

拡張した修正圧縮場理論によるRCはり断面のせん断耐荷力評価

中村 光*・檜貝 勇**

Collinsらにより提案された修正圧縮場理論を、ひずみ・応力勾配を持つRC断面に拡張した解析手法の開発を行い、せん断補強筋を持たないRC断面の斜めせん断破壊耐荷力を解析的に評価する手法を示した。さらに、せん断耐荷力に及ぼす各種要因の影響を解析的に明らかにすると共に、解析値が既往の実験回帰式とよく一致することを示した。特に、RCはりのせん断耐荷力に対する寸法の影響に関しては、本手法に有効高さを考慮したコンクリートの引張軟化曲線を用いることで、解析的に評価し得る。

Key Words : modified compression fields theory, shear failure, tension stiffening effect, size effect

1. 序

鉄筋コンクリート構造物のせん断破壊は、多くの要因によって影響を受ける複雑な現象であるため、その破壊メカニズムの解明はきわめて困難であると考えられている。それゆえ、せん断に関する研究は、従来、終局強度を求めることに重点がおかれてきた。しかもその研究の大部分は、実験結果に基づいた経験式やマクロな破壊メカニズムを大胆に仮定するなどして終局強度を求めようとするものであった。

一方近年、コンクリート構造物の大型化あるいは、コンクリート構造物に連続繊維補強材等の新材料を用いる試みがなされているが、そのような構造物のせん断耐荷力を評価する場合には、従来の実験結果に基づく耐力の評価法には限界が生じてきている。例えば、RCはりのせん断耐荷力には、有効高さが大きくなるに従いせん断強度が低下する寸法効果が存在することが明らかになっているが、大型構造物に対して寸法の影響の程度を評価することは、実験の制約上限りがある。また、連続繊維補強材のような従来用いられてきた鉄筋と力学的特性が大きく異なる材料を使用する場合には、力学特性の違いによる影響要因を再度定量的に評価し、せん断耐荷力式の構築を行う必要が生じる。

このような現状において、より力学的なアプローチとしてRCはりのせん断耐荷力を解析的に評価する試みが活発になされている。この試みの一つに、Collinsらが提案した修正圧縮場理論が挙げられる¹⁾。修正圧縮場理論は、ひび割れの発生している鉄筋コンクリート要素を一樣な性質を持つ連続的な要素として捉え、要素内での力の釣合条件および変形の適合条件を用いてせん断問

題を一般的に解く手法である。しかしながら、この手法は一樣な断面力を受け、一樣に変形する部材にのみ適用できるものである。したがってRCはりのように、部材断面内に応力勾配やひずみ勾配がある場合には、はり断面を薄い層に分割し、各々の層を一樣な軸方向力とせん断力を受けるコンクリート要素とみなして適用する必要がある²⁾。

そこで本研究では、Collinsらにより提案された修正圧縮場理論を曲げ・軸力・せん断力を受ける断面に拡張した解析手法により、せん断補強筋を持たないRCはり部材のせん断耐荷力の評価を試みる。解析手法は、既往の実験式と比較することでその妥当性を検証した。つづいて、せん断耐荷力に影響を及ぼすと考えられる各種要因の影響を本手法を用いて解析的に評価した。さらに本研究では、従来評価されていなかった引張補強材の剛性の影響および非常に大断面になった場合の寸法の影響に対する評価を行った。

2. 拡張した修正圧縮場理論の解析方法

修正圧縮場理論は、VecchioとCollins¹⁾によって提案された、せん断力を受ける鉄筋コンクリート要素に対する新しい解析方法である。しかしながら、この理論は一樣なせん断力を受ける部材にのみ適用可能なもので、実際のはりのように曲げモーメントとせん断力を受け、断面内にひずみと応力の勾配を持つ部材に対してはこれをそのまま適用することはできない。

そこで本論文では、断面を薄い層に分割し、応力が部材断面内で変化する場合について修正圧縮場理論を拡張することで、RCはり部材のせん断耐荷力の評価を行う。

ここで、本解析手法の考え方は、Collinsら¹⁾と同様ではあるが、後述するようにCollinsらが用いたアルゴリズムより高速なアルゴリズムの採用およびRCはりを解析する場合に、より適していると考えられる引張軟

* 正会員 工博 山梨大学講師 工学部土木環境工学科
(〒400 甲府市武田4-3-11)

** 正会員 工博 山梨大学教授 工学部土木環境工学科

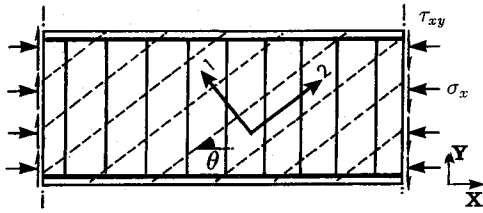


図-1 鉄筋コンクリート要素

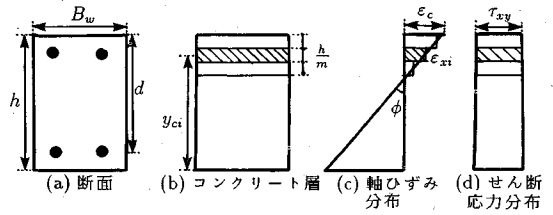


図-4 層分割した鉄筋コンクリート断面の性状

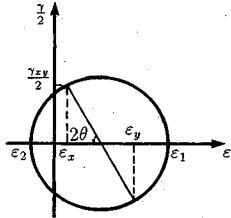


図-2 モールのひずみ円

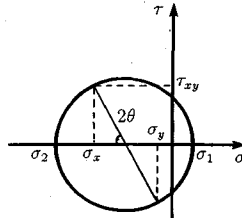


図-3 モールの応力円

化曲線を用いること等が異なる点である。

(1) 修正圧縮場理論

図-1 に示すように一様なせん断力と軸力を受け、一様なひび割れを持つ鉄筋コンクリート要素を考える。要素内でのひび割れを平均的に扱い、コンクリート要素は一様に変形すると仮定すれば、ひずみとしては、軸方向ひずみ (ϵ_x)、軸直角方向ひずみ (ϵ_y) およびせん断ひずみ (τ_{xy})、または主圧縮ひずみ (ϵ_2) および主引張ひずみ (ϵ_1) とその角度 θ を考慮すればよい。このような要素についてのひずみの適合条件は、図-2 に示すモールのひずみ円より次式のように書ける。

$$\tau_{xy} = 2(\epsilon_1 - \epsilon_2) \tan \theta \dots \dots \dots (1)$$

$$\epsilon_y = \epsilon_1 - (\epsilon_1 - \epsilon_2) \tan^2 \theta \dots \dots \dots (2)$$

$$\epsilon_2 = \epsilon_x - (\epsilon_1 - \epsilon_2) \tan^2 \theta \dots \dots \dots (3)$$

また、コンクリート要素に任意のせん断応力 (τ_{xy})、軸方向応力 (σ_x) が作用し、せん断応力はすべてコンクリートが受け持つと仮定する。この時コンクリート要素の平均応力の関係は、図-3 に示すモールの応力円より、次式で表される。

$$\sigma_x = \sigma_1 - \tau_{xy} / \tan \theta' \dots \dots \dots (4)$$

$$\sigma_y = \sigma_1 - \tau_{xy} \tan \theta' \dots \dots \dots (5)$$

$$\sigma_2 = \sigma_1 - \tau_{xy} (\tan \theta' + 1 / \tan \theta') \dots \dots \dots (6)$$

ここで σ_x は軸方向応力、 σ_y は軸直角方向応力、 τ_{xy} はせん断応力、 σ_1 は主引張応力、 σ_2 は主圧縮応力であり θ' の傾きを持つ。コンクリートひび割れ面でのせん断伝達を無視すれば、主圧縮ひずみ方向と主圧縮応力方向は等しく $\theta = \theta'$ となる。

この時軸方向の力の釣合条件は、

$$N = A_{sx} f_{sx} + \sigma_x B_w h \dots \dots \dots (7)$$

ここで、 N は要素に作用している軸力、 A_{sx} は軸方向鉄

筋の断面積、 f_{sx} は軸方向鉄筋の応力、 B_w はコンクリート要素の幅、 h はコンクリート要素の高さである。

一方軸直角方向の力の釣合条件は、要素に鉛直方向外力が作用していないと仮定すれば、

$$\sigma_y = -A_w f_{sy} / B_w S \dots \dots \dots (8)$$

ここで、 A_w はせん断補強鉄筋の断面積、 f_{sy} はせん断補強鉄筋の応力、 S はせん断補強鉄筋間隔である。また、せん断補強鉄筋がない場合は、上式のせん断補強鉄筋の応力を 0 とすればよい。

せん断方向の力の釣合条件は、

$$\tau_{xy} = V / B_w h \dots \dots \dots (9)$$

ここで、 V は要素に作用しているせん断力。

さらにこの時、コンクリートの主圧縮応力、主引張応力、軸方向鉄筋応力およびせん断補強鉄筋応力とひずみを関係づける構成方程式を仮定し、力の釣合条件から求められる応力と仮定した構成方程式から得られる応力を釣り合わせることで、ひずみの適合条件および力の釣合条件を同時に満足するひずみ・応力の値が求められる。ただし、修正圧縮場理論による解は、陽な形で表現することができないので、実際に解を求める場合には、繰返し計算を行う必要がある。

(2) 軸力・モーメント・せん断力を受ける RC はり断面への修正した圧縮場理論の適用

修正圧縮場理論は、陽な形で解を求められないため、収束計算を行う必要がある。また、修正圧縮場理論を拡張した本手法は、断面を各層に分割しているため、収束未知数の増加に伴いかなりの計算時間を要することになる。そのため本論文では、計算時間を短縮できるアルゴリズムを採用し、解析を行った。

本研究で用いた解析方法の概要は、以下の通りである。なお、コンクリートおよび鉄筋の応力-ひずみ関係は、材料の力学特性から既に与えてあるとする。

- ①断面を m 等分し、各層での幾何学的条件を与える。(図-4(b))
- ②断面に作用する軸力 (N)、せん断力 (V) を与える。また、せん断応力 (τ_{xy}) は、断面内で等しく分布すると仮定する。(図-4(d))
- ③軸方向ひずみを仮定する。軸方向ひずみを直線分布と仮定すれば、各層での軸方向ひずみは、曲率と圧縮最外

縁のひずみ (ϵ_c) を用いて表される。(図-4(c))

$$\epsilon_{xi} = (h - y_{ci})\phi + \epsilon_c \dots\dots\dots(10)$$

ここで、軸方向ひずみ・せん断応力分布の仮定はかなり簡略化した仮定であり、今後より詳細な検討が必要と考えている。

④ τ_{xy} , ϵ_{xi} に対して、各層での力の釣合条件とひずみの適合条件を満足させる。以下の手順は各層に対して行うものである。

- (a) 主引張ひずみ (ϵ_1) を仮定する。
- (b) コンクリートの応力ひずみ関係より ϵ_1 に対応する主引張応力 (σ_1) を計算する。
- (c) 軸直角方向の釣合より θ を計算する。鉛直方向の力の釣合を考えれば、せん断補強筋応力は、

$$f_{sv} = -B_w S/A_w (\sigma_1 - \tau_{xy} \tan \theta) \dots\dots\dots(11)$$

一方、ひずみの適合条件とせん断補強筋の応力-ひずみ関係より、せん断補強筋の応力は、降伏していない場合には、

$$f'_{sv} = E_{sv} (\epsilon_1 - (\epsilon_1 - \epsilon_x) \tan^2 \theta) \dots\dots\dots(12)$$

式 (11) (12) を用いれば、 $f_{sv} = f'_{sv}$ より降伏していない場合は $\tan \theta$ の 2 次方程式が、降伏後は $\tan \theta$ の一次方程式が与えられ、 θ を陽な形で解くことができる。この様に、本手法では θ を陽な形で解くことで、計算時間の短縮を可能にしている。

- (d) モールのひずみ円より、主圧縮ひずみ (ϵ_2)、鉛直方向ひずみ (ϵ_y) およびせん断ひずみ (γ_{xy}) を求める。
- (e) モールの応力円より、軸方向応力 (σ_x)、鉛直方向応力 (σ_y) および主圧縮応力 (σ_2) を求める。
- (f) コンクリートの応力-ひずみ関係を用い、 ϵ_2 より σ_2' を計算する。
- (g) σ_2 と σ_2' が等しくなければ、(a) に戻り ϵ_1 を仮定し直す。

⑤ (a)~(g) の手順をひずみの適合条件および力の釣合条件を各要素が満足するまで繰り返す。

⑥ 軸方向鉄筋の応力 (f_{sxi}) を鉄筋位置での軸方向ひずみから求める。

⑦ 断面に発生する軸力を求め、断面に作用する軸力との釣合を考える。この時釣合条件が満たされなければ、手順 3 に戻り ϵ_c を仮定し直す。

⑧ 断面内の軸方向応力分布より、断面に作用するモーメントを求める。

以上の手順により、軸力・せん断力を与えた時の断面に作用するモーメントが求まる。さらにモーメントの収束値を求める場合は、曲率に対する収束計算を行えばよい。Collins らのアルゴリズムは、各層に対して ϵ_2 と θ の収束を、断面に対しては軸ひずみ分布の収束を行っている⁴⁾。一方本手法では、各層に対して ϵ_1 に対する収束

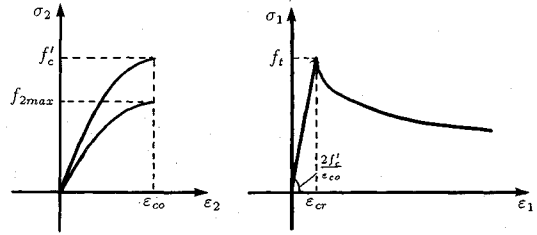


図-5 コンクリートの応力-ひずみ関係

を、断面に対して ϵ_c に対する収束を行うのみであるため、少ない収束未知数による高速な数値計算が可能になる。また、各収束値に対しても二分法を用いることで、速やかな収束計算を可能にしている。

本解析で得られる終局は、軸力・せん断力一定下で曲率を増加させた時に、以下に示す 2 通りの場合について定義する。

- (1) 圧縮側の最大ひずみがコンクリートの最大強度に対応するひずみ (-0.002) を越えた時。
- (2) 最終的に断面が軸力に対する釣合を満足した状態で、各断面要素の少なくとも一つが ϵ_x , τ_{xy} に対する釣合を満足する解を持たない時。

したがって、終局耐力は各々の時点に対応するモーメントを用いて与えられる。この時、(1) の場合は曲げ破壊、(2) の場合はせん断破壊として、破壊形式を区分けした。また解析中、曲率の増加と共に終局時に若干モーメントが低下して (1) および (2) の破壊形式に至る例がみられたが、そのような場合は、最大モーメントを用いて破壊断面力を定義した。以上の定義を用いれば、本解析中に明確に破壊モードに従う断面耐荷力を定義することが可能になる。

(3) 材料定数

a) コンクリート

コンクリートの応力-ひずみ関係は、図-5 に示すように、圧縮領域においては、最大圧縮応力までを 2 次曲線と仮定した。最大圧縮応力は Collins ら³⁾ の提案した式を用い主引張ひずみにより低下させた。ただしひび割れがある程度大きくなると圧縮強度はほぼ一定となることを宮原ら⁵⁾ が報告している。したがって、本解析では主引張ひずみがコンクリートのひび割れひずみの 40 倍以上になったとき圧縮強度が一定になると仮定した。また本解析は、基本的にせん断破壊を対象とするため、圧縮強度以降のコンクリートの応力-ひずみ関係は考えていない。

引張領域にあつては、応力は最大引張応力までは初期勾配 ($2f_t/\epsilon_{co}$) で増加すると仮定する。ひび割れ発生後は、Collins ら³⁾ の提案した式を以下のように修正した式を用いる。

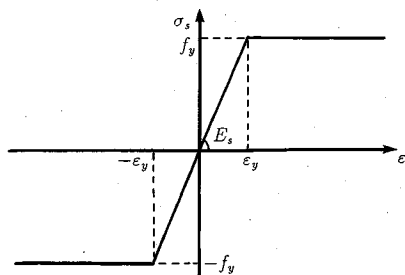


図-6 鉄筋の応力-ひずみ関係

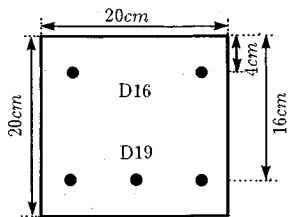


図-7 解析モデル

$$\sigma_1 = \frac{f_t}{1 + \alpha \sqrt{200(\epsilon_1 - \epsilon_{cr})}} \dots \dots \dots (13)$$

上式は、Collins らの提案した式に対し、その応力の低下の割合を係数 α により変化させたものである。係数 α および上式については次節で考察するが、簡単には以下の考えに基づいている。すなわち、式 (13) はひび割れを含んだ鉄筋コンクリートに存在する平均的な引張応力の大きさを算定する式であるが、Collins らの式は、鉄筋がある程度等間隔に配置された平板に対する実験より導かれたものであるため、RC はりのように断面下部に集中的に鉄筋が配置されている部材に対しては、そのまま適用することができないと考えたためである。また、この引張軟化曲線を導く、鉄筋とコンクリートの付着効果は、鉄筋を中心とした影響領域を持っていると考えられるが、現段階ではその影響領域を明確に表すことができないと考え、全ひび割れ位置のコンクリートに作用すると仮定する。したがって、引張軟化の影響領域に対する補正も係数 α により考慮することになる。この α により引張軟化曲線を変化させることに、RC はりを対象とした本研究の大きな特徴がある。

b) 鉄筋

鉄筋の応力-ひずみ関係は、図-6 に示すように、引張・圧縮とも降伏点までは線形を保ち、降伏点を越えると一定の降伏応力とする bi-linear 型を仮定した。

3. 拡張した圧縮場理論の適用性の検討

(1) 引張軟化挙動の影響

前述した様に、RC はりに本手法を用いる場合、Collins らが提案した引張軟化曲線をそのまま用いることは

せん断耐力を過大評価すると考えられる。そこで、RC はりに用いる場合に適当と思われる α の値の推測を行う。

解析に用いた RC 断面は、図-7 に示す断面寸法 (20 × 20 cm, 有効高さ $d=16$ cm) を持ち、引張鉄筋としては 3D19 を、圧縮鉄筋としては 2D16 を配置したものである。材料特性としては、コンクリートは圧縮強度 280 kgf/cm², 引張強度 28 kgf/cm² を仮定し、鉄筋は降伏強度 3780 kgf/cm², 初期剛性 1.7 × 10⁶ kgf/cm² を仮定した。また断面の分割数は 20 とし、軸力は作用していないと仮定した。

$\alpha=1, 3, 5$ と 3 通りに変化させたときの、断面のせん断耐力とせん断スパン比 (a/d) の関係を図-8 に示す。図中●印が $\alpha=1$ を、△印が $\alpha=3$ を、■印が $\alpha=5$ を仮定したときの解析結果である。図中の各点は、前述の破壊の定義に従い得られた断面力より算定されたもので、 a/d の値としては対称 2 点集中载荷の単純はりを考え、 $a=M/V$ と仮定して算出した。したがって、この場合 RC はりの破壊断面は、载荷点下の最大曲げモーメント位置で定義していることになる。また図中破線は、曲げ耐力曲線を表し、実線が二羽ら⁶⁾の提案式 (式 (14)) より得られたせん断耐力曲線を示している。本解析では、多くの実験結果に基づいて定められた二羽らの式を斜め引張破壊耐力の正解値と仮定し、解析結果との比較を行うことでその適合性を検証する。ただし本解析は、すべて矩形断面を対象として行っているため、以下の記述の適用は矩形断面を想定したものである。

$$V = 0.94 f_c^{1/3} (100 P_w)^{1/3} (d/100)^{-1/4} (0.75 + 1.4 d/a) B_w d \dots \dots \dots (14)$$

ここで、 f_c は圧縮強度、 P_w は引張鉄筋比、 d は有効高さ、 a/d はせん断スパン比、 B_w は断面の幅である。

図-8 によれば、 $\alpha=1$ とし Collins の提案式を用いた場合はせん断耐力を過大に評価し、 $\alpha=5$ とし軟化の影響を著しくした場合はせん断耐力を過小に評価する。 $\alpha=3$ とし修正した引張軟化曲線を用いた解析結果が a/d が 3 以上のせん断破壊する範囲において、二羽らの式と最も適合することが分かる。

$$\sigma_1 = \frac{f_t}{1 + 3\sqrt{200(\epsilon_1 - \epsilon_{cr})}} \dots \dots \dots (15)$$

ここで、 a/d が大きい領域すなわち曲げ破壊領域では、解析値は曲げ耐力曲線とよく一致している。また、 a/d が 3 以上 6 以下の領域では、解析値はせん断耐力曲線とよく一致している。本解析はせん断スパン比の変化に伴う曲げ破壊モードからせん断破壊モードへの移行も同時に正確に捉えられることを示している。この時の各耐力曲線に近接した解析値を見れば、曲げ破壊を示す場合は、先に示した曲げ破壊形式 (圧縮最外縁のコン

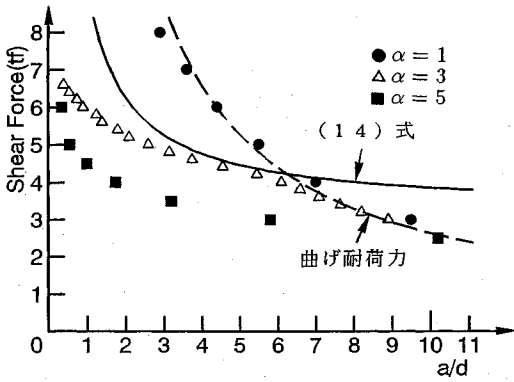


図-8 引張軟化挙動がせん断耐力に及ぼす影響

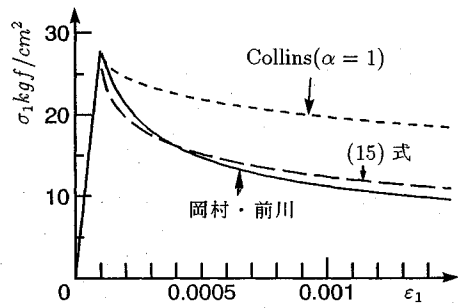


図-9 引張軟化曲線の比較

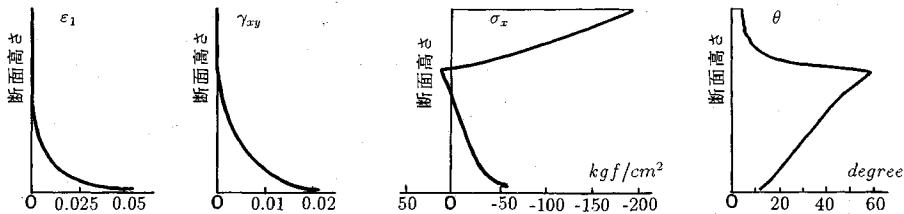


図-10 解析より得られる断面性状の一例

クリートひずみが-0.002を超える)で解析を終了し、せん断破壊を示す場合は、せん断破壊形式(断面の一部が釣合を満足しなくなる)で解析を終了している。

したがって、式(15)に示す引張軟化曲線を本解析に用いることで図-7に示すRC断面の破壊断面力・破壊モードが正確に求められることが分かった。

ただし、図-8に見られるように a/d が3以下の範囲においては、解析値は耐荷力をかなり過小に評価する。これは a/d が小さい範囲では、支点・載荷点の影響すなわち軸直角方向の圧縮応力の影響でせん断耐荷力は大きくなるが、本解析ではその影響を考慮していないためである。したがって、本解析は曲げ破壊耐力・斜め引張破壊耐力は評価できるが、せん断圧縮破壊耐力に対しては更なる検討を要する。

現在まで、多くの引張軟化曲線が提案されているが、本提案式を既往の提案式と比較すると、図-9に示すように岡村・前川²⁾の異形鉄筋に対する提案式とほぼ同様のものであり、RCはりに用いる場合には妥当なものと考えられる。ただし、対象としたRC断面が大きくなれば鉄筋との付着の影響領域は当然変化すると考えられるため、更なる変更を次章の有効高さの影響の所で行う。

また図-10は、解析より得られた破壊直前のひずみ、応力および主応力角度の分布の一例($N=0$ tf, $V=5000$ tf, $M=2.08 \times 10^5$ tf・m)を示したものである。主引張りひずみ、せん断ひずみは、断面下端に近づくほど急激に大きくなる傾向を示し、軸方向応力は、断面下部で

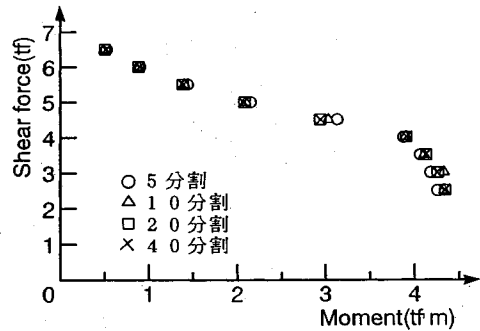


図-11 断面分割の影響

二軸応力場の効果により圧縮応力となる。主圧縮応力の角度については、断面下端から徐々に大きくなり、断面中央部で約45度の角度をなし、その後若干大きくなった後に角度は急激に小さくなる傾向を示す。

(2) 断面分割の影響

本解析は、断面を分割して行うため分割数が耐荷力を求める際の精度に関係してくることが予想される。そこで、次に断面分割の影響について調べる。検証は、図-7に示す断面を高き方向に40等分割、20等分割、10等分割、5等分割とした4通りを行った。図-11に各等分割数より得られたせん断力ーモーメント関係を示す。図中、○印が5等分割、△印が10等分割、□印が20等分割、×印が40等分割の時の解析結果である。図によれば、解析値が収束値を示すためには断面を最低20等分割以上することが望ましいことが分かる。また図-10に示

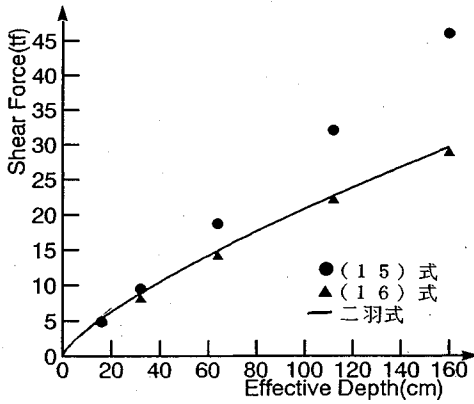


図-12 引張軟化曲線と有効高さが耐力に及ぼす影響

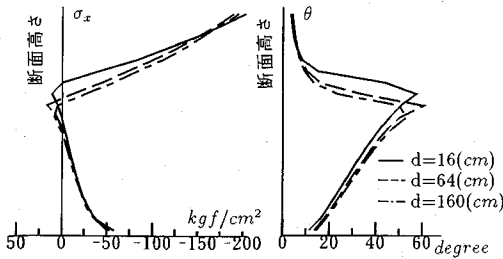


図-13 式 (15) による破壊時の断面性状

す断面内の応力・ひずみの分布性状からも、断面を 20 等分割以上すればほぼ安定した形状となることを確認している。それで以下の解析においては、断面分割数を全て 20 等分割として行うことにした。

4. せん断補強筋を持たない RC はり断面のせん断耐力に及ぼす諸要因の影響

前章までに、本手法が RC 断面のせん断耐力を精度良く解析し得ることが分かった。そこで本章では、せん断耐力に影響を及ぼすと考えられる各種要因に対するパラメーター解析を行う。

解析の対象とした断面は、図-7 の RC 断面であり、この断面を基本形として各種パラメーターを変化させた。また、解析値の精度の検証は、多くの実験結果に基づいて定められた二羽らの式との比較により行う。

(1) 有効高さがせん断耐力に及ぼす影響

引張鉄筋比一定下 ($P_w=0.0269$) で、有効高さを変化させた解析を行った。図-12 に解析より得られた $M/(Vd)=3.0$ (二点集中荷のはりを考えた場合せん断スパン比 $a/d=3.0$) となる時点の各有効高さに対するせん断耐力を示す。図中●印が式 (15) に示す引張軟化曲線を用いた解析結果である。また二羽らの式より得られる耐力曲線を実線で併せて示した。解析より得られたせん断耐力は、有効高さの増大に伴いほぼ比例的に増

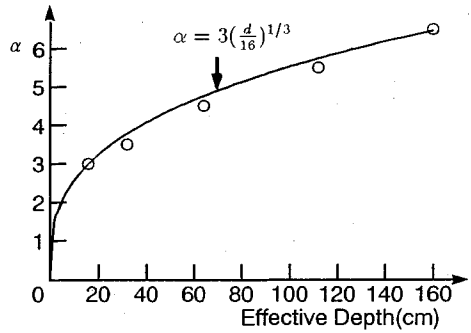


図-14 有効高さと α の関係

加し、有効高さが大きくなるにつれて二羽らの式との差が大きくなるのが分かる。一般に、RC はりのせん断耐力は、有効高さの増加と共に低下する寸法効果を呈し、二羽らの式の中にもその効果は含まれている。それに対して本解析手法では、今のままではこの寸法効果を表せないことを意味する。図-13 に有効高さを 16, 64, 160 (cm) と変化させた場合の破壊時の軸方向応力、主応力方向の分布を示す。分布性状は有効高さにかかわらずほぼ同一のものであり、明らかに寸法の影響が考慮されていないのが分かる。この原因としては、引張軟化曲線を有効高さの値にかかわらず同一の曲線 (式 (15)) を用いていることが挙げられる。すなわち、本手法では鉄筋の付着の影響領域が明確に分かっていないために、断面内に一様に平均的な引張軟化曲線を仮定している。しかしながら、有効高さが大きくなれば相対的に引張領域も大きくなり、その全ての領域が有効高さが小さい場合と同様のひずみ軟化の影響を受けると仮定するのは明らかに耐力の過大評価に相当すると考えられるのである。

そこで、二羽らの式と適合するように、式 (13) の α の値を変化させた解析を行い、寸法の影響を考慮した引張軟化曲線の同定を試みた。同定は、 $d=160$ cm までの断面に対して、二羽らの式と比較することで行った。これは、既往の実験結果よりこの程度までは二羽らの式が有効高さの影響に対して十分な精度を有することが保証されているためである。ここで注意すべきことは、求められる引張軟化曲線は、あくまでも全ひび割れ断面について平均化した値であるということである。

図-14 に解析より得られた有効高さと α の関係を示す。図中○印が解析結果である。また実線は解析結果を補間したもので次式で表される曲線である。

$$\alpha = 3 \left(\frac{d}{16}\right)^{1/3} \dots \dots \dots (16)$$

したがって、式 (16) を式 (13) に代入することで、有効高さの影響を考慮した平均化した引張軟化曲線が与えられることになる。図-12 に式 (16) を用いて行った解析結果を▲印で示す。本提案式を用いれば、二羽らの

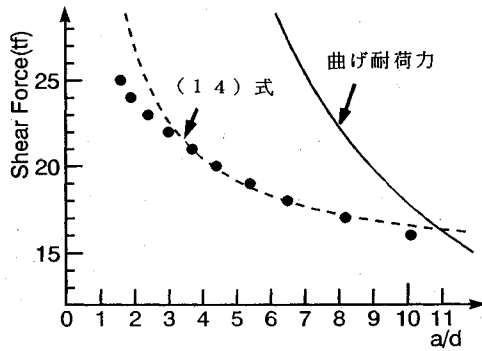


図-15 d=112 (cm) の時の解析結果

式と同様に寸法の影響を評価できることが分かる。この時の解析結果の一例として、 $d=112$ cm の時のせん断耐力と a/d の関係を図-15 に示す。図中●印が解析値を、破線が二羽らの式より得られるせん断耐力曲線、実線が曲げ耐力曲線である。 a/d の広い範囲にわたって二羽らの式と同等の結果を示している。

そこで本手法を二羽らが行った低鉄筋比大型はりの実験結果⁶⁾と比較した。比較した実験は、文献6)のNo.2 供試体で、 $d=200$ cm, $P_w=0.14\%$, $a/d=3$ の供試体である。せん断耐力の実験値と解析値の比は0.97であり、本提案式を用いることで低鉄筋大断面にも適用可能であることが分かる。

式(16)は、解析結果が既往の実験式に整合するように同定した値であるため、その物理的意味は明確でない。また、有効高さ2 m 程度までのRCはりに対しては十分な精度を有することは確認したが、実験を行うことが不可能な大断面に対しても妥当性を有しているかを検証する必要がある。そこで、本解析結果に対してエネルギー的な考察を行い、大断面への適用性について調べた。

表-1に有効高さ $d=16, 64, 160, 1600$ cm の時の式(16)および式(15)を用いた場合のせん断耐力 ($V1, V2$) とひずみ軟化エネルギー ($W1, W2$) の値を示す。ひずみ軟化エネルギーは、破壊時に断面内のひび割れ位置に吸収された全主ひずみエネルギーと定義した。すなわち、ひび割れの生じた任意位置での主ひずみ-主応力曲線で囲まれる面積を全ひび割れ高さ (h_{cr}) に対して積分したものである。

$$W = \int_{-h/2}^{h_{cr}} \int_{\epsilon_{cr}}^{\epsilon_1} \sigma_1(\epsilon_1) d\epsilon dy \dots (17)$$

表-1より、式(15)を用いた場合のひずみ軟化エネルギー ($W2$) は、有効高さの増加にともない比例的に増加しているのが分かる。これは、エネルギーの考察からも、明らかに寸法効果が考慮されていないことを示すものである。一方、式(16)により解析した場合は、ひずみ軟化エネルギー ($W1$) は有効高さにかかわらずほと

表-1 有効高さの影響

有効高さ d(cm)	解析値 (16)式 V1(tf)	解析値 (15)式 V2(tf)	二羽式 Vc(tf)	V/Vc	ひずみ軟化 エネルギー W1(kgf/cm)	ひずみ軟化 エネルギー W2(kgf/cm)
16 (0.25)	4.85	4.85 (0.26)	5.26	0.92	0.878 (0.91)	0.878 (0.44)
64 (1.0)	14.2	18.7 (1.0)	14.8	0.95	0.963 (1.0)	1.976 (1.0)
160 (2.5)	29.2	46.0 (2.46)	29.5	0.98	1.319 (1.37)	4.157 (2.1)
1600 (25.0)	181.0	460.0 (24.6)	166.2	1.09	2.555 (2.65)	39.87 (20.18)

V1:(16)式による解析値, V2:(15)式による解析値,
W1:V1に対応するエネルギー, W2:V2に対応するエネルギー
()内は、 $d=64.0$ に対する比を表す。

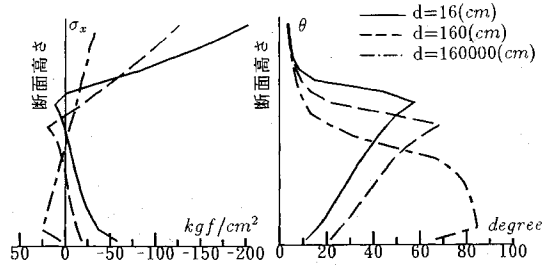


図-16 式(16)による破壊時の断面性状

んど変化していない。詳しく言えば、有効高さが増加するに従ひひずみ軟化エネルギー ($W1$) が若干大きくなるが、 $d=16$ cm と $d=1600$ cm を比較すると、有効高さが100倍に増加したにもかかわらずひずみ軟化エネルギー ($W1$) の増加は高々3倍程度であり、ひずみ軟化エネルギー ($W1$) は有効高さの影響をほとんど受けていないと考えられる。この結果は、破壊時の破壊エネルギーが寸法にかかわらず一定と考えれば、本解析が実験を行うことが不可能な大断面RCはりの寸法効果に対して妥当な解を示すことを意味する。

また逆に本解析結果に基づけば、実験を行うことが不可能な $d=1600$ cm の場合の解析値 ($V1$) と二羽らの式 (Vc) はほぼ等しい値であり、二羽らの式で考慮された寸法の1/4乗則はこの範囲でも成立することが推測される。

図-16に有効高さが異なる場合の破壊時の断面内の軸方向応力および主応力方向の分布を示す。寸法により分布形は大きく異なり、寸法の影響が明瞭に現れていることが分かる。またこの時興味深い結果は、有効高さが大きくなるにつれて、断面内の応力勾配は小さくなり、曲げひび割れ発生時の分布形に近づいていくことである。すなわち、有効高さを大きくすれば、最終的にせん断破壊は曲げひび割れ発生と同時に生じることを意味する。この事実は、無限に大きな有効高さを持つ断面では、鉄筋とコンクリートの付着作用が平均的に零になると考えれば理解できる。

(2) 引張鉄筋比がせん断耐力に及ぼす影響

図-7のRC断面に対して、引張鉄筋比を0.5%~

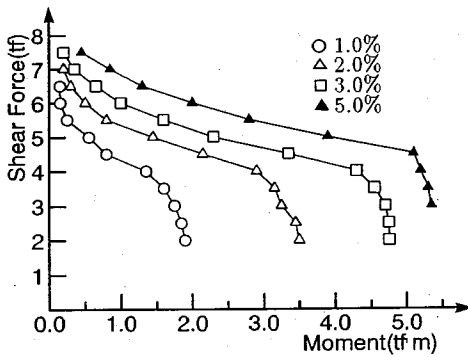


図-17 引張鉄筋比の影響

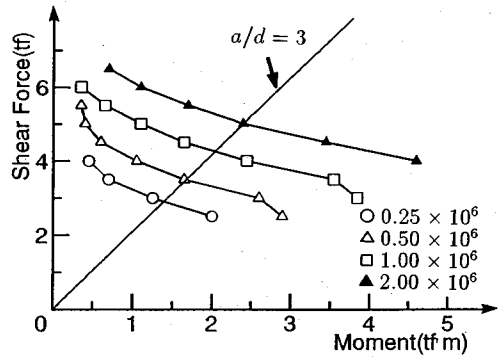


図-19 主筋の剛性の影響

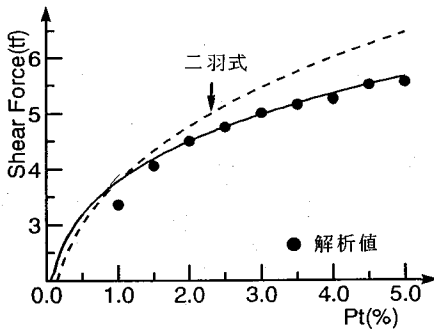


図-18 引張鉄筋比とせん断耐力の関係

5.0%まで9通りに変化させた解析を行った。解析より得られた引張鉄筋比1.0%、2.0%、3.0%、5.0%に対応する破壊時のモーメントとせん断力の関係を図-17に示す。せん断力が小さくなるにつれて、曲げモーメントが大きくなるが最終的にはある一定値(曲げ耐力)に収束しているのが分かる。この曲げモーメントがほぼ一定でせん断力が急激に低下する領域は、本解析より得られる曲げ破壊形式(圧縮最外縁のコンクリートのひずみが一0.002を超える)に対応している。一方、せん断耐力が徐々に低下する領域は、本解析のせん断破壊形式に対応する。また、この時の各々の引張鉄筋比に対する曲線を見れば、ほぼ平行の関係性を有していることが分かる。これは、引張鉄筋比のせん断耐力への影響は曲げモーメントに無関係に、引張鉄筋比のみの関数として表されることを意味している。

図-18に $M/(Vd) = 3$ の時の引張鉄筋比とせん断耐力の関係を示す。図中●印が解析値を、破線が二羽らの提案式を示す。解析値と二羽らの式は、引張鉄筋比が大きくなるにつれて、その差が大きくなる傾向を示している。図中実線は、二羽らの提案式の引張鉄筋比の項を1/4乗に比例するように変更した場合のせん断耐力である。解析より得られたせん断耐力は、引張鉄筋比の1/4乗に比例して増加する結果になっていることが分かる。解析結果は二羽らの式と傾向が異なっているが、引

張鉄筋比が0.3%~3.0%の一般的な実用範囲内ではその差は10%以下であり、本解析値の妥当性に関して特に問題はないと考えられる。

(3) 引張補強材の剛性がせん断耐力に及ぼす影響

従来のRCはりのせん断耐力式では、引張補強材の剛性の影響は考慮されていなかった。これは、コンクリートの補強材として鉄筋を使用することが前提となっていたためである。これに対し近年、鉄筋に変わる補強材として連続繊維補強材が注目されてきている。しかしながら、この連続繊維補強材を用いたコンクリートはりのせん断耐力は、連続繊維補強材の剛性が鉄筋よりも小さいため、鉄筋を使用した場合よりも小さくなることが報告されている⁸⁾。そこで、本節では引張補強材の剛性の影響について検討を行った。

図-7の断面に対して引張補強材の剛性を 0.25×10^6 、 0.5×10^6 、 1.0×10^6 、 2.0×10^6 kgf/cm² の4通りに変化させた解析を行った。解析結果より得られるせん断力とモーメントの関係を図-19に示す。図より明らかに、引張補強材の剛性はせん断耐力に大きな影響を及ぼす要因の一つであることが分かる。そこで、本解析結果を用い引張補強材の剛性がせん断耐力に及ぼす影響を調べた結果、せん断耐力は引張補強材の剛性の1/4乗に比例することが分かった。すなわち、剛性の影響は先の引張鉄筋比と同様の形で表された。せん断強度に及ぼす引張鉄筋比の効果が主として、ひび割れ幅拡大の抑制から生じるとすれば、剛性の影響が引張鉄筋比と同等の効果を示すことは妥当な結果と言える。

$$V = V_c (E_f/E_s)^{1/4} \dots \dots \dots (18)$$

またさらには、連続繊維補強材を用いたはりのせん断耐力を補強材断面積に鉄筋との弾性係数の比を乗じた $A_s (E_f/E_s)$ を換算断面として計算することを提案しているが⁸⁾、今回の結果はこの考え方が妥当であることを示している。ただし、さらには土木学会コンクリート標準示方書の式を用いているため、剛性の影響は1/3乗で表される点が異なる。

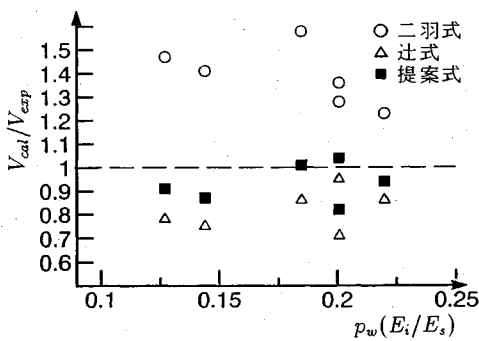


図-20 実験値と解析値の比

表-2 圧縮強度の影響

f'_c (kgf/cm ²)	V (kgf)	$f'_c/280$	V/4850
75	4150	0.268	0.856
150	4600	0.536	0.948
280	4850	1.0	1.0
450	4950	1.61	1.021

表-3 引張強度の影響

f_t (kgf/cm ²)	V (kgf)	$f_t/28$	V/4850
14	3000	0.5	0.618
28	4850	1.0	1.0
42	6400	1.5	1.319

図-20は、辻らが行った連続繊維で補強したコンクリート梁のせん断破壊実験の実験値と二羽らの提案式、二羽らの式に剛性の影響を1/3乗(辻らの方法)と1/4乗(式(18))に比例すると仮定して計算した値の比を示したものである。剛性の影響を1/3乗として考慮した場合は、せん断耐荷力を安全側に評価する。一方、本手法より得られた1/4乗に比例する形式は引張補強材の剛性の影響をより正確に評価することが分かる。

(4) コンクリート強度がせん断耐荷力に及ぼす影響
引張強度を $f_t=28$ (kgf/cm²) と一定にして、圧縮強度を $f'_c=75, 150, 250, 450$ (kgf/cm²) と4通りに変化した解析を行った。解析結果の一例として $M/(Vd)=3$ (2点集中載荷の場合には $a/d=3$) の時の結果を表-2に示す。

圧縮強度が大きくなれば、せん断強度も大きくなるがその増加の割合は非常に小さいものである。例えば $f'_c=280$ (kgf/cm²) と 450 (kgf/cm²) を比較すれば、圧縮強度が1.6倍になっているにもかかわらずせん断強度は約2%の増加に留まっている。この結果は、せん断強度に圧縮強度がほとんど影響を及ぼさないことを示している。解析において圧縮強度の影響が明確に現れない理由は、二軸応力場において主圧縮強度は主引張ひずみの関

数として低減されるために、圧縮強度の初期値が最終的な結果にそれほど重要な意味を持っていないためと考えられる。

次に圧縮強度を 280 (kgf/cm²) と一定にして、引張強度を $14, 28, 42$ (kgf/cm²) と変化させた解析を行った。解析結果の一例として $M/(Vd)=3$ の時の結果を表-3に示す。

引張強度が大きくなればせん断強度も大きくなり、また引張強度がせん断強度に非常に大きな影響を及ぼす要因の一つであることが分かる。この時解析結果を検討することで、引張強度の影響は $M/(Vd)$ の大きさに関係なく、約2/3乗に比例してせん断強度に影響を及ぼすことが分かった。結局本解析より、せん断耐荷力はコンクリート強度に関し、引張強度の2/3乗に比例し、圧縮強度にはほとんど影響されないという結論を得た。

そこで、引張強度と圧縮強度の関係について考えれば、ACI式では引張強度は圧縮強度の1/2乗に比例する式を、コンクリート標準示方書では2/3乗に比例する式を規定している。したがって、上記の関係が成立すると考えれば、本手法で得られたせん断強度が引張強度の2/3乗に比例する結果は、ACI式を用いればせん断強度は圧縮強度の1/3乗に比例し、コンクリート標準示方書式では4/9乗に比例することとなり、実験値とよく一致することが確認されている二羽らの式とほぼ同様の結論を得る。

5. 結論

Collinsらが提案した修正圧縮場理論をひずみ・応力勾配を持つRC断面に拡張した解析手法を用いることで、せん断補強鉄筋を持たないRC断面のせん断耐荷力の評価を試み以下の結論を得た。

(1) 軸力・モーメント・せん断力を受けるRCはり断面を、薄い層に分割し各層に対して修正圧縮場理論を適用する解析手法により、RC断面の耐荷力の評価を行った。本解析手法によれば、RC断面の曲げ破壊耐力・斜め引張破壊耐力を連続的に精度よく評価することができる。

(2) 今回採用した解析アルゴリズムは、各層に対して ϵ_1 に対する収束を、断面に対して ϵ_c に対する収束を行うのみであり、Collinsらの方法より少ない収束未知数による高速な数値計算が可能である。

(3) 修正圧縮場理論を拡張してRCはり断面に適用する場合、Collinsらが提案した引張軟化曲線をそのまま用いることはできないと考え、寸法の影響を考慮した新たな引張軟化曲線を提案した。提案した引張軟化曲線を用いた本解析手法は、実験を行うことが不可能な大断面のRCはりのせん断耐荷力も評価可能であることを示した。

(4) 本手法により、有効高さ、引張鉄筋比、引張補強材の剛性、コンクリート強度の各要因が、せん断補強鉄筋を持たない RC 断面のせん断耐荷力に及ぼす影響を解析的に検討した。

(5) 引張補強材の剛性の影響は、引張鉄筋比の影響と同様の形式で表されることを解析結果より明らかにした。本論文では、せん断耐荷力は引張補強材の剛性の 1/4 乗に比例することを示した。また、実験結果との比較より、鉄筋に比べ剛性の小さい連続繊維補強材を用いたコンクリートはりのせん断耐荷力が、剛性の 1/4 乗の効果を考慮することで妥当に評価されることを示した。

(6) コンクリート強度のせん断耐荷力への影響は、引張強度の 2/3 乗に比例し、圧縮強度には殆ど影響されないことを示した。なお引張強度の 2/3 乗に比例する解析結果は、既往の実験回帰式においてせん断強度が圧縮強度の 1/3 乗に比例することと矛盾しない。

参 考 文 献

1) Frank J. Vecchio and Michael P. Collins : The modified compression-field theory for reinforced concrete elements subjected to shear, ACI Journal, March-April pp.219~231, 1986.

2) Frank J. Vecchio and Michael P. Collins : Predicting the response of reinforced concrete beams subjected to shear using modified compression-field theory, ACI Structural Journal, May-June pp.258~268, 1988.

3) Michael P. Collins : Towards a rational theory for RC member in shear, Proc. of ASCE, ST 4, pp.649~666, April 1978.

4) Frank J. Vecchio and Michael P. Collins : The response of reinforced concrete to in-plane shear and normal stresses, Publication No.82-03, Dept. of Civil Eng., Univ. of Toronto, Mar, 1982.

5) 宮原長久・川上泰司・前川宏一：ひび割れを含む鉄筋コンクリート板要素の一軸圧縮下における非線形挙動，土木学会論文集，No. 378/V-6, pp.249~258, 1987.

6) 二羽淳一郎・山田一字・横沢和夫・岡村甫：せん断補強鉄筋を用いない RC はりのせん断強度式の再評価，土木学会論文集，No. 372/V-5, pp.167~176, 1986.

7) 岡村甫・前川宏一：鉄筋コンクリートにおける非線形有限要素解析，土木学会論文報告集，第 360 号，pp.1~10, 1985. 8.

8) 辻幸和・斉藤等・関島謙蔵・小川広幸：FRP で補強したコンクリート梁の曲げおよびせん断性状，コンクリート工学年次論文報告集，第 10 巻第 3 号，pp.547~552, 1988. (1993. 9. 27 受付)

EVALUATION OF SHEAR STRENGTH OF RC BEAM SECTION BASED ON EXTENDED MODIFIED COMPRESSION FIELDS THEORY

Hikaru NAKAMURA and Takeshi HIGAI

The analytical method to evaluate the diagonal shear failure strength of RC beam was developed, in which the modified compression fields theory was extended. The effects on the shear strength of effective depth, longitudinal reinforcement ratio, stiffness of longitudinal reinforcement and concrete strength were investigated analytically.

Using the proposed tension softening relation, size effect in the shear strength can be evaluated satisfactorily by the analysis.