Architectural Institute of Japan

日本建築学会構造系論文集　第461号，95-104，1994年7月
J. Struct. Constr. Eng., AIJ, No. 461, 95-104, Jul., 1994

直線型横補強材により拘束されたコンクリートの応力-ひずみ関係

STRESS-STRAIN CURVE OF CONCRETE CONFINED BY RECTILINEAR HOOP

崎野健治*，孫　玉平**
Kenji SAKINO and Yuping SUN

A complete stress-strain curve model for concrete confined by rectilinear reinforcement was proposed. In this model, the confinement effect of rectilinear steel, including common hoops and square steel tube, was evaluated by using effective lateral pressure factor. Major variables influential in the confinement level of transverse hoops were contained in the effective lateral pressure factor in a relatively simple form. Comparisons between the expeimental and the theoretical results showed that the proposed stress-strain model can predicte not only the stress-strain curves of concrete confined by square steel tube fairly well, but also those of concrete confined by common hoops with various distribution shapes.

Keywords : stress-strain curve, concrete, rectilinear reinforcement, high-strength, effective lateral pressure factor
応力ーひずみ関係，コンクリート，直線型横補強材，高強度，有効側圧因子

1　序

鉄筋コンクリート構造の耐震性能を確保する手段を大きく分類すると、免震・制震による方法を別にすれば、十分な保有耐力を確保する方法と、適度な変形制限内で十分なエネルギー吸収能力を確保する方法の二つがある。

エネルギー吸収能力に依存する設計を行う場合は、各部材および接合部の、靭性に乏しい破壊モードである、せん断破壊および付着割裂破壊を防いだり、高軸力下における脆い曲げ圧縮破壊を靭性に富む破壊モードにする必要がある。そのためには、いずれの場合も主筋と直交する方向に配筋される鉄筋により横補強する方法が有効であることが知られている。これらの脆性破壊を防ぐことは、耐震設計上必要なだけでなく、（塑性ヒンジの十分な回転能力を仮定する）終局強度型設計法を用いる場合の前提条件ともなるため、地震のない諸外国でも古くより行われている。一方、我が国においては、近年における鉄筋コンクリート構造の高層化、使用する材料の高強度化に伴い、部材の設計条件はより厳しいものとなり、その対策として、横補強法についても各種の工夫がこらされるようになり、それに関する研究が多く行われている。

横補強筋により拘束されたコンクリートの力学的性状については古くより多くの研究がなされている。それらの研究についての紹介ならびに歴史的位置付けについては、著者の一人により報告されている「コンファインドコンクリートの研究の現状」と題する解説[1)]を参照されたい。したがって、本論文においては、参考論文は必要最小限を挙げるに止めた。

本論文の研究目的は、色々な横補強材のうち Figure 1 に示す直線型横補強材（注１）により拘束されたコンクリートの応力ーひずみ関係の提案を行うことである。

横補強材により拘束されたコンクリートの性状は、鋼およびコンクリートの一般的な構成則を用い、ＦＥＭ解析等の手法により解析的に究明されることが本来望まし

* 九州大学工学部建築学科　教授・工博　Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Kyushu Univ., Dr. Eng.
** 九州大学工学部建築学科　助手・工博　Research Assoc., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Kyushu Univ., Dr. Eng.

NII-Electronic Library Service

いと考えるが（注２）、コンクリートに関しては一般的な構成則が確立されたとは言い難いのが現状である。したがって、ここでは横補強材により拘束されたコンクリートの性状を見掛け上の（平均的な）軸方向応力ーひずみ関係により定式化する。このような工学的手法による定式化はこれまでにも多くの研究者によりなされてきているが、本研究で意図した、“高強度材料への適用”、“鋼管のような連続的な横補強材への適用（一般化）”を念頭において応力ーひずみ関係を定式化することは、工学的に意味があると考え、本研究を行った。

以上が本研究の目的および位置付けである。ついで本論文の構成であるが、第２節においては、Figure 1に示す配筋形式のうちのＡ～Ｅ型帯筋により拘束されたコンクリートの中心圧縮実験は数多くなされているのに対して、Ｆ型の角形鋼管で拘束されたコンクリートの中心圧縮実験がほとんど行われていないことから、正方形鋼管により拘束されたコンクリートの中心圧縮実験を計画し、その結果について述べた。第３節においては直線型横補強材で拘束されたコンクリートの応力ーひずみ関係の一般式を既往の研究に基づいて構成し、実験結果を用いて決めるべき定数を第２節の実験結果に基づいて決定した。ついでそのようにして決めた実験定数が通常の帯筋で拘束されたコンクリートについても妥当であるかを、著者等の実験も含む既往の実験資料を用いて検証した。第４節において、本論文で提案する応力ーひずみ関係と実験結果の比較をできるだけ広範囲な実験について示した。第５節が本論文の結論と今後の研究課題である。

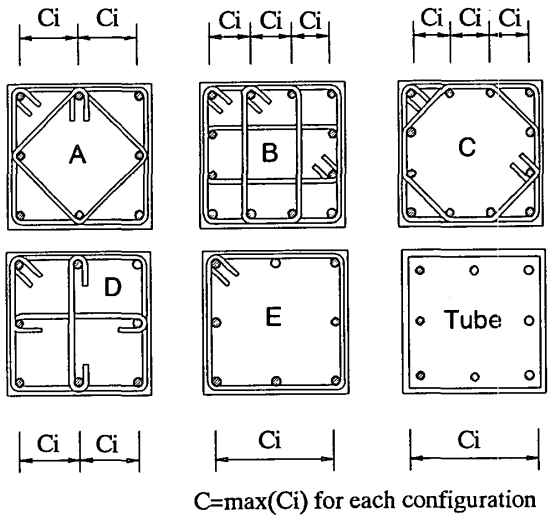


Figure 1 Typical Configuration of Rectilinear Hoops

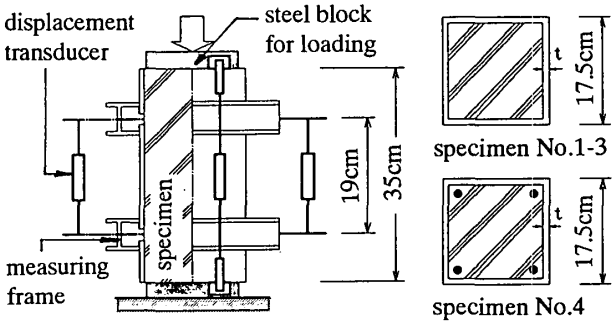


Figure 2 Test Set-up and Instrumentation

2 正方形鋼管により拘束されたコンクリートの中心圧縮実験

2.1 実験計画および試験体

鋼管の幅（17.5cm）、柱の高さ（35cm）を一定として、鋼管の幅厚比（Ｂ／ｔ）とコンクリートの圧縮強度（$_c\sigma_B$）を実験変数に取り実験を計画した。鋼管の幅厚比は31、55、76、107の４種類である。B/t=31の鋼管は市販の鋼管で、その他の鋼管は平鋼板を機械でＬ型に成形した後溶接して製作したものである。コンクリートの圧縮強度は、調合強度$_c\sigma_B$=210kgf/cm^2、420kgf/cm^2、600kgf/cm^{2}の３種類である。また、実験段階でのコンクリートの実圧縮強度は210kgf/cm^2～694kgf/cm^{2}であった。

試験体は、同じ幅厚比で各コンクリート強度につき４体ずつ、計48体を製作した。４体の試験体の内、試験体自身のばらつきを検討する無筋のものを３体と、主筋の鋼管の拘束効果への影響を調べるために主筋（４本D13異形鉄筋、主筋比=1.66%）を断面の四隅に配筋したものを１体計画した。試験体一覧をTable 1に示す。試験体名の１番目の文字Ｌ（Ｍ、Ｈ）はコンクリートの強度レベルを、次の数字31（60, ect）は鋼管の幅厚比

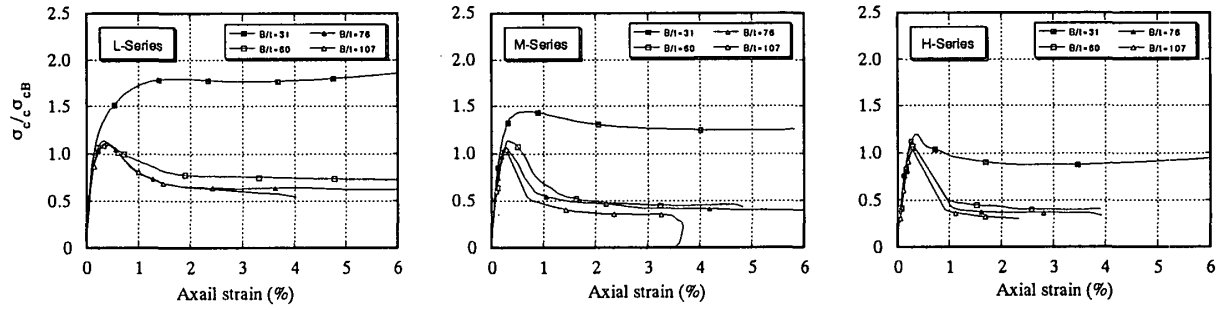


Figure 3 Experimental Results of Stress-Strain Curves of Concrete Confined by Square Steel Tubes

NII-Electronic Library Service

Architectural Institute of Japan

Table 1 Details and test results of specimens

Specimen	$_cσ_B$ (kg/cm^2)	B/t	$σ_{ty}$ (kg/cm^2)	$_cσ_{dB}$ (kg/cm^2)	$ε_{co}$ (%)	$_cσ_{dB}$ / $_cσ_B$
L31-1	257	31	3960	445	1.74	1.73
L31-2				440	1.79	1.71
L31-3				460	1.75	1.79
L31-4				455	1.82	1.77
M31-1	437	31	3960	621	0.64	1.42
M31-2				625	0.59	1.43
M31-3				629	0.69	1.44
M31-4				625	0.79	1.43
H31-1	694	31	3960	833	0.33	1.20
H31-2				833	0.35	1.20
H31-3				826	0.29	1.19
H31-4				812	0.35	1.17
L60-1	254	60	3220	285	0.39	1.12
L60-2				287	0.36	1.13
L60-3				302	0.39	1.19
L60-4				292	0.33	1.15
M60-1	492	60	3220	600	0.35	1.22
M60-2				595	0.38	1.21
M60-3				561	0.32	1.14
M60-4				556	0.30	1.13
H60-1	680	60	3220	721	0.37	1.06
H60-2				728	0.31	1.07
H60-3				689	0.30	1.01
H60-4				694	0.32	1.02
L76-1	260	76	2560	273	0.37	1.05
L76-2				289	0.40	1.11
L76-3				278	0.36	1.07
L76-4				278	0.36	1.07
M76-1	444	76	2560	493	0.27	1.11
M76-2				471	0.26	1.06
M76-3				480	0.32	1.08
M76-4				475	0.34	1.07
H76-1	680	76	2560	714	0.33	1.05
H76-2				714	0.33	1.05
H76-3				741	-	1.09
H76-4				680	0.32	1.00
L107-1	213	107	3380	230	0.40	1.08
L107-2				230	0.40	1.08
L107-3				226	0.38	1.05
L107-4				230	0.41	1.08
M107-1	415	107	3380	428	0.34	1.03
M107-2				399	0.29	0.96
M107-3				440	0.31	1.06
M107-4				407	0.29	0.98
H107-1	521	107	3380	563	0.28	1.08
H107-2				552	0.26	1.06
H107-3	610			641	0.29	1.05
H107-4				616	0.29	1.01

1) $_cσ_B$=concrete cylinder strength

2) $σ_{ty}$ =yield strength of steel tube (plate)

3) $_cσ_{dB}$, $ε_{co}$=stress and strain of confined concrete at peak point

を、最後の数字1（2, ect）は同じ実験条件で行われた試験体を区別する番号を示す。また、鋼管の内面には、鋼管と充填したコンクリートの間の付着応力をできるだけ小さくするために薄いグリース膜を塗布した。

2.2 加力および測定方法

実験においてはFigure 2に示すように、試験体両端の回転を拘束する材端条件で、中心圧縮力を500ton試験機を使用して載荷した。また、中心圧縮力を充填コンクリートのみに負担させるため試験体の上下端に鋼管の内のり断面よりやや小さい正方形断面の載荷ブロックを用いた。幅厚比31の試験体は軸方向ひずみが6.0%になるまで載荷を行ったが、他の試験体は鋼管隅の溶接部に亀裂が生じた時点で除荷した。この時の軸方向ひずみの値は1.5-5.0%であった。

試験体の軸方向全縮み（検長35cm）は、試験体上下端に置かれる加力ブロックに取り付けた4個の変位計を用いて測定した。また、試験体中央部分（検長19cm）の軸方向ひずみを鋼管表面に開けた穴を通した金具で充填コンクリート表面に固定されたアルミニューム製の測定フレームに取り付けた4個の変位計で測定した。変位計の取付詳細をFigure 2に示す。

2.3 拘束されたコンクリートの応力ーひずみ関係の実験結果

角形鋼管で拘束されたコンクリートが中心圧縮を受ける場合、鋼管から受ける側圧分布が断面内で一様でないため軸方向応力分布も断面内で一様とはならないと考えられる。しかしながら、軸方向応力の真の分布を解析的に求めることは現時点では困難であるので、本論においては、平均的な軸方向応力とひずみの関係を考察の対象にする。Table 1には主な実験結果を示している。

コンクリートのシリンダー強度$_cσ_B$で無次元化した角形鋼管で拘束されたコンクリートの平均軸方向応力－ひずみ関係の実験結果を鋼管の幅厚比をパラメーターに取りFigure 3に示す。平均軸方向応力はコンクリートの負担軸力Ncをコアコンクリートの断面積Acで割って求めた。試験体の軸方向ひずみ$ε_c$としては、試験体が最大耐力に達する前までは測定フレームに取り付けた4個の変位計で測定した平均値（$ε_{m0}$と表す）を用いたが、その後は載荷ブロックに取り付けた変位計で測定した試験体の総平均ひずみの増分を$ε_{m0}$に足した値を用いた。最大耐力以後は、コンクリートの横方向膨らみが大きくなるため、測定フレームによる測定値は精度が悪くなると判断されたためである。また、同じ実験条件で行った4体の試験体の実験結果のばらつきが小さいことから、各強度シリーズから任意に1体の実験結果を選んで図中に示した。

Figure 3およびTable 1より、角形鋼管で拘束されたコンクリートの応力－ひずみ関係に関して次のことが分かる。

1）拘束されたコンクリートの強度および靭性は鋼管の幅厚比が小さくなる（鋼材量が増える）にしたがって上昇していく。

2）応力－ひずみ関係においては、応力下降域の勾配が

NII-Electronic Library Service

Architectural Institute of Japan

コンクリートの圧縮強度が高くなるにつれて顕著となるが、ある一定値以上の強度低下は大変形時においても生じず安定する。これは、実験終了後に視察により明確に観察されたように、大変形時には角形鋼管がふくらみ円形に近くなりコアコンクリートに均一な側圧を与え始めるためと考えられる。

3 直線型横補強材により拘束されたコンクリートの軸方向応力ーひずみ関係の提案

3.1 応力ーひずみ関係式

現在までにコンクリートの軸方向応力ーひずみ関係式は数多く提案されているが、本論においては Sargin [2] の提案式である (1) 式（ Figure 4 参照）を採用することにする。

$$Y = \frac{AX + (D-1)X^2}{1 + (A-2)X + DX^2} \tag{1}$$

ここで、$X = \epsilon_c/\epsilon_{co}$, $Y = \sigma_c/{}_c\sigma_{cB}$

$A = E_c\epsilon_{co}/{}_c\sigma_{cB}$, $D = f({}_c\sigma_B, \sigma_{re}) > 0$

式中のσ_cとϵ_cはそれぞれコンクリートの応力とひずみ、${}_c\sigma_{cB}$とϵ_{co}は拘束されたコンクリートの強度および強度時のひずみ（その求め方は後述する）、E_cはコンクリートの始源剛性、Dは応力ーひずみ関係の応力下降域の形状に関するパラメーターである。また、σ_{re}は横補強材の量、配置形式が決まれば求まる有効側圧因子で、その定義と意義については後述する。なお、本論文においては応力の単位は kgf/cm^{2}である。

(1) 式を採用した理由は、応力－ひずみ関係の上昇域と下降域が単一の式で連続的に表現し得ること、前節で述べた実験結果に見られるように、応力ーひずみ関係の下降域には反曲点があり、上に凸から下に凹に変化する現象を表現することができること等に加えて、式が積分可能であるので、応力ーひずみ関係を曲げ圧縮域へ適用する場合曲げ終局強度の計算に必要な等価応力ブロックの諸特性値の算定が容易に行えることが挙げられる。

(1) 式の応力ーひずみ関係は、始源剛性E_c、拘束されたコンクリートの強度${}_c\sigma_{cB}$、強度時のひずみϵ_{co}、および応力下降域の形状に関するパラメーターDの４つの値が求まれば確定する。以下順次に前節で述べた実験結果に基づいてこれらのパラメーターの評価式の提案を行う。なお、これらの値の評価法の提案にあたっては、高強度コンクリートおよび従来型の横補強筋による拘束の場合への適用性も念頭に置いた。

3.2 始源剛性 E_c

軸方向応力の小さい段階ではコンクリートの横方向の膨らみも小さく、そのため応力－ひずみ挙動に及ぼす横補強材の影響はほとんどないことがよく知られている。

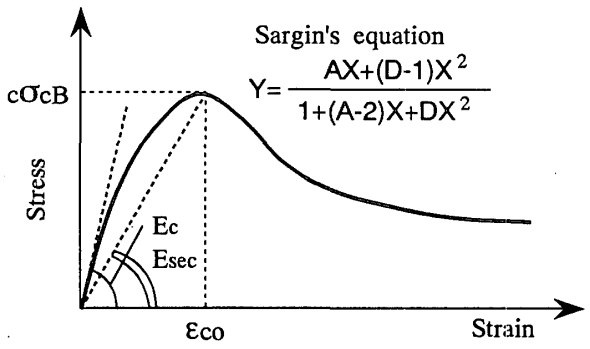


Figure 4 Stress-Strain Curve Model of Concrete

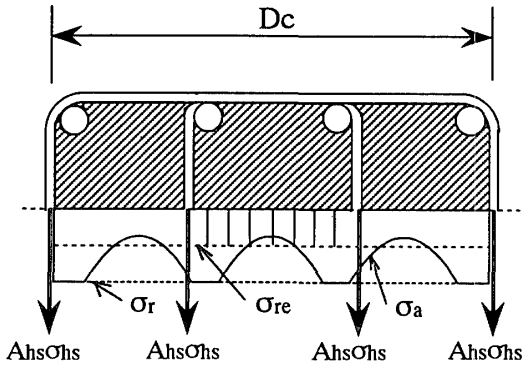


Figure 5 Distribution of Lateral Confining Pressure

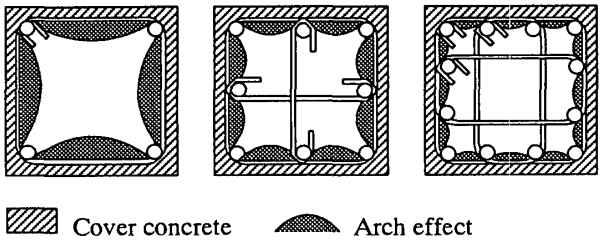


Figure 6 Arch Effect in the Cross Section

したがって、拘束されたコンクリートの始源剛性E_cはシリンダー試験結果をもとにして提案されている既往のヤング係数を求める実験式を用いることにする。

コンクリートのヤング係数を求める式には建築学会の規準式がある。学会式は、圧縮強度が 400kgf/cm^{2}程度までは実験値に対しほぼ適合した値を与えるが、圧縮強度が 400kgf/cm^{2}を越える高強度コンクリートに対してやや過大な値を与える欠点がある。そこで、本論では高強度コンクリートのヤング係数をも比較的精度よく算定できる Martinez ら [4] の提案式である (2) 式を始源剛性 E_cの算定式として用いることにする。

$$E_c = (0.703 + 0.106\sqrt{{}_c\sigma_B}) \times 10^5 \tag{2}$$

3.3 拘束されたコンクリートの強度${}_c\sigma_{cB}$

直線型横補強材により拘束されたコンクリートの強度の算定式として、(3) 式を提案する。

NII-Electronic Library Service

Architectural Institute of Japan

$$ {}_c\sigma_{cB} = {}_c\sigma_B + k_e\sigma_{re} $$

$$ = {}_c\sigma_B + k_e \frac{1}{2}\rho_h\sigma_{hs}\left(\frac{d''}{C}\right)\left(1-\frac{s}{2D_c}\right) \qquad (3) $$

ここで、${}_c\sigma_B$はコンクリートのシリンダー強度、k_eは拘束係数（=23）、σ_{re}は有効側圧因子、ρ_hは横補強材の体積比、σ_{hs}は応力－ひずみ関係がピーク点に達する時横補強材に生じている実際の応力、d"とCはそれぞれ横補強材の公称直径（鋼管の場合は管厚）と有効横支持長さ（鋼管の場合内のり幅）、sとD_cは横補強材の間隔（鋼管の場合は0）および外周横補強筋の芯々間距離（鋼管の場合内のり幅）である。

(3)式は、著者らが既往の研究に関する比較研究[3]で行った考察をもとに、以下の理由で提案したものである。

1) コンファインドコンクリートの強度上昇量は基本的には、(4)式で計算される見かけ上の平均側圧σ_r（Figure 5参照）に比例すると考える。

$$ \sigma_r = \frac{1}{2}\rho_h\sigma_{hs} = \frac{\sum A_{hs}\sigma_{hs}}{D_c s} \qquad (4) $$

2) 直線型横補強材による拘束の場合に見られるアーチ作用（Figure 6参照）の影響度合に関するパラメーターである、横補強材の有効横支持長さC、横補強材の間隔s以外に、横補強材の面外剛性に関係する横補強材の直径d"（鋼管の場合は管厚）を考慮に入れることによって、鋼管および従来型横補強筋による強度上昇効果を配筋形式の違いに関係なく一つの式で統一的に評価できる式とする。また、横補強材の間隔の影響については六車等の提案[5]に従い、$(1-s/2D_c)$で評価した。

3) 拘束コンクリートの強度の上昇量を、無拘束コンクリートの強度σ_pではなく、シリンダー強度${}_c\sigma_B$よりの上昇量で評価する。これは、①無拘束コンクリートの強度からの上昇で評価するほうが合理的ではあるが、無拘束コンクリートの真の強度を知ることは実験精度上非常に困難である。②既往の実験結果を考えて無拘束コンクリートの強度はシリンダー強度の85％の値を取ると仮定することがあるが、85％という数値の根拠などコンセンサスが得られているとは言い難く文献[6]にあるように論争のタネとなるなどの理由による。

また、実際の設計に用いる場合や他の研究者の実験結果を用いて(3)式の妥当性を検証するような場合は、個々の柱の有効側圧因子σ_{re}を(3)式で算定する際に、応力－ひずみ関係がピーク点に達する時点で横補強材に生じる実際の応力σ_{hs}を評価するすることが困難である。そこで、本論文は実用上の観点から、(3)式を用いて有効側圧因子σ_{re}を算定する際のσ_{hs}の値としては、高強度横補強筋を用いる場合以外は、応力－ひずみ関係がピーク点に達する時点で横補強材に生じる実際の応力として、横補強材の降伏点応力σ_{hy}を用いてもよいとする。

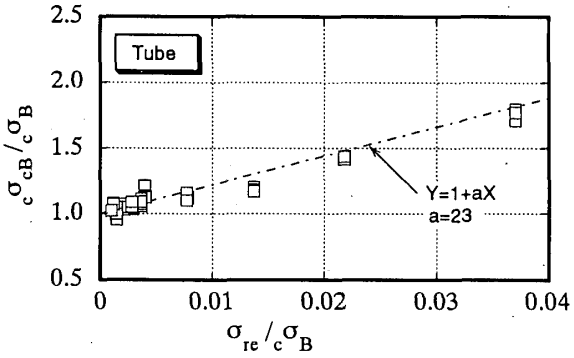


Figure 7 Relationship Between Strength Enhancement of the Confined Concrete and Effective Lateral Pressure Factor

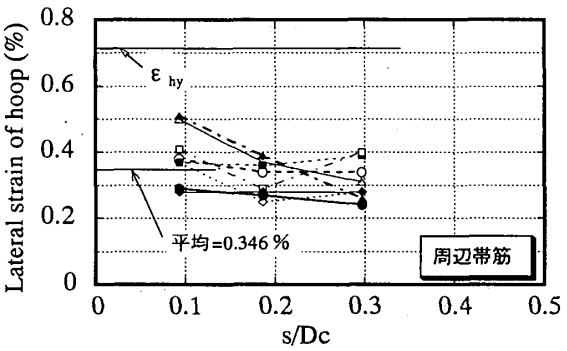


Figure 8 Lateral Strains of High-Strength Hoops at Peak Point of the Stress-Strain Curves of Confined Concrete

Figure 7には2節で述べた正方形鋼管により拘束されたコンクリートの応力－ひずみ関係のピーク点時の強度上昇率K（$={}_c\sigma_{cB}/{}_c\sigma_B$）と有効側圧因子$\sigma_{re}$関係の実験結果を示す。回帰分析によって、(3)式中の拘束係数k_eの値は23と得られた。

ついで(3)式を高強度横補強材に適用する場合の問題点について述べる。

Figure 8に高強度横補強材により拘束されたコンクリートの軸方向応力－ひずみがピーク点に達する時の横補強材のひずみを示す。Figure 8は著者ら[7]が行った高強度横補強筋（σ_{hy}=11300kgf/cm^2）により拘束された高強度鉄筋コンクリート柱の中心圧縮実験における実験結果を表している。図中の横軸は補強材の間隔sと外周筋の芯々間距離Dcとの比を表す。Figure 8より分かるように、拘束コンクリートが強度時の横補強材のひずみについて一般性のある定量的評価を行うことは困難であるが、高強度直線型横補強材の場合は降伏点に達していないことが多く、強度算定式(3)式で横補強材の応力として降伏応力点を用いることは危険側の評価となる。したがって、何らかの制限を設ける必要がある。本論では、Figure 8に示す著者らの実験で得られた外周横補強材ひずみの平均値（0.346％）を参考にして、強度算定式中

NII-Electronic Library Service

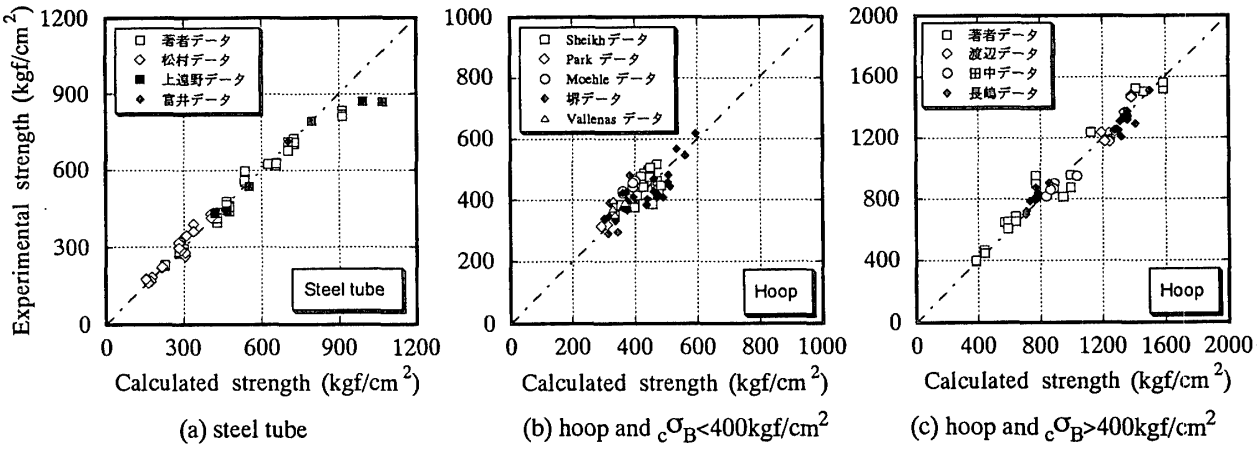


Figure 9 Comparisons of Experimental and Calculated Strengths of Confined Concrete

の直線型横補強材の応力の上限値を7000kgf/cm^{2}とする。

Figure 9は(3)式で求めた直線型横補強材により拘束されたコンクリート強度$_c\sigma_B$の計算結果と実験結果の比較を示す。図中の(a)は正方形鋼管により拘束された試験体の比較を、(b)と(c)は従来型横補強筋により拘束された試験体の比較を普通強度コンクリート（$_c\sigma_B$<400kgf/cm^2）を用いた場合と高強度コンクリートを用いた場合に分けて示している。また、Table 2にFigure 9(a)～(c)に対応する3種類の試験体の強度上昇率Kの実験結果と、(3)式および既往の提案式から選んだ幾つかの式で求めた計算結果との比較を示している。比較に用いた資料としては、一辺の長さが20cm（鋼管の場合は17.5cm以上）の正方形断面の試験体に関する資料に限定した。比較的大形の試験体に限定した理由は次の通りである。

1) 小形試験体の場合、横補強筋のサイズや配筋詳細が実際のものと異なることが多い。

2) かぶりコンクリートを有する小形試験体の場合、コア部分の断面積と全断面積との比が、実際のものと比較して異常に小さくなることが多いため、（実験結果として示されていることの多い）最大耐力時に拘束効果が現れにくい。

比較的大形の試験体に限定した理由として、寸法効果を挙げていないが、この点については今後の検討課題である。

一辺の長さが20cm以上としたが、20cmという値は、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」において、鉄筋コンクリート部材のせん断強度理論式の検証に用いられた実験資料が、部材の全断面積が400cm^{2}以上のものに限定されていることを参考にして決めたものである。鋼管の場合に若干小さい17.5cmのものまで用いた理由は、正方形鋼管による拘束の場合は、前述した比較的大形の試験体の実験資料に限定した二つの理由がいずれも当てはまらないからである。比較に用いた既往の実験資料概要一覧をTable 3、Table 4に示す。

Table 2 Comparison of experimental and calculated strength enhancement of confined concrete

		提案式	Park式	Sheikh式	六車式	Kexp
Tube	n	75	75	75	75	0.96-2.19
	mean	1.00	0.68	1.06	0.73	
	σ	0.08	0.12	0.14	0.09	
hoop $_c\sigma_B$<400	n	66	66	66	66	1.02-2.22
	mean	1.03	0.98	1.09	1.09	
	σ	0.10	0.10	0.09	0.10	
hoop $_c\sigma_B$>400	n	63	63	63	63	1.00-2.02
	mean	1.01	0.90	1.03	1.05	
	σ	0.07	0.07	0.08	0.09	
Total	n	204	204	204	204	0.96-2.22
	mean	1.02	0.87	1.07	0.95	
	σ	0.08	0.18	0.11	0.19	

Kexp: Experimental results of strength enhancement of concrete
n: Number of specimen σ: Standard deviation
mean: Mean value of the ratios of Kexp and Kcal

Figure 9とTable 2より分かるように、本論で提案している(3)式は、その表示形式が比較的簡単ではあるが、鋼管および帯筋により拘束されたコンクリートの強度を精度よく評価している。鋼管で拘束された高強度コンクリートを用いた試験体の強度をやや高めに評価しているが、この原因の一つとしては、強度の計算時に鋼管の降伏点強度を用いたのに対して、高強度コンクリートを用いた試験体の鋼管表面のひずみは低中強度コンクリートを用いた試験体のそれより小さく、応力－ひずみ関係がピークに達するとき降伏しなかったためと考えられる。以上のことより、直線型横補強材により拘束されたコンクリートの強度推定式として提案された(3)式は、汎用性の高い式であると言える。

NII-Electronic Library Service

Table 3 Outline of available tests for concrete confined by square steel tube

研究者	試験体数	鋼管外幅 B(mm)	鋼管板厚 t(mm)	幅厚比 B/t	$_c\sigma_B$ (kg/cm^2)	σ_{ty} (kg/cm^2)
松村[8]	20	200	2.1-5.5	34-92	135-260	3700-4300
富井[9]	1	175	5.63	31	488	3360
上遠野[10]	6	250	4.5-11.9	21-56	362-887	3230-3790
孫[3]	48	175	1.6-5.63	31-107	213-694	2560-3960

Table 4 outline of available tests for concrete confined by common hoops

研究者	試験体数	断面寸法 (cmxcm)	Ac Ag	$_c\sigma_B$ (kg/cm^2)	ρ_h(%)	配筋形式
Sheikh[11]	24	30.5x30.5	0.78	319-417	0.76-2.40	A,B,C
Vallenas[12]	6 6	25.4x25.4 22.9x22.9	0.78 0.96	300-338	1.40	A
Scott[13]	2	45.0x45.0	0.80	247-258	1.34-1.40	A,C
Moehle[14]	8	30.5x30.5	0.77	345	1.21-2.07	A,D,E
堺[15]	28	20.0x20.0	0.73	254-420	1.35-5.50	A,D,E
著者[7]	12 11	28.5x28.5 33.5x3.5	0.89 0.65	323-1343	1.39-4.44	B
渡辺[16]	12	25.0x25.0	0.73	1108-1154	1.79-4.06	B
田中[17]	4	50.0x50.0	0.87	770	1.81-4.56	B
長嶋[18]	24	22.5x22.5	0.79	615-1204	1.62-3.92	A,B,C

1) Ac=area of core concrete measured from the centroid of hoop

2) Ag=gross area of the section 3) ρ_h=volumetric ratio of hoop

3.4 強度時のひずみ ε_{co}

拘束コンクリートは、無拘束コンクリートに比較して強度のみならず強度時のひずみ ε_{co}も大きくなる。本論では Richart らの研究[19]を参考に、拘束コンクリートの強度時のひずみ ε_{co}の上昇量も、強度の場合と同じくシリンダー強度時のひずみ ε_oよりの上昇量で評価する。なお、ε_oは Popovics の提案[20]に従い (4) 式を用いる。

$$\epsilon_o = 0.52({}_c\sigma_B)^{1/4} \times 10^{-3} \qquad (5)$$

2節で述べた実験より得られた拘束コンクリートの強度上昇率K（$=_c\sigma_{cB}/{}_c\sigma_B$）と強度時のひずみの上昇率（$=\varepsilon_{co}/\varepsilon_o$）の関係を Figure 10 にで示す。図中に一点鎖線で示しているのは Richart ら[19]が提案した (6) 式である。

$$\epsilon_{co} = \epsilon_o[1 + 5(K-1)] \qquad (6)$$

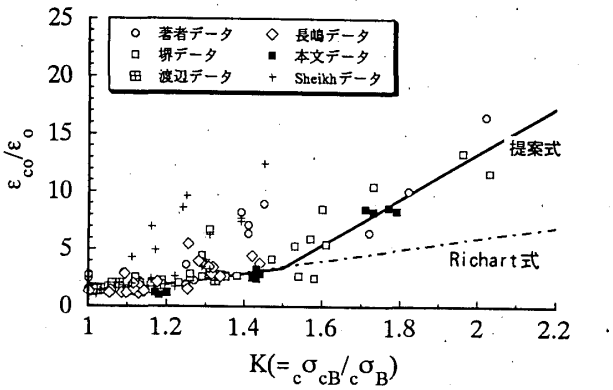


Figure 10 Strains corresponding to the Maximum Stress of the Stress-Strain Curves of Confined Concrete

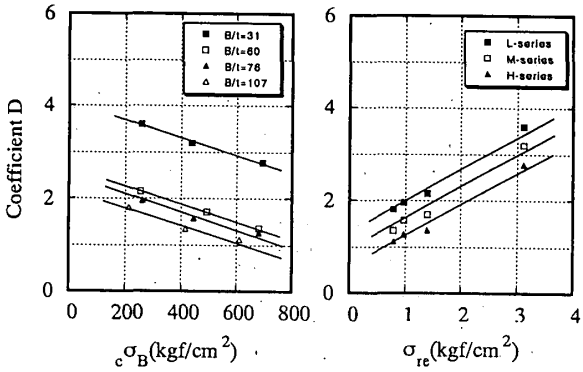


Figure 11 Experimental Results of Parameter D

Figure 10 より分かるように、K の値が 1.5 より大きくなると、ε_{co}の実験値は (6) 式による計算値よりも大きくなる。ここで、本論文では Figure 10 で示す実験結果に基づいて (6) 式を修正し、ε_{co}の算定式として (7) 式を提案する。

$$\frac{\epsilon_{co}}{\epsilon_o} = \begin{cases} 1 + 4.7(K-1), & K \le 1.5 \\ 3.35 + 20(K-1.5), & K > 1.5 \end{cases} \qquad (7)$$

(7) 式を Figure 10 に実線で示す。

(7) 式の適合性を検証するために、Table 2、3 に示す既往の実験の実験結果も Figure 10 に示した。Figure 10 より、＋で示した Sheikh の実験結果[9]を除けば、ばらつきはあるものの、提案式は従来型横補強筋による拘束の場合でも横補強材の配置形式に関係なく実験結果をほぼ評価し得ることが分かる。Sheikh の実験により得られた ε_{co}の値が計算値より大きい傾向があるが、これは平均ひずみを測定する検長の影響によるものである。他の実験では検長が試験体の断面幅の約 2 倍の長さに取られているのに対して、Sheikh の実験では約 1 倍の長さに取られている。

3.5 降り勾配係数 D

下り勾配係数 D は、(1) 式で定義したコンクリートの

NII-Electronic Library Service

応力－ひずみ関係の応力下降域の形状を決める係数である。Figure 11 には第2節で述べた実験より得られた降り勾配係数Dの値とコンクリートのシリンダー強度${}_c\sigma_B$および有効側圧因子${}_c\sigma_{re}$との関係を示す。図中において実験結果を表す点は、各強度シリーズ別の4体の試験体の平均値である。また、降り勾配係数 Dの実験結果は、応力－ひずみ関係の実験結果を用いて、(8) 式で示すような平方誤差（sum square error SSE）の値が最少となるように求めた。

$$\mathrm{SSE}=\sum_{i=1}^{n}\left[\frac{AX_i+(D-1)X_i^2}{1+(A-2)X_i+DX_i^2}-Y_i\right]^2 \qquad (8)$$

ここで、nは応力－ひずみ関係の実験結果の応力下降域における測定点数で、X_iとY_iは各測定点での無次元化されたひずみと応力の実験値である。ただし、(8) 式中のAの値については、始源剛性${}_cE_c$、拘束されたコンクリートの強度${}_c\sigma_{cB}$および強度時のひずみ${}_c\varepsilon_{co}$の値をそれぞれ (2) 式、(3) 式および (7) 式で求めた後、$A={}_cE_c\,{}_c\varepsilon_{co}/{}_c\sigma_{cB}$で計算したものを用いた。

Figure 11 に示している実験結果を参考に、本論においては降り勾配係数Dの算定式として (9) 式を提案する。

$$D=\alpha+\beta_c\sigma_B+\gamma[\sigma_{re}]^{1/2} \qquad (9)_1$$

実験結果に対して重回帰分析を施して求めたα、βおよびγの値は次の通りである。

$$\alpha=1.50,\quad \beta=-1.68\times10^{-3},\quad \gamma=0.75 \qquad (9)_2$$

(9) 式で示すDの計算式は、2節で述べた実験結果に対する相関指数が 0.99 で標準偏差が 0.08 となっている。

以上のようにして求めたγの値を従来型横補強筋により拘束されたコンクリートに適用した結果は良好ではなかった。その原因の一つとして、従来型横補強筋による拘束の場合は応力－ひずみ関係曲線に降り勾配が生じる大変形時にはフックによる定着の緩み等によって鋼管拘束との違いが出るためと考えられる。そこで本論文では、降り勾配係数を求めるための3つの実験定数のうち有効側圧因子にかかる係数γのみが角形鋼管と帯筋では異なる値をとることを提案する。従来型横補強筋により拘束されたコンクリートの既往の実験結果を見ると降り勾配の形状はばらつきが大きいことが多い。そのためγの値の決定にあたって上述した精密な方法もそれほど意味がないと考え、著者らの既往の実験結果[7]に対して、γの値は 0.75（鋼管の場合の値）、0.50、と 0.25 の3つの場合について検討した。その結果本論では従来型横補強筋による拘束の場合はγ =0.5 の値を提案する。

4　応力－ひずみ関係提案式と実験結果との比較

本論2節で述べた実験により得られた応力－ひずみ関係を計算結果と一緒に Figure 12 に示す。応力－ひずみ関係の計算結果は3節で提案している (1) 式～ (9) 式を用いて求めた。Figure 12 より分かるように、H-Series の B/t=31 の試験体を除いた他の試験体は、いずれの場合も計算結果と実験結果は良好な一致を示している。H-Series の B/t=31 の試験体では、計算結果は実験結果を高めに評価している現象が見られた。その原因としては、(3) 式がこのシリーズの試験体の有効側圧因子${}_c\sigma_{re}$を高めに評価した結果（その理由については前節を参照されたい）、拘束されたコンクリートの強度および下り勾配係数の計算値が実験値を上回ったためと考えられる。

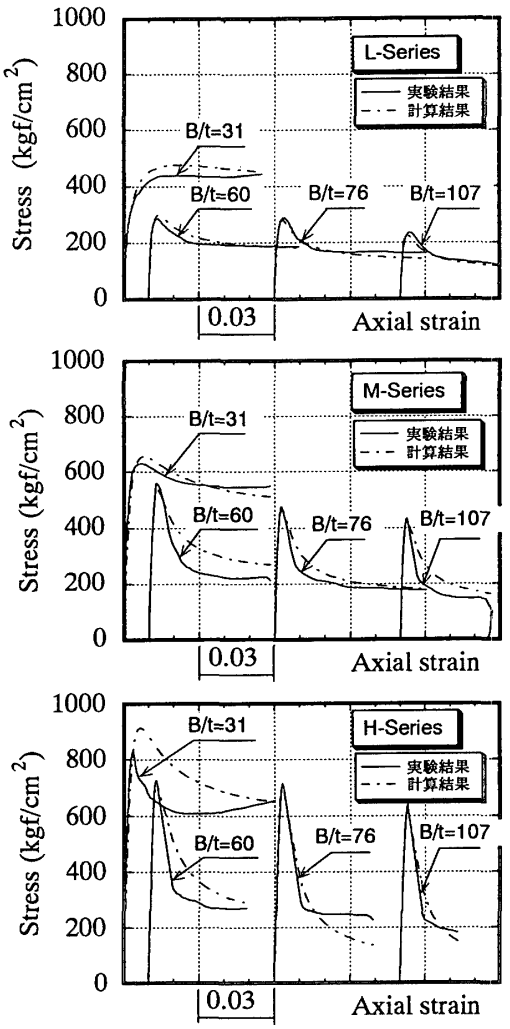
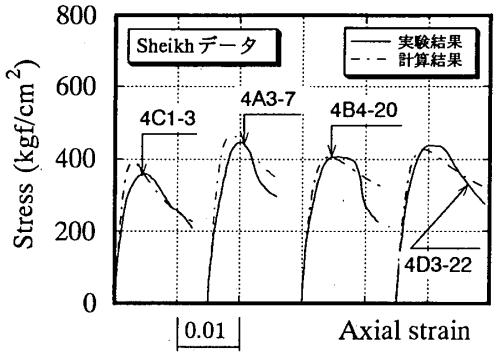


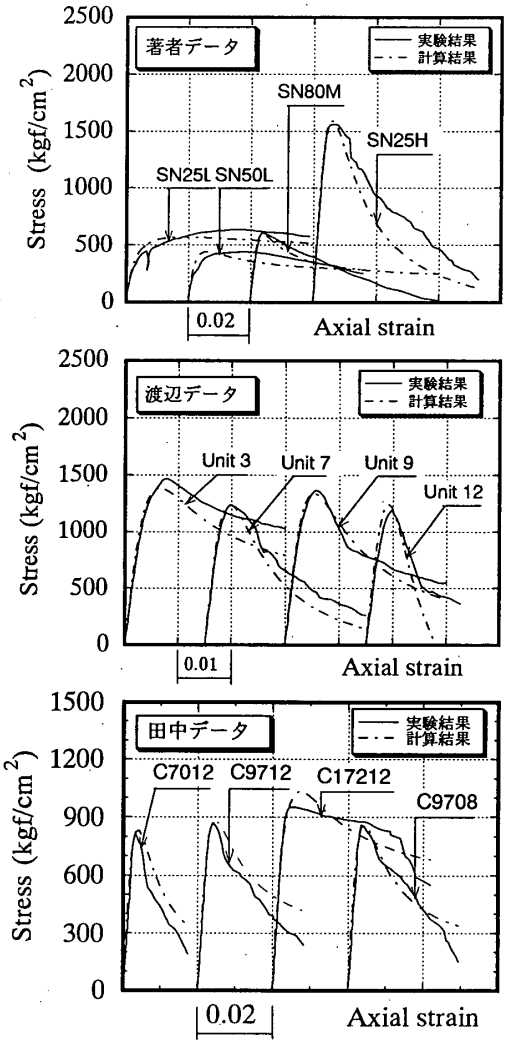
Figure 12　Comparison of Experimental and Calculated Stress-Strain Curves of Concrete Confined by Square Steel Tubes

次に提案式と従来型横補強筋で拘束されたコンクリートの応力－ひずみ関係に関する既往の実験結果との比較を Figure 13 に示す。比較に用いた既往の実験は、普通強度のコンクリートを用いた Sheikh らの実験結果[11]（Figure 1 に示すA型、B型、C型およびA型とC型の混合型配置形式に関する実験結果、${}_c\sigma_B$=319～419kgf/cm^2）、高強度コンクリートを用いた著者らの

NII-Electronic Library Service



(a) Specimens with Normal Strength Concrete



(b) Specimens with High-Strength Concrete

Figure 13 Comparison of Experimental and Calculated Stress-Strain Curves of Concrete Confined by Common Hoops

実験結果[7]（B型配置、$_c\sigma_B$=323～1343kgf/cm²）、渡辺らによる実験結果[16]（B型配置、$_c\sigma_B$=1120kgf/cm²）ならびに田中らによる実大柱の実験結果[17]（B型配置、$_c\sigma_B$=770kgf/cm²）である。ただし、比較を行うにあたって、帯筋の降伏点応力の上限値を7000kgf/cm²として計算結果を求めた。Figure 13から分かるように、本論で提案している応力－ひずみ関係式は正方形鋼管で拘束されたコンクリートの応力－ひずみ関係の実験結果のみならず、種々な配置形式を有する従来型横補強筋で拘束されたコンクリートの応力－ひずみ関係の実験結果をも応力下降域を含む大ひずみまで精度よく評価できる。

5 まとめ

本論文においては、直線型横補強材（正方形鋼管，帯筋）により拘束されたコンクリートの応力－ひずみ挙動を統一的に評価できる応力－ひずみ関係式を提案することを目的として検討を行った結果、以下の結論を得た。

(1) 直線型横補強材による強度に関する拘束効果は、その拘束材料（鋼管、帯筋）の違いに関係なく、横補強材の面外剛性を考慮にいれた有効側圧因子σ_{re}を用いることにより比較的簡潔に評価できる。

(2) 横補強材による強度上昇量$\Delta_c\sigma_B$は有効側圧因子σ_{re}とほぼ線形関係にあり、拘束されたコンクリートの強度$_c\sigma_{cB}$、強度時のひずみε_{co}はそれぞれ(3)式と(7)式で推定できる。

(3) 応力－ひずみ関係の応力下降域の形状を表すパラメーターである降り勾配係数Dの算定式としては、鋼管を用いる場合は(9)式で与えられる。

また、本論で提案されている応力－ひずみ関係式、(1)式～(9)式、で求めた計算結果と既往の実験結果との比較を行った結果、以下のことが分かった。

(4) 提案式は、正方形鋼管により拘束されたコンクリートの実験結果に基づいて構成されているにも関わらず、正方形鋼管のみならず、種々の配置形式を有する従来型横補強筋で拘束されたコンクリートの応力－ひずみ挙動をも、強度に達した以後の応力下降域をのぞき、推定できる汎用性のあるモデルである。

(5) 応力－ひずみ関係の応力下降域を支配する降り勾配係数における実験定数のうち有効側圧因子にかかるγの値を0.50とすれば、提案式は従来型横補強筋で拘束されたコンクリートの応力－ひずみ挙動を応力下降域を含む大ひずみまで精度よく評価できる。

以上が本論文の結論である。本論文においては紙面の都合で述べることができなかったが、他の研究者による提案式との比較検討、断面内にひずみ勾配がある（曲げを受ける）場合への本提案式の適用性、本提案式に基づく曲げ終局強度算定法と精度の検証などは重要な研究課題である。それらについては別論文にて報告する予定である。

謝辞

本研究は、鋼管で拘束されたコンクリートの性状の定

NII-Electronic Library Service

Architectural Institute of Japan

式化を先ず行い、ついで、それが通常の帯筋で拘束されたコンクリートの性状の評価に適用可能かどうかを（高強度材料を用いる場合も含めて）検討し一般化を行ったものである。後半部分の研究は建設省 New RC 総プロ（New RC 研究調整委員会委員長：青山博之東京大学教授）の高強度鉄筋分科会（主査：森田司郎京都大学教授）の研究活動の一環として行われたものである。関係各位に厚くお礼を申し上げます。

参考文献

以下の略称を用いる
日本建築学会大会学術講演梗概集：大会

1) 崎野健治：コンファインドコンクリートの研究の現状、コンクリート工学、 Vol.30, No. 12, 1992. 12, pp.5-12.
2) Sargin, M., Ghosh, S.K. and Handa, V.K., " Effects of Lateral Reinforcement upon the Strength and Deformation Properties of Concrete, " Magazine of Concrete Reserach, Vol.23, June-September 1971, pp.99-110.
3) 崎野健治、孫　玉平：直線型帯筋で拘束された鉄筋コンファインドコンクリートモデルの比較研究、日本建築学会中国・九州支部研究報告集、第 8 号、 1993 年 3 月、 pp.289-292,pp.293-296.
4) Martinez, S., Nilson, A.h., and Slate, F.O., " Spirally Reinforced *High-Strength Concrete Columns*, " ACI Journal, Vol. 81, No. 35, Sept.-Oct. 1984, pp.431-442.
5) 六車熙　他 3 名：横補強による高強度コンクリートのじん性改善に関する研究、コンクリート工学年次論文報告集、 Vol. 5, No. 2, 1983, pp. 317-320.
6) Sheikh, S.A., Park, R., Faftis, A. and Shah, S.P., " Discussions on A Comparative Study of Confinement Models, " ACI Journal, Nov-Dec. 1982, pp.484-490.
7) 孫　玉平、崎野健治：高強度材料を用いた鉄筋コンクリート柱の靭性改善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, 1993, pp. 719-724.
8) 松村弘道、伊藤茂樹：角形鋼管に充填されたコンクリートの強度、大会、 1990、 pp. 1627-1628.
9) 富井政英、崎野健治、林博之：折板正方形鋼管で横補強された鉄筋コンクリート短柱の弾塑性性状に関する実験的研究、九州支部研究報告、第 31 号、 1989 年、 pp. 313-316.
10) 上遠野明夫，山口種美：充填型鋼管コンクリートに関する研究　－その 2　中心圧縮実験，大会，1989 年，pp.1615-1616.
11) Sheikh, S.A.,et al., " Strength and Ductility of Tied Concrete Columns, " Proceedings , ASCE, V.106, ST 5, May1980, pp1079-1102.
12) Vallenas, J., et al., " Concrete Confined by Rectangular Hoops and Subjected to Axial Load, " Report No. UCB/EERC-77/13, Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley, Aug. 1977.
13) Scott, B.D., et al., " Stress-Strain Relationship of Concrete Confined by Over lapping Hoops at Low and High Strain Rates, " ACI Journal, Proceedings, Vol. 79, No. 1, Jan.-Feb. 1982, pp.13-27.
14) Moehle, J.P, et al., " Confinement Effectiveness of Crossties in RC, " Proceedings, ASCE, Vol. 111, ST 10, Oct.1985, pp.2105-2120.
15) 堺 孝司、角田与史雄、能町純雄：鉄筋コンクリート柱における帯鉄筋の拘束効果に関する実験的研究，土木学会論文集，第 354 号 /V-2，1985 年 2 月，pp.63-72.
16) 渡辺史夫 他 4 名：圧縮強度 100MPa 級のコンクリートを用いたＲＣ角柱の中心圧縮実験－その 1、その 2、大会、 1992、 pp. 1007-1010.
17) 田中賢二 他 7 名：高強度鉄筋コンクリート造実大柱の中心圧縮性状に関する実験的研究、大会、 1993、 pp.761-762.
18) Nagashima, T., et al., " Monotonic axial compression test on ultra-high-strength concrete tied columns," Proceedings, 10th World Conference on Earthquake Engineering Madrid, Sept. 1992, pp. 2983-2988.
19) Richart, F.E., Brandtzaeg, A., and Brown, R.L., " The Failure of Plain and Spirally Reinforced Concrete in Compression, " Bulletin No. 190, University of Illinois, Engineering Experimental Station, Urbana, April 1929.
20) Popovics, S., " A Numerical Approach to Complete Stress-Strain Curve of Concrete," Cement and Concrete Research, Vol.3, 1973, pp.583-599.

注 1) 材軸方向と直交方向に配置される横補強筋の名称には日本語、英語ともいろいろなものがある。従来からよく使われている "せん断補強筋" や、時々使われるようになった "拘束筋" は、補強筋の役割に注目して付けられた名称であるが、本論文においては、より一般的に使うことができる、配置形式に注目して付けられた名称である "横補強筋" を用いることにした。著者等は横補強に鋼管を用いる方法を提案しているが、鉄筋のみでなく鋼管も含む場合は、 "横補強筋" ではなく "横補強材" という名称を用いた。なお、鋼管との対比を強調したい時は "帯筋" という名称も随時用いた。 "直線型" は英語の rectilinear の訳語で、図－ 1 に示す横補強材形状の総称として（一般的に用いられていないが）用いることにした。

注 2) 出来るだけ一般的な材料の構成則を用いて、力の釣合条件、変形の適合条件を出来るだけ厳密に満足するような解析法により「横補強材により拘束されたコンクリート」の性状を究明できれば、内部応力の分布等についての類推が可能となったり、Fgiure 1 に示す以外の横補強材の効果に関する数値実験等も行えるので、設計に有用な資料が得られると考える。

（1993 年 11 月 10 日原稿受理，1994 年 5 月 20 日採用決定）

NII-Electronic Library Service