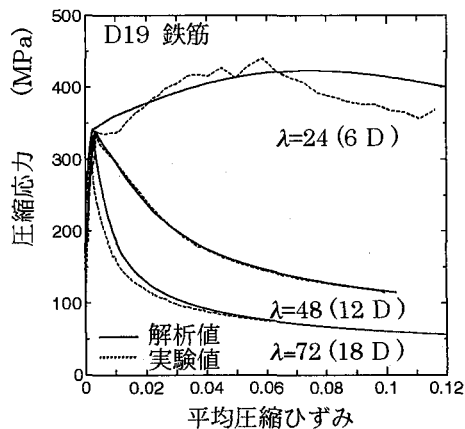


図-5 細長比を変化させた場合の
応力-平均ひずみ関係

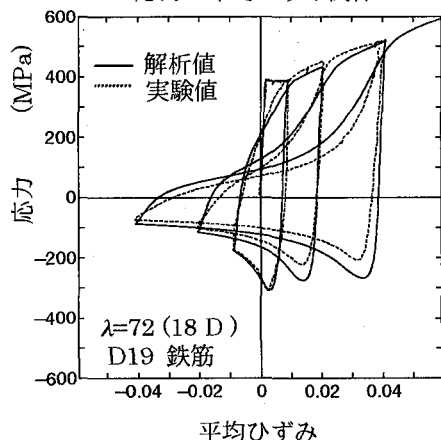


図-7 正負漸増繰返し载荷に対する
解析値と実験値の比較

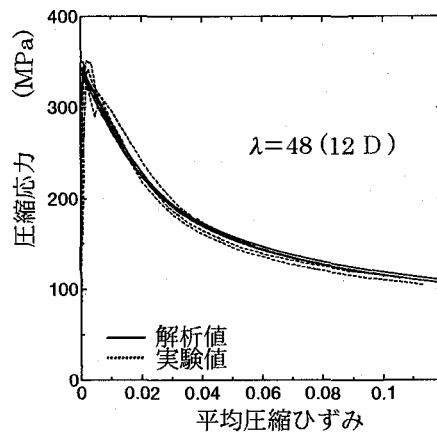


図-6 鉄筋径(φ)を変化させた場合の
応力-平均ひずみ関係

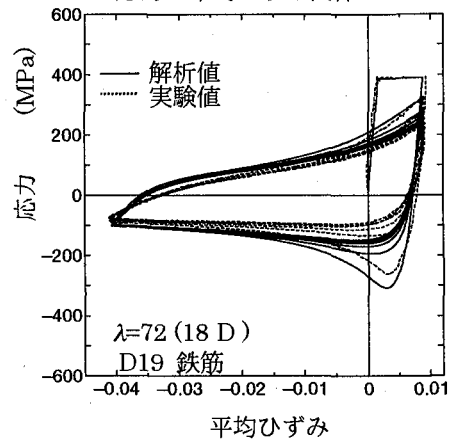


図-8 定変位繰返し载荷に対する
解析値と実験値の比較

第2勾配は初期勾配の1/1000、第3勾配は初期勾配の1/70、圧縮側の第2勾配は初期勾配の1/70とした。またひずみ硬化時のひずみは10000 μ とした。

3.3 一軸圧縮応力を受ける場合

図-5に鉄筋径を一定とし(D19)、細長比を変化させた場合の解析と実験から得られた圧縮応力-平均圧縮ひずみ関係を示す。なお図は圧縮を正側で示している。平均圧縮ひずみは軸方向変位を鉄筋長で除したものである。図中、解析値を実線で、実験値を点線で示している。

実験結果によれば、鉄筋長が比較的最長い場合($\lambda=48, 72$)は、鉄筋降伏と同時に座屈が生じ、座屈後は急激に応力が低下していく。また平均ひずみが増加するにつれて応力の低下度は小さくなり徐々にゆるやかな曲線になっていくことが分かる。一方、鉄筋長が短い場合($\lambda=24$)は、降伏してもすぐに座屈は生じず、ひずみ硬化により応力が上昇した後、塑性座屈を起こしている。塑性座屈後は応力が徐々に低下する。図-6は細長比を一定とし($\lambda=48$)、鉄筋径を変化させた場合の解析値と実験値の圧縮応力-平均圧縮ひずみ関係を示したものである。図によれば、鉄筋径が異なっても細長比が同じならば、座屈後の挙動はほぼ一致し、鉄筋径は座屈後の挙

動に影響を及ぼさないことが分かる。

解析結果では、図-5に示すように、鉄筋長が比較的最長い場合($\lambda=48, 72$)に得られた座屈後の急激な圧縮応力の低下や平均圧縮ひずみの増加に従い圧縮応力の低下がゆるやかになる挙動を、鉄筋長が短い場合に得られた鉄筋がひずみ硬化した後、塑性座屈する挙動を正確に捉えている。また図-6に示す鉄筋径の影響も正しく評価している。したがって、一軸圧縮応力下の鉄筋の座屈挙動は、今回用いた解析手法により評価可能と言える。

3.4 繰返し応力を受ける場合

D19鉄筋を細長比が $\lambda=72$ の条件のもと、正負漸増繰返し载荷した場合の解析値と実験値の応力-平均ひずみ関係を図-7に、定変位繰返し载荷した場合の解析値と実験値の応力-平均ひずみ関係を図-8に示す。図中、解析値は実線で、実験値は点線で示している。

実験結果によれば、正負漸増繰返し载荷の場合は、引張降伏後に軸圧縮変位を受ける鉄筋は、ほぼ弾性で挙動したのち座屈が生じる。座屈後の挙動は、一軸圧縮応力を受ける場合と同様に急激に応力が低下したのち、次第に応力の低下がゆるやかになり、平均引張ひずみ量によらず一定の値になっていく。一方、座屈後軸引張変形

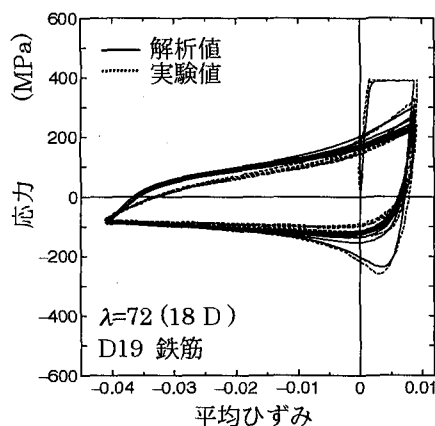


図-9 初期不整の影響

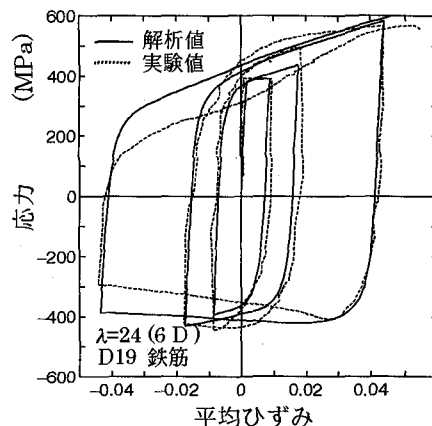


図-10 定変位繰り返し载荷に対する解析値と実験値の比較

を受ける場合には、始めはゆるやかな曲線で応力が増加していき、平均ひずみが増加するにつれて経験した最大応力に近づくように急激に応力が増加していく非常に複雑なピンチング挙動を示す。定変位繰り返し载荷を受ける場合も、処女サイクルの場合には正負漸増繰り返し载荷の場合と同様な挙動を示す。しかし、繰り返しを行うごとに座屈応力ならびに引張復元応力は変化し、それぞれの応力は2サイクル目に急激に低下し、3サイクル目以降は徐々に低下し次第に一定の値となることが分かる。しかし、座屈後の圧縮抵抗応力の値は、繰り返し回数に関係なく、ほぼ一定の値を示す。

このような挙動に対し解析結果は、引張降伏後の座屈挙動、再引張時のゆるやかな応力の増加からひずみの増加に伴いピンチング的に応力が増加するという複雑な挙動、繰り返しによる内部曲線の変化をよく捉えている。引張降伏後の座屈応力は、解析値の方が若干大きくなり実験値と一致していないが、この要因として初期不整の影響が考えられる。そこで、初期不整の量を大きくし、その影響について検討した。P=20Nの場合の解析結果を図-9に示す。図によれば、初期不整を大きくすることによって座屈応力が低下し、引張降伏後の座屈挙動を解析値はよく捉えている。実験では初期不整量をあらかじめ正確に把握することは困難であるが初期不整量を適切に与えることが出来れば、実験値を正確に評価できるようになること分かる。

図-10はD19、 $\lambda=24$ の比較的細長比が小さい鉄筋の正負漸増繰り返し载荷の解析と実験から得られた応力-平均ひずみ関係を示している。実験結果において細長比が小さい場合も座屈を含む全体的な挙動は、 $\lambda=72$ の場合とほぼ同様な挙動を示す。また、このケースにおいても解析値は、実験値をほぼ妥当に評価しているといえる。なお、初期不整の影響は図-9と同様にして解析を行った。ただし、解析値は平均ひずみ量が大きくなるにつれ、実験結果との差異が大きくなっている。今回の解析では、平均ひずみが50000 μ の時、鉄筋局部の最大ひずみは200000 μ を越えており、従来鉄筋の応力-ひず

み関係で考えられているひずみ量よりもかなり大きな値となっている。したがって、解析範囲が鉄筋の応力-ひずみモデルの適用範囲を超えている可能性があり、このことが、両者の差異が生じた原因の一つと考えることができる。

以上の実験結果と解析値の比較から、繰り返し荷重を受ける鉄筋の座屈挙動は、細長比や载荷履歴などの要因に対し、解析で適切に評価可能であると考えられる。

4. 一軸圧縮応力下の鉄筋の座屈挙動

前章で示したように、今回用いた解析により鉄筋の座屈挙動を含む実験結果を適切に評価することができる。そこで本章では、解析により座屈挙動を検討するとともに、解析結果に基づく一軸圧縮応力下の座屈挙動のモデル化を試みる。

4.1 一軸圧縮を受ける鉄筋の挙動

図-11に解析より得られた一軸圧縮を受ける鉄筋の圧縮応力-平均圧縮ひずみ関係を示す。解析は両端固定条件で降伏応力 $f_y=341\text{MPa}$ とし、D19鉄筋の細長比を $\lambda=24$ (6 ϕ)、27.2 (6.8 ϕ)、31.4 (7.85 ϕ)、36 (9 ϕ)、48 (12 ϕ)、72 (18 ϕ)、180 (45 ϕ)の7通りに変化させて行った。なお初期不整量は鉄筋により異なること、また初期不整量により解析結果が変わるため、ここでは理想的な状態を評価することとし、水平力を $P=0.4\text{N}$ として初期不整量の影響をなるべく小さくした。

座屈応力について考えれば、細長比が比較的小さい $\lambda=36$ 、31.4、27.2、24の場合は、降伏後ひずみ硬化の影響により応力が増加した後塑性座屈をしている。一方、細長比が比較的大きい $\lambda=48$ 、72の場合は降伏応力で座屈が生じ、さらに $\lambda=180$ では、降伏応力に到達する前に座屈が生じている。このことより座屈応力は細長比によって異なることが分かる。また座屈後の挙動に注目すれば、いずれの細長比に対しても座屈後は急激に応力が低下する曲線を描きながら次第にゆるやかな曲線にな

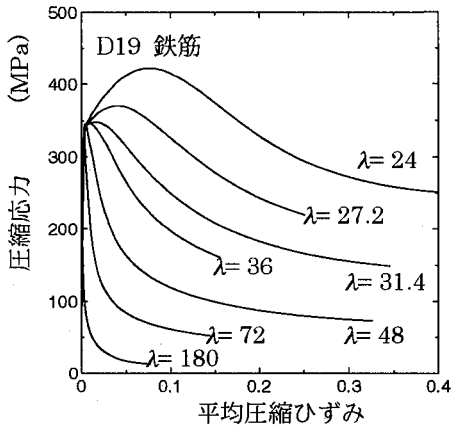


図-11 細長比の異なる鉄筋の
応力-平均ひずみ関係

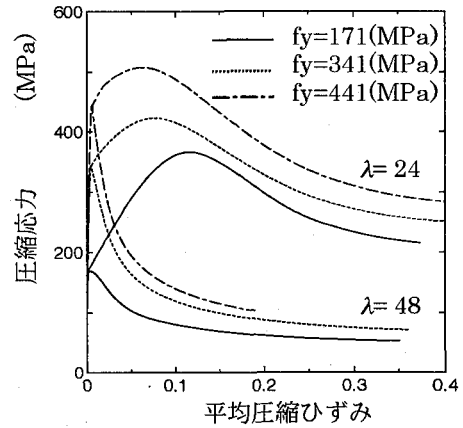


図-12 降伏応力が異なる鉄筋の
応力-平均ひずみ関係

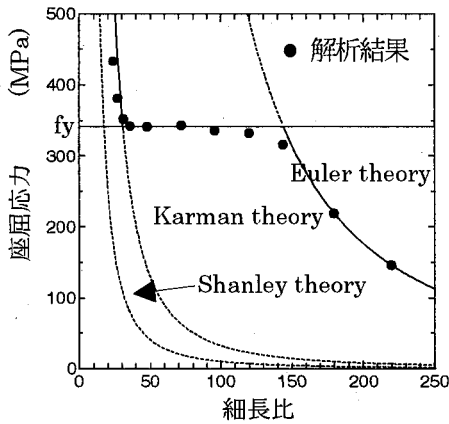


図-13 座屈応力

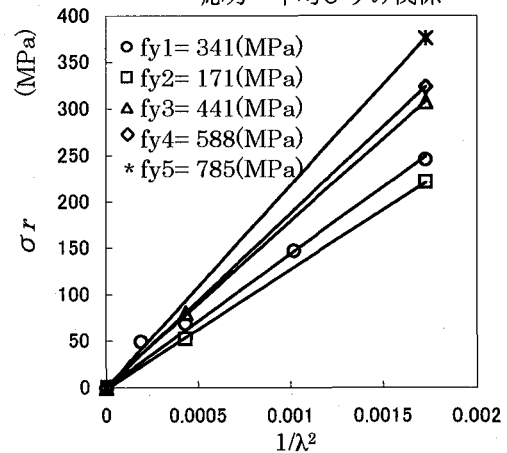


図-14 $\sigma_r \cdot 1/\lambda^2$ 関係

るが、最終的には圧縮応力の抵抗値が一定の値となる残存応力が存在することが推測される。また、残存応力は細長比により異なることが分かる。図-12は、 $\lambda=24$ 、 $\lambda=48$ の場合に対し、降伏応力を $f_y=171, 341, 441$ (MPa) の3通りに変化させた場合の結果である。これによれば、細長比が大きい $\lambda=48$ の場合は、降伏応力で座屈が生じ、座屈応力と降伏応力は一致する。一方、細長比が小さい $\lambda=24$ の場合は、いずれも塑性座屈し、降伏応力と座屈応力は必ずしも比例せず、降伏応力が小さいほど座屈応力と降伏応力の比が大きくなる。また座屈後の挙動については、降伏応力によらずほぼ同様の傾向を示すが、残存応力は降伏応力により異なることが分かる。

以上のことより、一軸圧縮を受ける鉄筋の座屈挙動を特徴付ける項目としては、細長比、降伏応力に関する座屈応力と残存応力が挙げられることが明らかになった。したがって、座屈後の挙動をモデル化するためには、座屈応力、残存応力と両者を補間する座屈曲線を定める必要があると考え、次節以降、各項目のモデル化を試みることにした。

4.2 座屈応力 σ_b のモデル化

図-13に $f_y=341$ (MPa) の場合の解析より得られた座屈応力と細長比の関係を黒丸印で示す。また、座屈

応力は中心圧縮柱に対し、弾性座屈の場合はオイラーの理論式で、比例限度を越えた場合は、エンゲッサ・カルマンの理論式あるいはエンゲッサ・シャンレイの理論式で表されることが知られている。そこで図-13中にそれぞれの理論式より得られた値と降伏応力をあわせて示した。図によれば、解析より得られた座屈応力は細長比が大きい場合には、オイラーの理論式、細長比が小さい場合には、エンゲッサ・カルマンの理論式、その間は、降伏応力とほぼ一致することが示されている。この結果より、鉄筋の座屈応力はオイラーの理論式、降伏応力、エンゲッサ・カルマンの理論式を用い、 λ の関数で理論的に求められることが明らかになった。

4.3 残存応力 σ_r のモデル化

既に述べたように、一軸圧縮応力下で座屈した鉄筋の抵抗応力には、ひずみの増加とともにほぼ一定の値となる残存応力 σ_r が存在し、その値は細長比 λ と降伏応力 f_y によって変化すると考えられる。そこで、 λ と f_y を用い残存応力 σ_r のモデル化を試みた。

図-11、図-12の解析に対し、解析を終了させた時点での応力を残存応力 σ_r とし、 σ_r と λ の関係を検討をした結果、図-14に示すように σ_r は $1/\lambda^2$ にほぼ比例することが分かった。なお σ_r を求める際の解析終了時

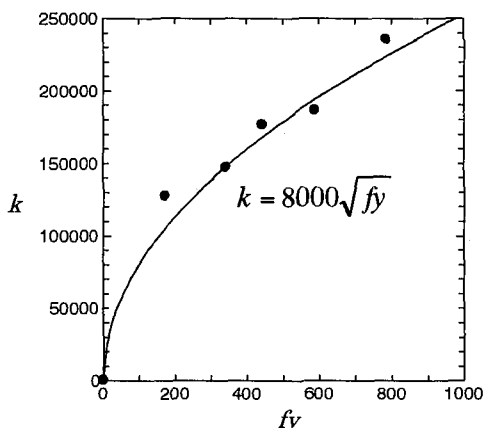


図-15 $k-f_y$ 関係

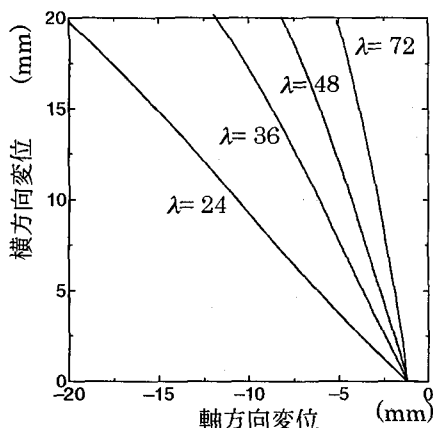


図-16 軸方向変位-横方向変位関係

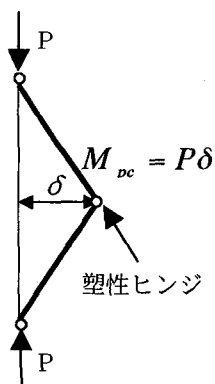


図-17 剛塑性柱

点が各ケースで異なっているが、いずれの場合も応力は十分に低下しており、本研究でモデル化するのに影響のない値である。また、図のように σ_r は $1/\lambda^2$ に比例するが、その勾配は降伏応力によって異なることも明らかになった。そこで σ_r を(1)式のような関数で表すことを試みた。

$$\sigma_r = k(f_y)/\lambda^2 \quad (1)$$

ここで、 σ_r は残存応力(MPa)、 k は f_y によって決まる係数、 λ は細長比である。図-14から求まる各直線の勾配を k とし、 k と f_y の関係を図-15の●印で示す。図の●印を補間し、 $k-f_y$ 関係を次式とした。

$$k = 8000\sqrt{f_y} \quad (2)$$

(1)、(2)式より最終的に σ_r は次式で表される。

$$\sigma_r = \frac{8000\sqrt{f_y}}{\lambda^2} \quad (3)$$

ここで、 σ_r は残存応力(MPa)、 f_y は降伏応力(MPa)、 λ は細長比である。

残存応力については、既にMontiら⁴⁾が限られた実験結果に基づいて式(4)を提案しているが、

$$\sigma_\alpha = \frac{6\sigma_y}{L/D} \quad (4)$$

広範囲な解析に基づく結果より求めた式(3)は λ^2 に反比例し、 f_y の平方根に比例し、Montiらは L/D に反比例し、 σ_y に比例する。影響要因は細長比、降伏応力とMontiらと同様であるがその影響度合は異なるものである。

4.4 座屈した鉄筋の応力-平均ひずみ関係のモデル化

一軸圧縮を受ける鉄筋の座屈応力 σ_b と残存応力 σ_r をモデル化することができたので、両者を補間する関数を求めることができれば座屈後の鉄筋の応力-平均ひずみ関係をモデル化することができる。座屈後の曲線のモデル化にあたり、図-16に示すように軸方向変位と横た

わみ量の関係は第1近似として線形関係と見なせる可能性があること、剛塑性柱に対して塑性ヒンジの概念を導入することで、軸力-横たわみ関係が導かれていることを考慮し、座屈後の応力-平均軸ひずみ曲線を剛塑性柱の軸力-横たわみ関係の関数を参考にしてモデル化することにした。

図-17に示すように、剛塑性材からなる両端支持柱の中央点に塑性ヒンジを考えると、この点の塑性モーメント M_{pc} は力のつりあいより $P \cdot \delta$ に等しい。塑性ヒンジ点の軸力と曲げモーメントは断面形状によって異なるが、簡単のために幅 b 、高さ d の矩形断面を考えると次の塑性条件式が得られる。

$$\frac{M_{pc}}{M_p} + \left(\frac{P}{P_y} \right)^2 = 1 \quad (5)$$

ここに、 M_p は塑性モーメント($=\sigma_y b d^2/4$)、 P_y は降伏軸力($=\sigma_y b d$)であり、 $M_{pc} = P \cdot \delta$ を式(5)に代入して整理すると、次式に示される剛塑性柱に塑性ヒンジの概念を導入した横たわみ量と軸力の関係が得られる。

$$\delta = \frac{d}{4} \left(\frac{P_y}{P} - \frac{P}{P_y} \right) \quad (6)$$

式(6)の関数を参考にし、座屈後の曲線は細長比に関係すること、ならびに座屈応力 σ_b と残存応力 σ_r を考慮し、解析結果を補間することにより、応力-平均ひずみ関係を次式で表した。

$$\bar{\epsilon} = \frac{40}{\lambda^2} \left(\frac{\beta \sigma_b - \sigma_r}{\sigma - \sigma_r} - \frac{\sigma - \sigma_r}{\beta \sigma_b - \sigma_r} \right) + \bar{\epsilon}_b \quad (7)$$

ここで、 $\bar{\epsilon}$ は平均ひずみ、 σ_b は座屈応力、 σ_r は残存応力、 $\bar{\epsilon}_b$ は座屈開始時の平均ひずみである。なお初期不整の影響により理想的な状態に対し座屈応力は低下する。そこで、式(7)においては、初期不整の影響を β ($\beta \leq 1.0$)で考慮できるようにした。式(7)は応力ベースの関係式となっているが式(8)のようにひずみベースの関係式に変

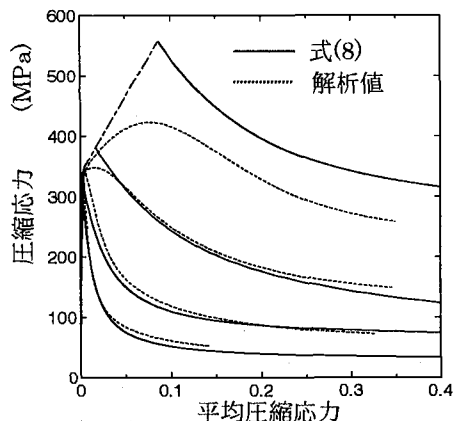


図-18 鉄筋径を一定とし細長比を変化させた場合の解析値と式(8)の比較

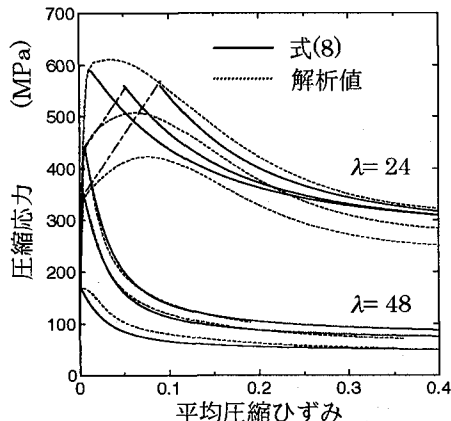


図-19 細長比を一定とし降伏応力を変化させた場合の解析値と式(8)の比較

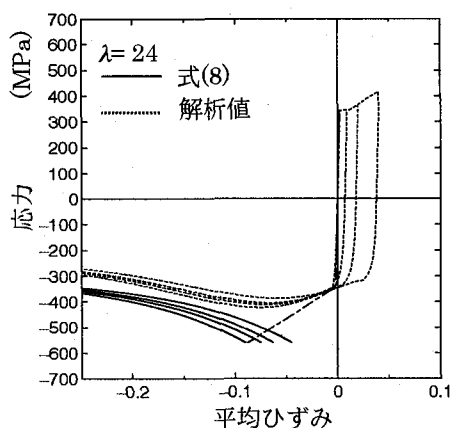
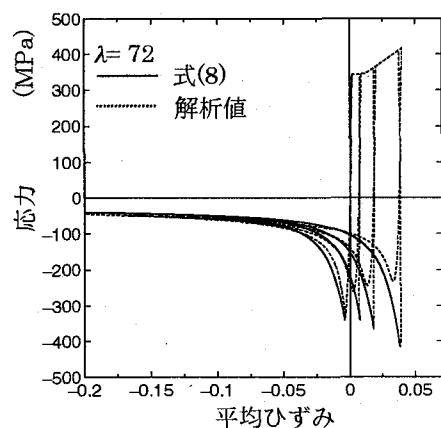


図-20 引張ひずみ量の影響

換することが可能であり、FEM解析等で実用的に用いることができる。

$$\sigma = \frac{-(\bar{\epsilon} - \Delta\bar{\epsilon})A + \sqrt{\{(\bar{\epsilon} - \Delta\bar{\epsilon})A\}^2 + (80/\lambda^2 A)^2}}{80/\lambda^2} \quad (8)$$

$$A = \beta\sigma_b - \sigma_r$$

図-18および図-19に式(8)と解析値の比較を示す。実線が式(8)の値を、点線が解析値を示す。また座屈応力に達するまでは、鉄筋の挙動を前川・福浦モデルに従うバイリニア曲線として一点鎖線で示している。図-18は鉄筋径を一定とし(D19)細長比を変化させた場合の解析値との比較を、図-19は細長比を一定とし($\lambda=24, 48$)降伏応力を変化させた場合の解析値との比較を示す。ここで $\beta=1.0$ 、座屈開始時の平均ひずみ $\bar{\epsilon}_b$ は鉄筋の応力-ひずみ関係が座屈応力に達した時のひずみとした。図によれば、式(8)により座屈後急激に応力が低下し、次第に、ゆるやかな曲線になり残存応力に向かう解析値の挙動と合っていることが確認される。また細長比と降伏応力の影響も概ね解析値の挙動と合っていることが確認される。なお、図-18で $\lambda=24$ のとき式(8)は解析値を過大に評価しているが、解析値は初期不整の

影響で降伏後徐々に応力の増加量が減少していることから座屈応力も初期不整の影響を受けていると推測される。このような場合は式(8)中の初期不整の影響を表すパラメータ β を適切に与えることで、再現性が向上すると考えられる。

5. 繰り返し応力下の鉄筋の座屈挙動への適用

前章で、一軸圧縮応力下の座屈挙動をモデル化したので、本章では繰り返し応力を受ける場合の圧縮応力下における座屈挙動のモデル化を試みる。さらに繰り返し応力下に対する適用例を示す。

5.1 引張降伏後の座屈挙動のモデル化

鉄筋を引張降伏させた後、軸圧縮変形を与え、引張ひずみ量が座屈挙動に及ぼす影響について検討した。図-20は、 $\lambda=72, \lambda=24$ のD19鉄筋($f_y=341\text{MPa}$)に対して、引張ひずみ量を9000 μ 、20000 μ 、40000 μ に変化させた場合の応力-平均ひずみ関係である。図によれば、いずれの細長比の場合でも座屈後の曲線は引張ひずみ量によらず一軸圧縮の時の曲線と類似していること、また残存応力は引張ひずみ量が変わっても変わらないことが分かる。そこで、引張降伏後の座屈挙動は式(8)によ

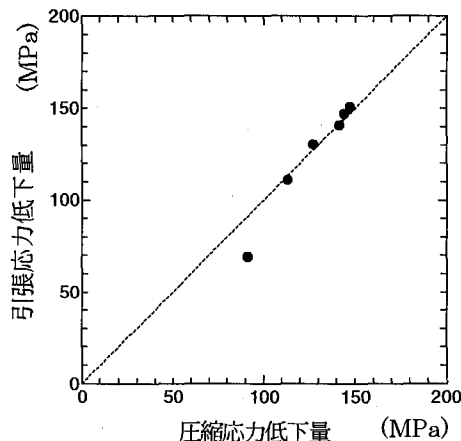


図-21 各サイクルの引張応力低下量と圧縮応力低下量の関係

り評価することが可能と考え、式(8)の適用を試みた。なお式(8)の適用にあたり引張ひずみの増加にともない引張応力も増加しているので、等方硬化を仮定し、除荷する前の最大引張応力を降伏応力として座屈応力を決定した。図-20に式(8)により評価した関係を実線で示す。図によれば、式(8)により解析値を概ね捉えており、引張降伏後繰り返し応力を受ける鉄筋の座屈挙動をこの考えで概ね妥当にモデル化できると考えられる。

5.2 繰り返しによる応力低下挙動のモデル化

図-8に示したように定変位繰り返し荷重を受けた座屈後の挙動は、繰り返しサイクル毎に、定変位での引張抵抗応力ならびに座屈応力が低下する。そこで各サイクル毎の最大引張抵抗応力と座屈応力の低下量を求め、その関係を図-21に示した。図によれば、引張と圧縮の応力低下量はほぼ比例関係にあることが分かる。

5.3 応力-平均ひずみ関係への適用例

以上の検討結果をふまえて、繰り返し荷重を受ける鉄筋の座屈後の応力-平均ひずみ関係への適用を試みた。図-22に今回提案したモデルを応力-平均ひずみ関係に適用した例を示す。まず、引張応力を受ける場合は(OA・AB・BC)はTri-Linearモデルとし、引張降伏後に軸圧縮ひずみを受ける場合は初期勾配で除荷されるとした(CD)。その後、圧縮応力を受けると座屈点(D)に到達する。座屈応力は4.2で述べたように理論的に求めることができる。ただし、降伏応力については引張降伏した場合には、等方硬化を仮定し、最大引張ひずみに対応する応力に置き換える。座屈後の挙動(DE)は座屈応力、残存応力を用いた式(8)のモデルで表すことができる。再引張時の挙動は、図-7, 8に示すように、ゆるやかな曲線から急激に応力が増加する複雑なピンチング挙動

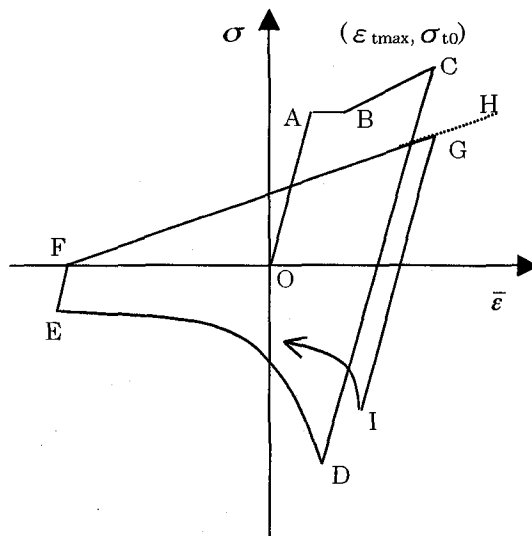


図-22 繰り返しモデル

を示す。この部分のモデル化については、今回は、圧縮応力を受ける間は初期勾配とし(EF)、その後の挙動は(FG)須田らのモデル⁹⁾を引用することにした。須田らのモデルは、座屈後引張ひずみを受ける場合の挙動を次式に示す($\epsilon_{tmax}, \sigma_{t,i}$)の点に向かう直線でモデル化したものである。

$$\sigma_{ti} = \sigma_{ti-1} \times \alpha(\epsilon_b) \quad (9)$$

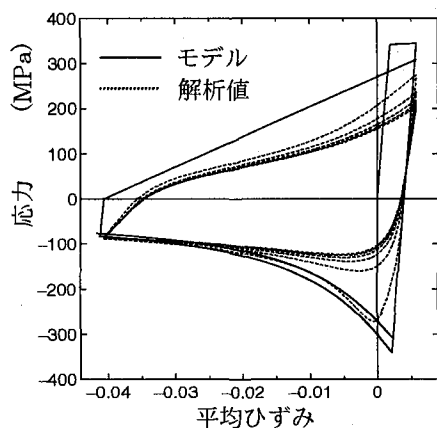
ここに、

$$\begin{aligned} \alpha(\epsilon_b) &= 1.0 & (\epsilon_b \leq 1\%) \\ &= 1.1 - 0.1\epsilon_b & (\epsilon_b > 1\%) \end{aligned}$$

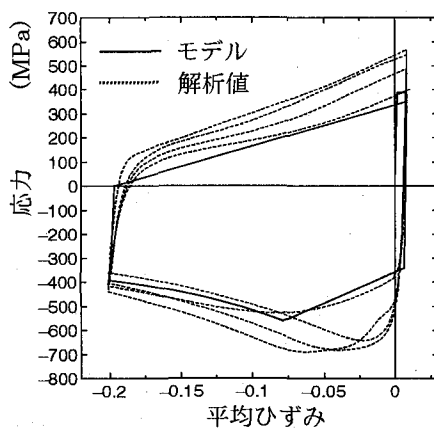
ただし、 $\epsilon_b > 2\%$ の場合には、このモデルの適用性を超えてしまうために、 $\alpha(\epsilon_b) = 0.9$ とした。

式(9)は、前サイクルの最大引張ひずみに対応する応力 σ_{ti-1} に対し、新たなサイクルを行う場合は、前サイクルの最大引張ひずみに対応する引張応力 σ_{ti} が座屈後の圧縮ひずみ増分量 ϵ_b により低下することを表したものである。さらに、G点から再圧縮される場合は、初期勾配で除荷される(GI)。このときI点の座屈応力を算定する場合は、図-21の結果からC点からG点までの応力低下量だけI点の降伏応力が低下すると考え座屈応力を算定し、定変位繰り返しでの応力低下を考慮した。

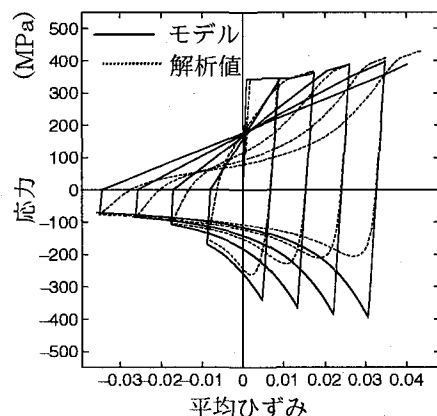
図-23に解析より得られた応力-平均ひずみ関係と適用例で示した座屈後の応力-平均ひずみ関係との比較を示す。図-23の(a)は $\lambda = 72$ の定変位繰り返し、(b)は $\lambda = 24$ の定変位繰り返し、(c)は $\lambda = 72$ の正負漸増変位繰り返し、(d)は $\lambda = 24$ の正負漸増繰り返しの結果である。図中実線はモデルの値、点線は解析値を示している。図によれば、どの場合も全体的な挙動は概ね妥当に評価できていることが分かる。ただし、引張側については、簡単のために須田らの提案による直線を用い



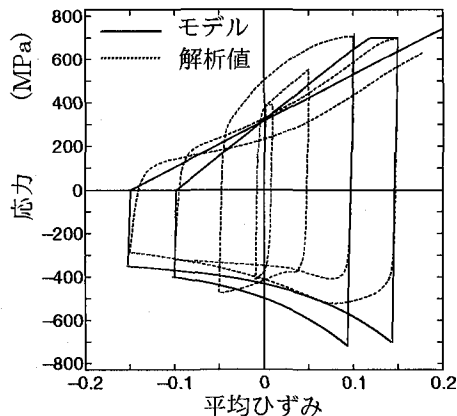
(a) 定変位繰返し ($\lambda = 72$)



(b) 定変位繰返し ($\lambda = 24$)



(c) 正負漸増繰返し ($\lambda = 72$)



(d) 正負漸増繰返し ($\lambda = 24$)

図-23 繰返しモデルと解析値の比較

たが、引張側の複雑な挙動をモデル化するには不十分であると考えられる。RC構造物への座屈モデルの適用を考えた場合、引張応力を受ける鉄筋の挙動は、RC部材の履歴挙動に大きな影響を及ぼすことから、この点に関しさらなる検討が必要である。

6. 結論

本研究では、RC構造物の終局挙動に大きな影響を及ぼすと推測される軸方向鉄筋の座屈挙動について、解析的評価の可能性を検討した。さらに、解析結果に基づき座屈挙動を評価し、特に圧縮応力下の挙動に着目してモデル化を行った。また、繰返し応力下の応力-平均ひずみ関係への適用例を示した。今回の検討で得られた結論は以下のようになる。

- (1) 実験結果との比較から、鉄筋をはり要素でモデル化した有限変形理論に基づく有限要素解析により、鉄筋の座屈挙動が評価可能であることを示した。
- (2) 一軸圧縮応力を受ける鉄筋の座屈挙動の解析を行った結果、座屈後の挙動は、細長比と降伏応力によって異なること、座屈後の鉄筋には抵抗応力が一定値となる残存応力が存在することを示した。また繰返し載

荷を受ける場合の解析から、残存応力は引張ひずみ量、繰返し回数、载荷履歴に依存しないことを示した。

- (3) 鉄筋の座屈応力はオイラーの理論式、エンゲッサー・カルマンの理論式、降伏応力により理論的に求めることができる。
- (4) 座屈応力、残存応力を用いて圧縮応力下の座屈した鉄筋の応力-平均ひずみ関係のモデル化を行った。
- (5) 繰返し応力下の座屈挙動の解析的な検討を行うとともに、提案した各モデルを繰返し応力を受ける場合の座屈した鉄筋の応力-平均ひずみ関係に適用した例を示した。

なお、座屈後の履歴挙動をより正確に評価するためには、引張変形を受ける場合に生じる複雑なピンチング挙動に対しても十分な検討を今後行う必要があると考えている。

参考文献

- 1) 例えば、星隈順一、運上茂樹、川島一彦、長屋和宏：载荷繰返し特性と塑性曲率分布に着目した曲げ破壊型鉄筋コンクリート橋脚の塑性変形性能とその評価法、構造工学論文集、Vol.44A、pp.877-888、1998
- 2) 島弘、伊藤圭一、水口裕之：曲げ破壊型 RC 橋脚にお

- ける鉄筋座屈モデルによる靱性解析、コンクリート工学年次論文報告集、Vol.12No.2、pp.741-746、1990
- 3)中村光、二羽淳一郎、田辺忠顕：鉄筋の座屈が RC 構造のポストピーク挙動に及ぼす影響、コンクリート工学年次論文報告集、Vol.14No.2、pp.337-342、1992
- 4)Monti, G. et al. : Nonlinear Cyclic Behavior of Reinforcing Bars Including Buckling, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol.118, No.12, pp.3268-3284, 1992
- 5)白戸真大、福井次郎、木村嘉富：鉄筋のはらみ出しを考慮した場所打ち杭の耐力低下に関する数値解析、土木技術資料 41-10、pp.22-27、1999
- 6)須田久美子、村山八洲雄、一宮利通、新保弘：RC 橋脚における柱筋の座屈メカニズムの考察、阪神・淡路大震災に関する学術講演会論文集、pp.571-578、1996
- 7)中村光：コンクリート構造のポストピーク挙動に関する解析的研究、名古屋大学学位論文、1992
- 8)福浦尚之、前川宏一：RC 非線形解析に用いる鉄筋の繰り返し履歴モデル、土木学会論文集、No.564/V-35、pp.291-295、1997
- 9)Ben Kato: Mechanical properties of steel under load cycles idealizing seismic action、Bulletin D'information、No.131、CEB、IABSE-CEB、Symposium、1979

(2000 年 9 月 14 日受付)