

# 曲げ・せん断および軸力を受けるRC部材の せん断設計法に関する研究

鈴木基行\*・姜 錫和\*\*・尾坂芳夫\*\*\*

本研究では、まず各種せん断耐力評価式において考慮されている因子について、その影響度を比較検討し、それぞれの耐力評価式の特徴や問題点を指摘した。さらに、曲げ、せん断および軸力を受けるRC部材について、エネルギー原理に基づき解析的に求められたせん断耐力式および耐力間の相関関係に基づくせん断設計法を提案した。特に、曲げや軸力の作用のみでなく、せん断の作用に対しても、引張主鉄筋の効果を認め、引張主鉄筋の応力増加を考慮した設計法を提案したことが特徴である。

**Keywords** : reinforced concrete member, design method, shear crack, ultimate strength, energy principle, interaction, flexure-shear and axial load

## 1. 序 論

鉄筋コンクリート部材（以降RC部材という）は、斜めひびわれの進展によるせん断破壊が生じないように、せん断補強筋によって補強する必要があり、そのせん断補強筋量の算定や効果は、従来からトラス理論により検証されてきた。

しかし、せん断補強筋に作用する引張応力度は、古典的トラス理論で予想されるものよりも小さいこと<sup>1)</sup>、およびせん断耐力はせん断補強筋以外でも分担し得ることが明らかとなってきた。このため、せん断耐力をせん断補強筋の受け持つせん断耐力とそれ以外の部材断面自身が受け持つせん断耐力との和で表す設計方法が用いられることになった。このせん断設計方法は、その適用方法が簡単明瞭であり、実験値に対する適合性もよく、その設計の適用範囲を逸脱しなければ実用的にはあまり問題はないが、設計式のもつ力学的意味が必ずしも明確でないと思われる。

これに対し、最近、RC部材のせん断耐力を理論的に求めようとする研究<sup>2),3)</sup>あるいはせん断補強筋の効果を再評価し、せん断補強筋量の低減を計ろうとする研究<sup>4)</sup>などが活発に行われている。さらに、ひびわれの発生したRC部材のトラス的挙動を認めず、せん断補強筋は上部からの荷重を支点に伝えるもの、と考えるアプローチ<sup>5)</sup>も試みられている。

一方、設計においては、曲げと軸力が同時に作用する部材に対しては、それらの相関関係を考慮した設計法が確立しつつあるが、曲げとせん断とが同時に作用する部材に対しては、曲げとせん断との作用を互いに独立と

考えて設計を行っており、斜めひびわれの発生によるせん断力の引張主鉄筋に対する影響は、鉄筋の定着長の算定の際に間接的に考慮されているのが実情である。

しかし、せん断力の引張主鉄筋に対する影響が実験<sup>6)</sup>や理論的研究<sup>7)</sup>によって認められた以上、実際の設計においても、その相関関係を考慮した設計方法に基づくことが合理的であろうと思われる。そのためには、まず曲げとせん断との相関関係を理論的に導くことが必要であり、さらに、その相関関係に基づいた設計方法を確立する必要があると思われる。

著者らは、このような観点から、塑性理論の上界定理の手法の一つである終局つり合い法に基づいて、曲げ、せん断および軸力が同時に作用するRC部材のせん断耐力および相関関係を提案したが<sup>8),9)</sup>、本論文においては、まず、現在各国で用いられているせん断設計法および著者らにより提案されたせん断耐力評価式の特徴や問題点を探るために、せん断耐力に影響を及ぼす主要因子の影響度を定量的に把握する。さらに、提案されたせん断耐力式および相関関係をもとに、曲げ、せん断および軸力を受けるRC部材のせん断設計法を提案する。

## 2. 現行のせん断設計法の特徴

せん断力が作用するRC部材の耐力評価に関する問題は、過去40年にわたる研究の対象であり、これに関連した実験報告の数はきわめて多数に及んでいる。しかし、こうした数多くの研究にもかかわらず、せん断挙動は多くの異なった現象を伴うきわめて複雑な破壊機構を示すので、せん断力の作用下におけるRC部材の挙動を説明できる理論やモデルは、いまだ確立されていないのが現状である。

現在、せん断力が作用するRC部材の設計方法としては、以下に述べる2種類の基本的なアプローチが試みられている。

\* 正会員 工博 東北大学助教授 工学部土木工学科  
(〒980 仙台市青葉区荒巻字青葉)

\*\* 正会員 工博 東北大学助手 工学部土木工学科

\*\*\* 正会員 工博 東北大学教授 工学部土木工学科

第1のアプローチは、前述したように、既存のせん断に関する実験データをもとにして作られた実験式と Ritter-Mörsch のトラス理論を用いる設計方法である。この方法は、各国のせん断設計法の主流を成しており、式(1)のように、部材のせん断耐力 ( $V_u$ ) をせん断補強筋の効果を見逃した部材断面自身のせん断耐力 ( $V_c$ ) と、せん断補強筋によるせん断耐力 ( $V_s$ ) との和で表す方法である。

$$V_u = V_c + V_s \dots\dots\dots (1)$$

式(1)において、 $V_s$  については、斜めひびわれ角度、すなわちコンクリート斜材の角度を45度としたトラス理論から導かれた式を前提としているため、研究の多くは、部材断面自身のせん断耐力を、どのような因子で表すかに関心が集まっているようである。

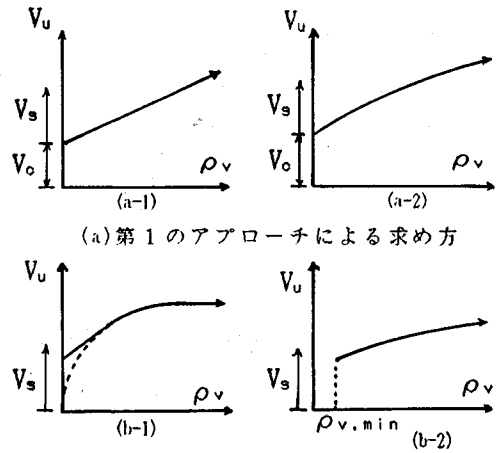
第2のアプローチは、既存の実験データには依存せずに、全く理論的なアプローチにより求めたせん断耐力を用いる設計方法である。この方法では、塑性理論に基づき、部材の変形過程には言及せずに、終局状態にのみ着目し、破壊の領域全体における外力と変形とを考慮した力学モデルが考えられている。また、この方法は、式(2)のように、コンクリートの受け持つせん断耐力はほとんど期待していないこと、およびせん断補強筋の受け持つせん断耐力はせん断補強筋量の増加に応じて比例的に増加するのではなく、鉄筋量や配筋状態などによって変化するようにになっていることが特徴である。

$$V_u = V_s \dots\dots\dots (2)$$

種々の理論においては、斜めひびわれおよびストラットの傾きを、さらに一般化して外力が最大になる条件から求めて、より現実的なトラスモデルを提案しているもの<sup>10)</sup>やコンクリートの応力-ひずみ関係を考慮し、その制約条件からトラスの形状を決定する方法<sup>21), 22)</sup>もみられる。この種のアプローチは、近年有望な結果を示しており、せん断破壊のメカニズムに関する基本的知識の増大をもたらしている。しかし、それにもかかわらず、一部の示方書<sup>11), 12)</sup>を除いて、これらの研究成果が設計に幅広く用いられる段階には至っていない。

上記2種類のアプローチにおけるせん断耐力の求め方を模式的に示すと図-1 のようになる。

(a-1) は現在一般に用いられている設計法であり、(a-2) は大野・荒川式<sup>13)</sup>や六車・渡辺式<sup>14)</sup>のようにせん断補強筋の補強効果をせん断補強筋比の平方根や5/8乗で評価する方法である。また、(b-1) は塑性理論とトラス理論に基づく Nielsen ら<sup>30)</sup>による求め方であり、(b-2) はストラットアンドタイモデル<sup>15)</sup>のように最小せん断補強筋量以上の配筋を前提とした方法である。(a-1)の方法と他の3つの方法とではせん断補強筋の評価方法が異なるが、せん断補強筋比が小さい場合には両者とも



(a) 第1のアプローチによる求め方  
(b) 第2のアプローチによる求め方

図-1 せん断耐力の求め方

同様なせん断耐力を示している。しかし、せん断補強筋比の増加によって、その差は大きくなる。

以上のように、4つの方法には耐力の求め方に相違がみられるが、(a) と (b) との2種類のアプローチの基本的な相違は、せん断力の引張主鉄筋に及ぼす影響を認めているかどうかである。まず、第1のアプローチでは、曲げとせん断との相関関係は認めずに、曲げモーメントに抵抗するのは軸方向鉄筋、せん断力に抵抗するのはせん断補強筋であるとして、別々に設計している。これに対し、第2のアプローチでは、各断面力間の相関関係を認め、せん断設計において、曲げおよび軸力の影響も考慮し、引張主鉄筋量の算定においてもせん断および軸力の影響を考慮していることが特徴である。

この両者のアプローチを設計の面から検討すると、通常のはりや柱部材の設計においては、それほど差がみられないが、ディープビームのような特殊な部材に対しては、せん断力の影響を定着長の概念によっては取り入れにくいことが知られており<sup>7)</sup>、軸力の影響による引張主鉄筋の応力増加は表現できないものと思われる。

一方、曲げモーメント、せん断力および軸力との相関関係を考慮してせん断耐力を理論的に求めた著者らの方法<sup>8), 9)</sup>は第2のアプローチと同じ観点にたち、引張主鉄筋に及ぼすせん断力の影響のみならず、軸力の影響についても検討を行っている。

### 3. 著者らにより提案された RC 部材のせん断耐力評価式

著者らは、前述の第2のアプローチの趣旨に従い、最小せん断補強筋量以上の配筋を前提としている RC 部材を対象に、塑性理論の上界定理における終局つり合い法に基づき、せん断耐力の評価法を提案し<sup>8)</sup>、さらに各

耐力間の相関関係も理論的に確立した<sup>9)</sup>。

以下に、それらの概要を示すが、詳細は文献8)および9)を参照されたい。

(1) 終局つり合い法によるせん断耐力式の誘導

本提案式は、エネルギー的考察に基づき、斜めひびわれは部材の内部抵抗力が最小になるように伝播していく、との仮定をもとにして導かれたものである(式(3)、(4)参照)。

$$\cot \alpha = \frac{-a}{(h-d_p)} + \sqrt{\left(\frac{-a}{h-d_p}\right)^2 + \frac{2s}{(h-d_p)^2 A_v f_{yv}}} * \left\{ A_t f_{tw} \left(d - \frac{d_p}{2}\right) + A_t' f_s' \left(\frac{d_p}{2} - d'\right) \right\} * \frac{2Ns(d-d''-d_p/2)}{(h-d_p)^2 A_v f_{yv}} \dots\dots\dots (3)$$

$$V_u = \frac{A_v f_{yv}}{s} \left[ \sqrt{a^2 + \frac{2s}{A_v f_{yv}} \left\{ A_t f_{tw} \left(d - \frac{d_p}{2}\right) + A_t' f_s' \left(\frac{d_p}{2} - d'\right) \right\}} * \frac{2Ns(d-d''-d_p/2)}{A_v f_{yv}} - a \right] \dots\dots\dots (4)$$

ここに、 $\alpha$ ：斜めひびわれの角度、 $V_u$ ：せん断耐力、 $A_t$ ：引張主鉄筋の断面積、 $f_{tw}$ ：引張主鉄筋の降伏強度、 $A_t'$ ：圧縮主鉄筋の断面積、 $f_s'$ ：圧縮主鉄筋の降伏強度、 $A_p$ ：せん断補強筋の断面積、 $f_{yv}$ ：せん断補強筋の降伏強度、 $s$ ：せん断補強筋の配置間隔、 $d_p$ ：圧縮側のコンクリートの高さ、 $d'$ ：圧縮主鉄筋のかぶり、 $d''$ ：塑性中心から引張主鉄筋までの距離、 $a$ ：せん断スパンの長さ、 $h$ ：断面高さ、 $d$ ：有効高さ、 $f_t$ ：圧縮主鉄筋応力度、 $f_s$ ：引張主鉄筋応力度、 $N$ ：軸力。

ここで、式(3)を式(4)に代入して整理すると、式(5)のようにトラス理論によるせん断耐力式とほぼ同じ形式の耐力式が得られる。

$$V_u = \frac{A_v f_{yv}}{s} (h-d_p) \cot \alpha \dots\dots\dots (5)$$

これは、終局つり合い法によって求められたせん断耐力は、Nielsenら<sup>10)</sup>によって提案されたトラス理論のように、コンクリートの受け持つせん断耐力は認めず、斜めひびわれの角度は引張主鉄筋量とせん断補強筋量とに依存し、部材のせん断耐力もその斜めひびわれが横切るせん断補強筋によって決定されるため、トラス理論によるせん断耐力の表示と同様なものとなったものと思われる。また、本提案式にはせん断耐力に及ぼす主要因子(引張主鉄筋比、せん断スパン比、コンクリート圧縮強度、およびせん断補強筋比)の影響がすべて取り入れられており、また、一般に無視されている圧縮主鉄筋の影響も考慮されている。

(2) 耐力間の相関関係

RC部材には、部材の種類や外力条件などにより、曲げモーメント、せん断力、軸力などがさまざまな組合せで作用し得る。

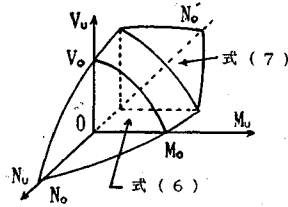


図-2 耐力間の相関曲面図

著者らは、式(4)のように、曲げモーメント、せん断力および軸力が作用するRC部材のせん断耐力評価式を導いたが、さらに、式(6)および(7)で示される耐力間の相関関係式を導いた。これらの式においては、せん断スパン長さ  $a$  を曲げ耐力とせん断耐力との比、すなわち  $M_u/V_u$  で表示した。

$$M_u + \frac{V_u^2 s}{2 A_v f_{yv}} + N_u \left(d - d' - \frac{d_p}{2}\right) = A_t f_{tw} \left(d - \frac{d_p}{2}\right) + A_t' f_s' \left(\frac{d_p}{2} - d'\right) \dots\dots\dots (6)$$

$$M_u + \frac{V_u^2 s}{2 A_v f_{yv}} + N_u \left(d - d' - \frac{d_p}{2}\right) = A_t f_s \left(d - \frac{d_p}{2}\right) + A_t' f_{tw}' \left(\frac{d_p}{2} - d'\right) \dots\dots\dots (7)$$

式(6)と式(7)の境界となる破壊モードは、引張主鉄筋の降伏と圧縮側のコンクリートの圧壊とが同時に生じる場合である。また、上式を三次元耐力空間に図示すると図-2のようになる。

RC部材に曲げモーメント、せん断力および軸力が同時に作用する場合、その部材の耐力間の相関関係は、それぞれの力を座標軸とする三次元空間上に示すことが可能であり、部材の耐力は相関曲面上の一点で表示される。なお、曲げとせん断との相関関係も三次元座標面上の耐力の相関曲面を曲げとせん断との座標平面上に投影させた曲線となる。

(3) せん断耐力と影響因子との関係

本提案式に基づき検討されたせん断耐力と影響因子との関係の一部は、文献8)および9)に記載されているが、ここではそれらも含み、せん断耐力に及ぼす各種影響因子の影響度を調べた。せん断耐力と各影響因子との比較検討においては、次のような無次元量を用いた。

$$\omega = \tau_u / f_{ck}, \quad \phi = \rho_t f_{tw} / f_{ck}, \quad \psi = \rho_v f_{yv} / f_{ck}, \quad \eta = a / d \dots\dots\dots (8)$$

ここに、 $\tau_u$ ：せん断強度、 $\rho_t$ ：引張主鉄筋比、 $\rho_v$ ：せん断補強筋比、 $f_{ck}$ ：コンクリートの圧縮強度

まず、せん断スパン比とコンクリート圧縮強度を一定とし、無次元化されたせん断耐力、引張主鉄筋比およびせん断補強筋比の相関関係を三次元空間に描くと、図-3のようになる。

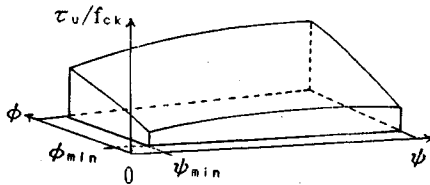


図-3 せん断耐力, 引張主鉄筋およびせん断補強筋比の三次元相関関係

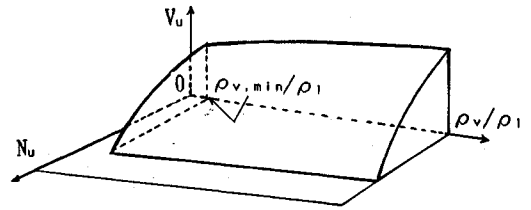


図-5 せん断耐力, 軸力, 引張主鉄筋比およびせん断補強筋比の相関関係

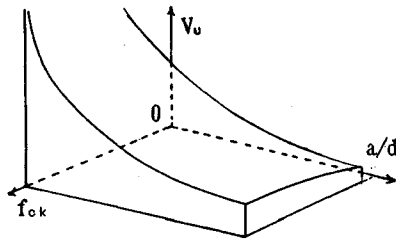


図-4 せん断耐力, せん断スパン比およびコンクリート圧縮強度の相関関係

また, 引張主鉄筋比およびせん断補強筋比を一定とし, せん断耐力, せん断スパン比およびコンクリート圧縮強度の相関関係を図示すると, 図-4 のようになる. この場合, せん断耐力をコンクリート圧縮強度で無次元化すると, その影響がせん断耐力の項に含まれるので, 無次元化されていないせん断耐力  $V_u$  を用いた.

次にせん断耐力, 軸力, 引張主鉄筋比およびせん断補強筋比の相関関係を調べた. この場合は変数が4つあるので, 引張主鉄筋比とせん断補強筋比はその比を用いた. その相関関係を図示すると, 図-5 のようになる.

#### (4) 考 察

上記の検討結果によると, 同一のせん断スパン比およびコンクリート圧縮強度のもとで, 引張主鉄筋比あるいはせん断補強筋比の増加に応じて, せん断耐力は増加するが, その増加の割合はせん断補強筋比の方がより敏感であった. しかし, せん断補強筋比とせん断耐力とは直線関係ではなく, また, せん断補強筋比のある限界値を越えると耐力の増加はほとんど期待できないことがわかった. しかし, その限界値については, 他の変動因子の影響を受けるので, 定量的な評価はできなかった.

また, 引張力が作用する場合, 引張力の増加に従って, せん断耐力が低下しており, その低下の割合は, せん断スパン比が小さいほど著しく現れた. しかし, 圧縮力が作用する場合には, 圧縮力の増加により, せん断耐力は増加するが, ある圧縮力以上になると, 逆に耐力は低下することがわかった.

#### 4. せん断耐力に関する既往の評価式および本提案式における影響因子の取扱い

各国のせん断規定において, ほとんどの場合, せん断補強筋の受け持つせん断耐力は, トラス理論から導かれているので, それほどの相違はみられない. しかし, 部材自身の受け持つせん断耐力は, 実験データをもとに評価されているので, 表-1 に示すように, 影響因子の種類やそれらが耐力に及ぼす影響の度合いは示方書や研究者により違いがみられる.

せん断耐力に影響を及ぼす因子は数多くあることが知られているが, ここではそれらの中で比較的影響が大きいと思われる因子, すなわち引張主鉄筋比 ( $\rho_l$ ), せん断スパン比 ( $a/d$ ), コンクリート圧縮強度 ( $f_{ck}$ ) およびせん断補強筋比 ( $\rho_v$ ) について, その影響度を既往の評価式および本提案式に基づき評価することにより, 各評価式の特徴や問題点を探ることとする.

##### (1) 引張主鉄筋比 ( $\rho_l$ ) の影響

引張主鉄筋比は部材の曲げ挙動を決定する主要な因子であるが, 従来のせん断耐力の評価にはその影響がほとんど無視されてきた. しかし, 引張主鉄筋は斜めひびわれ面でのかみ合わせ作用や鉄筋のダウエル作用および応力の再分配などに大きな影響を及ぼしていることが明らかとなって, せん断挙動に対してもその影響を考慮しなければならないと思われる.

一般に, 引張主鉄筋比は, 前記の第1のアプローチのように曲げとせん断との相関関係を考慮していない場合には, 部材断面自身の受け持つせん断耐力 ( $V_c$ ) の項に含められており, 第2のアプローチでは部材のせん断耐力が引張主鉄筋とせん断補強筋との断面積の比によって定められるため, 全体のせん断耐力式に含められている. なお, 前者の場合, 表-1 に示したように,  $\rho_l, \rho_l^{1/2}, \rho_l^{1/3}$  などさまざまな形態で表されており, その影響を全く考慮していない場合も多数ある.

表-1 に示した各評価式に対して, 引張主鉄筋比とせん断耐力との関係を調べた. 検討においては,  $a/d, f_{ck}, \rho_v$  の因子は一定として, 引張主鉄筋比  $\rho_l=1\%$  を基準とした. 各評価式による耐力の変化の様子を図示すると図-6 のようになる.

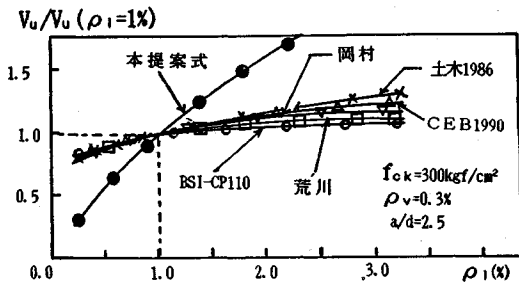


図-6 各評価式における引張主鉄筋比とせん断耐力との関係

表-1 各国の示方書および評価式における影響因子および特徴

影響因子	$\rho_1$	$a/d$	$f_{ck}$	$\rho_v$	
示方書	土木学会(1974)	—	—	○	
	土木学会(1986) <sup>(1)</sup>	$\rho_1^{1/3}$	—	○	
	建築学会(1980) <sup>(2)</sup>	—	$1/(M/Vd+1)$	○	
	建築学会(1986) <sup>(3)</sup>	—	$\sqrt{(a/h)^2+1}-a/h$	○	
	ACI <sup>(4)</sup>	$\rho_1$	$Vd/M$	$f_{ck}^{1/2}$	○
	BSI-CP110	$\Delta$	—	$\Delta$	○
	ソ連 <sup>(5)</sup>	—	$d/a$	$f_t'$	○
CEB	CEB(1978) <sup>(6)</sup>	—	—	○	
	CEB(1990) <sup>(7)</sup>	$\rho_1^{1/3}$	—	○	
	CEB(1990) <sup>(7)</sup>	$\rho_1^{1/3}$	—	○	
提案式	岡村・楢貝 <sup>(8)</sup>	$\rho_1^{1/2}$	$d/a$	$f_{ck}^{1/3}$	
	大野・荒川 <sup>(9)</sup>	$\rho_1^{0.23}$	$0.1/(M/Vd+0.1)$	$f_{ck}$	
	六車・渡辺 <sup>(10)</sup>	—	—	$f_t'$	
	Nielsen <sup>(11)</sup>	—	—	$\nu f_{ck}$	
	Zsutty <sup>(12)</sup>	$\rho_1^{1/3}$	$(d/a)^{1/3}$	$f_{ck}^{1/3}$	
	Laupa <sup>(13)</sup> Regan <sup>(14)</sup>	$\rho_1^{1/3}$	$d/a$	$f_{ck}^{1/3}$	

—:考慮せず,  $\Delta$ :表から取り出し,  $\circ$ :トラス機構によるモデル化  
 $\nu$ :コンクリート有効係数,  $f_t'$ :コンクリート引張強度

各評価式に対して引張主鉄筋比の影響を検討した結果、評価方法の相違によりその因子の取り入れ方は異なっているが、その評価度はほぼ同じであることがわかった。

しかし、本提案式における引張主鉄筋比の影響を他の評価式のそれらと比べると、かなりの差がみられる。これは、他の評価式の場合は、せん断補強筋が配置されていない部材を対象として引張主鉄筋の影響を考慮しているのに対し、本提案式は最小せん断補強筋量以上の鉄筋が配置されている部材を対象として導かれたためと考えられる。なお、本提案式の場合、引張主鉄筋の影響度は他の因子の影響を受けて変化するため、他の提案式との

定量的な比較はできなかった。

(2) せん断スパン比 ( $a/d$ ) の影響

せん断スパン比は荷重の作用位置によって決定される因子で、荷重の作用位置が支点側に近づくと、一般の曲げ理論では無視された鉛直方向の圧縮応力度の影響が無視できなくなり、斜めひびわれの発生や進展が遅れる結果となる。したがって、 $a/d$ が3以下でせん断挙動が卓越する部材に対しては、その影響は必ず考慮しなければならないと思われる。しかし、 $a/d$ の影響が顕著に現れるのは、支点反力が部材軸に直角方向に圧縮力を生じさせる場合に限られるので、部材を直接支持せずに、他の部材を通じて間接に支持する場合には  $a/d$  の影響は現れないことが明らかにされている<sup>16)</sup>。

図-7は、表-1に示されている各提案式の  $a/d$  とせん断耐力との関係を図示したものである。検討においては、 $\rho_1, \rho_v, f_{ck}$  の因子は一定として、 $a/d=3$  を基準とした。なお、 $a/d$  の適用範囲については、各評価式に明確に規定されていないため、すべて同一範囲に対して検討を行った。

一般に、実験データから求められた評価式には、せん断スパン比の影響が取り入れられている。しかし、実際の部材は、組合せ荷重を受けるので、荷重の作用点、すなわちせん断スパン比に関する影響を設計式に取り入れるのは困難であると思われる。したがって、現行のせん断設計法ではせん断スパン比の影響を考慮せずに、安全側の値を採用する方法や設計断面での設計曲げモーメント  $M$  と設計せん断力  $V$  との比を用いて、 $M/Vd$  の形態で  $a/d$  の影響を考慮しているものもある(表-1参照)。

各評価式において、 $a/d$  の影響を検討した結果、ほとんどの評価式において、 $a/d$  が大きくなるほどせん断耐力を小さく評価しているが、 $a/d$  が3以上ではその影響はほとんど現れていない。しかし、本提案式においては、 $a/d$  が3以上の場合でも耐力の減少を示していた。

(3) コンクリート圧縮強度 ( $f_{ck}$ ) の影響

RC部材のせん断破壊の原因となる斜めひびわれの発生は、コンクリートの引張強度と関連があると考えられるのはきわめて自然であって、従来の各規準におけるせん断

注 (1)  $V_u = 0.9 \sqrt{\frac{100}{d}} \sqrt[3]{100 \rho_1 f_{ck} + \frac{A_v f_{vy}}{s}} \cdot z$ , (2)  $V_u = \left\{ \alpha \cdot f_s + \frac{1}{2} f_t (\rho_v - 0.002) \right\} bjd$ , (3)  $V_u = \frac{1}{2} \left\{ \sqrt{\left(\frac{a}{h}\right)^2 + 1} - \frac{a}{h} \right\} \left[ 1 - \frac{(1 + \cot^2 \phi) \rho_v}{\nu f_{ck}} \right] bh \nu f_{ck} + \rho_v f_{vy} \cot \phi bj$ , (4)  $V_u = \left( 0.504 \sqrt{f_{ck}} + 176 \frac{\rho_1 V \cdot d}{M} \right) b_w d + \frac{A_v f_{vy}}{s} \cdot d$ , (5)  $V_u = 2 \sqrt{2} bd^2 \frac{A_v f_{vy}}{s} f_t'$ , (6)  $V_u = 0.29 f_{ck}^{2/3} bd + \frac{A_v f_{vy}}{s} \cdot 0.9 d$ , (7)  $V_u = 0.125 b_w \cdot d \left( 1 + \sqrt{\frac{20}{d}} \right) \sqrt[3]{\frac{100 A_t}{b_w \cdot d} f_{ck}}$ , (8)  $V_u = 0.94 \sqrt[3]{f_{ck}} \left( \sqrt{\rho_1} + \sqrt{\frac{1}{d}} - 1 \right) \left( 0.75 + \frac{1.4}{a/d} \right) + \frac{A_v f_{vy}}{s} \cdot z$ , (9)  $V_u = \left[ \frac{0.115 \cdot k_u \cdot 0.82 \rho_1^{0.23}}{M \cdot V \cdot d + 0.12} (f_{ck} + 180) + 2.7 \sqrt{\rho_v f_{vy}} \right] b \cdot z$ , (10)  $V_u = \left( \frac{7}{48} \right) f_t' bd (C_w/s) + (1 - 0.785 (d - 0.5h) n A_t d / I_{eq}) V_0 + 3 (\rho_v f_{vy})^{5/8} b \cdot j \cdot d$ , (11)  $V_u = bh \nu f_{ck} \sqrt{\frac{\rho_v f_{vy}}{\nu f_{ck}} \left( 1 - \frac{\rho_v f_{vy}}{\nu f_{ck}} \right)}$ , (12)  $V_u = 10.04 \sqrt[3]{f_{ck} \rho_1} \frac{d}{a} bd$ , (13)  $V_u = \frac{k}{a} bd^2 f_{ck} \left( 0.57 - \frac{6.39 f_{ck}}{10000} \right) \left( 1 + \frac{2.84 \rho_v f_{vy}}{100} \right)$ , (14)  $V_u = 1.18 \sqrt[3]{f_{ck} 100 \rho_1} bd + \rho_v f_{vy} b \cdot c$

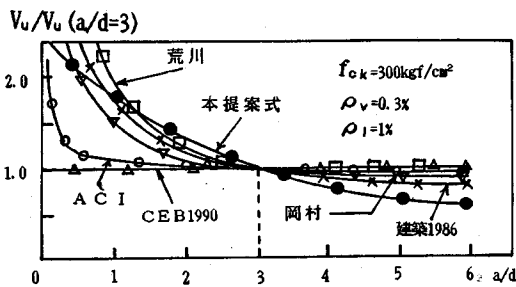


図-7 各評価式におけるせん断スパン比とせん断耐力との関係

強度はコンクリートの引張強度の関数で表されていた。しかし、コンクリートの引張強度を直接設計に用いるのは必ずしも適当ではなく、通常コンクリートの圧縮強度の関数で表されている。

評価式によって、コンクリート圧縮強度の影響は  $f_{ck}$ ,  $f_{ck}^{1/3}$ ,  $f_{ck}^{1/2}$ ,  $f_{ck}^{2/3}$  などさまざまな形態で表されている。しかし、最近の塑性理論に基づく評価式では、鉄筋の降伏を主な評価基準としているので、コンクリートの圧縮強度の影響は式の中に直接取り入れず、ウェブコンクリートの強度を表すのにコンクリート有効低減係数などを用いて間接的にその影響を考慮している。

図-8は、表-1に示されている各提案式のコンクリート圧縮強度とせん断耐力との関係を図示したものである。検討においては、 $\rho_l$ ,  $\rho_v$ ,  $a/d$  の因子は一定として、コンクリート圧縮強度が  $300 \text{ kgf/cm}^2$  である場合を基準とした。

各評価式に対する検討の結果、評価式による差はほとんどなかったが、コンクリート圧縮強度の影響を比較的大きく評価しているものは荒川式<sup>13)</sup>であり、影響をあまり受けないものはBSI-CP110<sup>17)</sup>であった。なお、本提案式の場合は、他の式と同様な傾向を示したが、その影響は比較的小さかった。その他に、コンクリートの圧縮強度が主要な評価因子になるのは、部材自体がもっている最大せん断耐力を評価する場合であり、部材のウェブ圧縮破壊を避けるため、ほとんどの示方書ではこれをコンクリートの圧縮強度の関数で表している。

(4) せん断補強筋比 ( $\rho_v$ ) の影響

せん断補強筋は急激なせん断破壊を防止するため、最少せん断補強筋量以上を必ず入れなければならないと規定されている。そのせん断補強筋の役割は、トラス機構における引張斜材としての機能以外に、斜めひびわれの幅が広がるのを制限して、ひびわれ面でのかみ合い作用を確保すること、および斜めひびわれの断面圧縮側への進展を制限することによって、圧縮側コンクリートのせん断伝達作用を確保する機能をもっている。その他に引張主鉄筋に沿うひびわれを制限することによって、鉄筋のダウエル作用を確保するなどの機能ももつものと考え

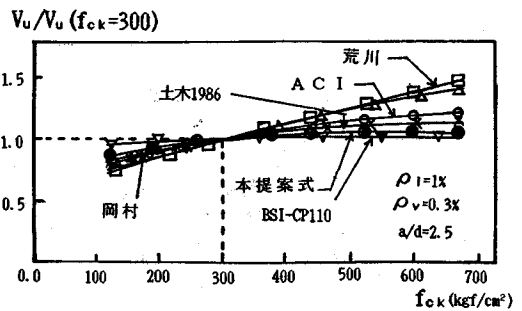


図-8 各評価式におけるコンクリート圧縮強度とせん断耐力との関係

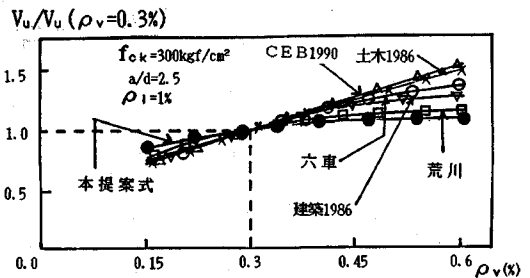


図-9 各評価式におけるせん断補強筋比とせん断耐力との関係

られる。

図-9は、表-1に示されている各提案式のせん断補強筋比とせん断耐力との関係を図示したものである。検討においては、 $\rho_l$ ,  $a/d$ ,  $f_{ck}$  の因子は一定として、せん断補強筋比が  $0.3\%$  である場合を基準とした。

ほとんどのせん断設計式はトラス理論に基づき導かれたものであるため、せん断耐力は、せん断補強筋比の増加につれ比例的に増加するようになっていく。しかし、荒川式<sup>13)</sup>、六車・渡辺式<sup>14)</sup>などにおいては、実験データを回帰分析して、 $\rho_v^{1/2}$  や  $\rho_v^{5/8}$  でその効果を評価している。これらと一般のトラス理論による耐力算定値とを比べると、せん断補強筋比が小さい場合にはその差はさほど大きくならないが、せん断補強筋比が大きくなると差が大きくなる。荒川式や六車・渡辺式などは実験的に求められたものであることを考えると、せん断補強筋の受け持つせん断耐力を  $\rho_v$  に比例させるのは過大評価<sup>14), 15)</sup> の可能性もあり得るので、せん断補強筋の補強効果に関する研究がさらに必要と思われる。

他の評価式では、せん断補強筋比とそれ以外の因子とは独立に評価されているが、本提案式ではせん断補強筋比と引張主鉄筋比およびせん断スパン比などが相互に影響を及ぼしているため、明確なことはいえないが、本提案式においては、荒川式のようにせん断補強筋比の増加につれ耐力の増加分が徐々に減少していることがわかった。

(5) 各国の示方書のせん断規定に対する考察

各国のせん断設計規定において、いわゆるコンクリートの受け持つせん断耐力については、耐力評価式導入の根拠および背景により、表-1のように影響因子の種類や考慮方法などが異なっていたが、ほとんどの評価式は実験データから導かれたものであるため、さほどの差はみられなかった。検討を行った15の評価式の中で引張主鉄筋の影響を評価しているものは7種あり、コンクリートの圧縮強度の影響を評価しているものは13種あった。また、実験式を設計に適用する場合、せん断スパン比の影響は考慮せずに、安全側をとる方法や危険断面での曲げモーメントとせん断力との比を用いる方法を採用していることがわかった。その他に断面の寸法効果(有効高さ  $d$  の大きさに関する評価)を考慮している式も6種あり、従来はほとんど前述の4つの影響因子のみ考慮されてきたが、断面の寸法効果を取り入れたより精度の高い評価式が求められたのではないと思われる。

一方、せん断補強筋の効果に対する評価においては、実験に基づいた一部の評価式を除いて、ほとんどの示方書が45度トラス機構による算定式を採用していた。理論的考察や実験結果によると、45度トラス理論によりせん断補強筋量を算定すると、せん断補強筋の補強効果が過大評価されることが明らかとなっている。しかし、45度トラス理論による算定法は実際の部材設計に適用しやすいため、その問題点にもかかわらず、幅広く用いられているのが実情である。一部の示方書(たとえば、1978年CEB-FIP MODEL CODEでの改良法やCANADA STANDARD CODEでの一般法など)では、上記の問題点を補完するために、従来の45度トラス理論による設計法と最近の理論的なアプローチから導かれた設計法を並用している。

5. 本提案式に基づくせん断設計法の提案

(1) 設計の考え方

せん断破壊は、部材が曲げの終局に達する以前に斜めひびわれの進展によって生じる破壊モードである。現行のせん断設計法では、実験式とトラス理論とを用いてせん断破壊を防止するようにせん断補強筋量を算定している。しかし、この設計法では、せん断耐力評価において、引張主鉄筋の降伏を考慮していないこと、およびせん断補強筋が配置されている部材において、圧縮側のコンクリートが一軸圧縮力を受けて局部的な破壊が生じたという報告<sup>5)</sup>もあり、必ずしも靱性破壊を保証するものではないと思われる。したがって、せん断設計法には、靱性破壊をもたらす前提条件と考えられる引張主鉄筋の降伏を取り入れることが必要であろうと思われる。このような考えによると、部材の設計において、引張主鉄筋が降

伏するようにはしなければならないが、現在の設計法では、引張主鉄筋の降伏は避けているので、設計手法を変えることなく、そのまま設計式に引張主鉄筋の降伏を取り入れるのは無理であると思われる。

このような観点から、ここでは、従来の設計法とは異なり、引張主鉄筋の降伏を前提とし、引張主鉄筋を降伏強度に到達させるのに必要なせん断補強筋量を算定する手法を提案する。この場合、せん断耐力は引張主鉄筋とせん断補強筋とによって定められるので、曲げとせん断との相関関係を考慮する必要がある。

(2) せん断力および軸力の影響による引張主鉄筋の応力の増加

現在、一般のRC部材のせん断設計方法においては、せん断力および軸力の影響による引張主鉄筋の応力の増加は考慮されていないが、塑性理論とトラス理論を組み合わせた変角トラス理論(コンクリート斜材の角度が変化するトラス機構<sup>11),18)</sup>や斜め圧縮場理論<sup>2),12)</sup>による設計手法では、部分的にその影響を考慮している。

ここでは、終局つり合い法から導かれた本提案式によって、その影響を評価する。

文献9)に詳述してあるが、破壊面における外部作用モーメント ( $M_{ext}$ ) と内部抵抗モーメント ( $M_{int}$ ) とのつり合い条件から、次式が成り立つ。

$$M_u + V_u (h - d_p) \cot \alpha + N_u (d - d'' - d_p) = A_s f_{ty} (d - d_p) + A_s' f_s' (d_p - d') + A_s f_{vy} (h - d_p)^2 \cot^2 \alpha / 2s + k_1 f_{ck} b d_p^2 / 2 \dots \dots (9)$$

以下、式の展開を簡略化するために、圧縮主鉄筋の影響を無視した場合に対して検討を行う。

式(9)において、コンクリート圧縮強度の項を消去すると、次式となる。

$$M_u + V_u (h - d_p) \cot \alpha + N_u (d - d'' - d_p) = A_s f_{ty} (d - d_p / 2) + A_s' f_s' (d_p / 2 - d') + A_s f_{vy} (h - d_p)^2 \cot^2 \alpha / 2s - N_u d_p / 2 \dots \dots (10)$$

一方、式(10)に式(5)を代入して引張主鉄筋のみで表示すると、

$$M_u + V_u^2 s / 2 A_s f_{vy} + N_u (d - d'' - d_p / 2) = A_s f_{ty} (d - d_p / 2) \dots \dots (11)$$

となる。式(11)において、部材の引張縁から中立軸までの距離 ( $h - d_p$ ) とモーメント腕の長さ ( $d - d_p / 2$ ) が同一であると仮定すれば、トラス理論による展開式と一致することになる。

また、式(11)に、部材の抵抗力が最小となる斜めひびわれの角度 ( $\alpha$ ) に関する式を代入して整理すると、

$$\frac{M_u}{(d - d_p / 2)} + \frac{(h - d_p)}{(d - d_p / 2)} \cdot \frac{V_u}{2} \cot \alpha + \frac{(d - d'' - d_p / 2)}{(d - d_p / 2)} N_u = A_s f_{ty} \dots \dots (12)$$

となる。ここで、左辺の第 2 項がせん断力の影響による引張主鉄筋の力の増加分であり、第 3 項が軸力の影響による引張主鉄筋の力の増加分である。

(3) せん断設計方法の提案

式 (4) からわかるように、せん断耐力とせん断補強筋比との関係は 1 対 1 ではなく、せん断耐力は引張主鉄筋比、せん断補強筋比およびせん断スパン比などの複雑な関数で構成されている。また、因子が他の因子にも影響を及ぼしているため、本提案式をそのまま設計に適用することはきわめて困難である。これはもともと終局つり合い法は、部材の寸法や鉄筋量を算定するための手法ではなく、設計諸量がすでに算定されている部材に対して、安全性を検討するための解析法であるためである。

しかし、このように解析のために開発された耐力式を設計式として採用するためには、次の 2 つの方法が考えられる。1 つは、現行の理論的手法による設計法のように、さまざまな影響因子の関数となっている斜めひびわれの角度、すなわち  $\cot \alpha$  の値を実験から求め、式 (5) のようにせん断耐力とせん断補強筋比とを 1 対 1 の対応関係となるようにして、設計に用いる方法である。他方は、部材に曲げと軸力が同時に作用する場合と同様に、部材の断面寸法と鉄筋量を仮定し、それに対して終局耐力を求め、それと設計荷重とを比較して最も適当な断面や鉄筋量を決定する方法である。換言すれば、前者の場合は既存のせん断設計法を生かして、引張主鉄筋の断面積の増加を考慮する設計方法であり、後者の場合は既存のせん断設計法とは全く異なり、曲げとせん断との相関関係を考慮した設計方法であるといえる。前者の場合は、 $\cot \alpha$  の値を求めるだけで簡単にせん断設計を行えるが、後者の場合は、繰返し計算をしなければならないので、非常に時間がかかるという欠点がある。したがって、ここでは、前者の場合に従い設計する方法を提案する。

前述したように、本提案式による設計法は、曲げとせん断との相関関係を前提としており、せん断力および軸力の作用によって引張主鉄筋の応力が増加するので、引張主鉄筋の断面積を算定する場合、曲げモーメントのみならず、せん断力および軸力にも抵抗できるように引張主鉄筋量を増やさなければならない。

まず、曲げモーメントに抵抗させる引張主鉄筋量  $A_{I1}$  は、一般の曲げ理論によって、次のように算定できる。

$$A_{I1} = \frac{M_u}{f_{I1}(d-d_p/2)} \dots \dots \dots (13)$$

次に、せん断力に抵抗させるせん断補強筋量  $A_v$  は、式 (5) を用いて次のように算定できる。

$$A_v = \frac{V_u \cdot s}{f_{Iv}(h-d_p)} \tan \alpha \dots \dots \dots (14)$$

また、せん断力と軸力の作用に対し、増加させるべき引張主鉄筋量  $A_{I2}$  は、式 (12) から次のようになる。

$$A_{I2} = \frac{(h-d_p)V_u \cot \alpha}{(d-d_p/2)2f_{I1}} + \frac{(d-d''-d_p/2)N_u}{(d-d_p/2)f_{I1}} \dots \dots \dots (15)$$

よって、曲げ、せん断、および軸力が作用する RC 部材における必要引張主鉄筋量  $A_I$  は、式 (13)、(15) から次式のようになる。なお、 $A_I$  を算定する断面は、曲げに対し引張主鉄筋を算定する断面と同一である。

$$A_I = \frac{M_u}{f_{I1}(d-d_p/2)} + \frac{(h-d_p)V_u \cot \alpha}{(d-d_p/2)2f_{I1}} + \frac{(d-d''-d_p/2)N_u}{(d-d_p/2)f_{I1}} \dots \dots \dots (16)$$

(4) 最少鉄筋量と斜めひびわれ角度との関係

式 (14)、(16) からわかるように、部材全体に配置される引張主鉄筋量およびせん断補強筋量は斜めひびわれの角度 ( $\alpha$ ) の影響を受けている。たとえば、 $\alpha$  の値が小さくなると、せん断力に抵抗するせん断補強筋量は節減できるが、曲げモーメントに抵抗させる引張主鉄筋量は増加させなければならない。逆に、 $\alpha$  の値が大きくなると、引張主鉄筋量は減少するが、せん断補強筋量は増加させなければならない。

ここで、同一断面で同一の耐力を得るのに使用鉄筋量が少ない場合が経済的である、との観点から、部材全体に使われる鉄筋量を最少とする斜めひびわれの角度 ( $\alpha_0$ ) を検討する。

曲げ、せん断および軸力が作用する場合において、部材の単位長さ当たりの使用鉄筋の容積  $V_I$  は、式 (14)、(16) から次のようになる。

$$V_I = \frac{M_u}{f_{I1}(d-d_p/2)} + \frac{V_u(b_v+2d_v)}{f_{Iv}(h-d_p)} \tan \alpha + \frac{V_u(h-d_p) \cot \alpha}{2f_{I1}(d-d_p/2)} + \frac{(d-d''-d_p/2)N_u}{(d-d_p/2)f_{I1}} \dots \dots (17)$$

ここに、 $b_v$  : せん断補強筋の部材幅方向の長さ、 $d_v$  : せん断補強筋の部材高方向の長さ

部材全体の所要鉄筋量を最少とする斜めひびわれの角度 ( $\alpha_0$ ) は、式 (17) をひびわれの角度  $\alpha$  で微分し、0 とおいて求められる。すなわち、

$$dV_I/d\alpha = 0 \dots \dots \dots (18)$$

したがって、

$$\tan \alpha = \sqrt{\frac{(h-d_p)^2 f_{Iv}}{2(d-d_p/2)(b_v+2d_v)f_{I1}}} \dots \dots \dots (19)$$

となる。

また、式 (19) を式 (14) および式 (16) に代入すると、最少所要鉄筋量におけるせん断補強筋量  $A_v$  および引張主鉄筋量  $A_I$  が求められる。

$$A_v = V_u \sqrt{\frac{s^2}{2f_{I1}f_{Iv}(d-d_p/2)(b_v+2d_v)}} \dots \dots \dots (20)$$

$$A_I = \frac{M_u}{f_{I1}(d-d_p/2)} + V_u \sqrt{\frac{s^2}{2f_{I1}f_{Iv}(d-d_p/2)(b_v+2d_v)}}$$



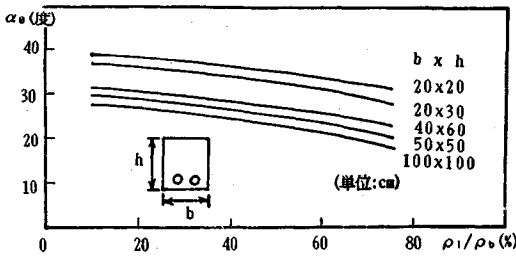


図-10 部材全体の所要鉄筋量を最少とする斜めひびわれの角度  $\alpha_0$  と  $\rho_l/\rho_b$  との関係

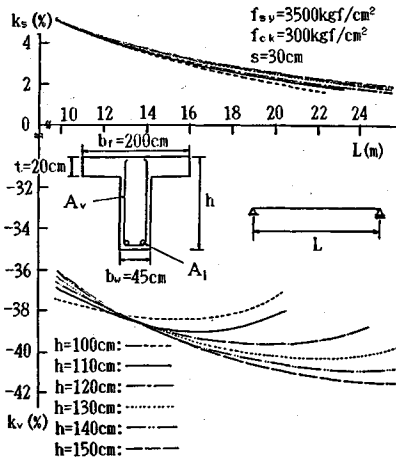


図-11  $L$  と  $k_s$ ,  $k_v$  との関係

$$+ \frac{(d-d''-d_p/2)N_u}{(d-d_p/2)f_{lu}} \dots (21)$$

すなわち、せん断に抵抗させるせん断補強筋量とせん断の影響によって追加される引張主鉄筋量とが等しい場合、部材全体の所要鉄筋量が最少となることがわかる。

また、部材全体の所要鉄筋量を最少とする斜めひびわれの角度 ( $\alpha_0$ ) を決定するために、矩形断面をもつ部材に対して検討を行った。検討においては、各断面寸法に対するつり合い鉄筋比  $\rho_b$  を求め、それに対する引張主鉄筋量を計算し、式 (19) により斜めひびわれの角度を算定した。算定した結果を図-10 に示す。

斜めひびわれの角度 ( $\alpha_0$ ) は  $f_{ck}$ ,  $A_v$  の影響を受けず、 $\rho_l/\rho_b$ , および断面寸法 ( $b$ ,  $h$ ) に応じて変化した。すなわち、同一断面ならば  $\rho_l/\rho_b$  が大きくなるほど  $\alpha_0$  は小さくなり、 $\rho_l/\rho_b$  が同一ならば断面寸法が大きいかほど  $\alpha_0$  は小さくなった。なお、Kupfer<sup>19)</sup> は、部材にトラス機構を仮定し、最小ひずみエネルギー原理を用いて斜めひびわれの角度の範囲を算定し、35°~40°の値を導いている。

### (5) 設計例

以下において、本研究で提案したせん断設計法と現行のせん断設計法について設計例を用いて比較検討を行

う。比較に用いた設計例は RC の T 形断面の単純はりであり、鉄筋の降伏強度 ( $f_{sv}$ )、断面幅 ( $b$ ) を一定とし、部材高さ ( $h$ )、スパン ( $L$ ) を変動因子とした。また、設計荷重は道路橋示方書<sup>20)</sup>に基づき、1等橋として設計を行った。

図-11 は、本提案式によって設計された引張主鉄筋量およびせん断補強筋量の現行の設計法によるそれぞれの鉄筋量に対する割合をスパン ( $L$ ) を横軸にとって示したものである。ここで、 $k_s$  は現行の設計法による引張主鉄筋比 ( $\rho_l$ ) に対し、本研究の設計法に基づき増加させる引張主鉄筋比 ( $\rho_l - \rho_l'$ ) の割合であり、 $k_v$  は現行の設計法によるせん断補強筋比 ( $\rho_v$ ) に対し、本研究の設計法による減少可能なせん断補強筋比 ( $\rho_v - \rho_v'$ ) の割合である。(+) は増加を示している。

この図をみると、 $k_s$  はスパンが長くなるほど小さくなるのがわかる。言い換えればスパンが長いほど、引張主鉄筋量は現行の設計法による鉄筋量と本提案式によるそれとはあまり差がなくなるといえる。これに対し、 $k_v$  はスパンが長くなるほど減少量が増加している。

## 6. 結論

本研究は、曲げ、せん断および軸力を同時に受ける RC 部材を対象に、著者らにより提案されたせん断耐力評価式、および耐力間の相関関係をもとにして、各種せん断耐力評価式およびせん断規定の特徴や問題点を検討するとともに、新しいせん断設計法を提案したものである。本研究を通じて得られた主な結果は以下のとおりである。

(1) 各示方書およびせん断耐力評価式に対して、各影響因子の変動による耐力の変化を調べた結果、考慮されている因子の種類やその考慮の方法に違いはみられるものの、そのせん断耐力に及ぼす影響度には大きな違いはみられなかった。

(2) 曲げとせん断との相関関係が実験や理論的考察を通じて明らかにされた以上、これらの相関関係を考慮した設計法が望ましいと思われる。

(3) 曲げとせん断との相関関係を理論的に取り入れた新しいせん断設計法を提案した。

(4) 曲げとせん断および軸力が同時に作用する場合、引張主鉄筋の断面積は曲げモーメントのみならず、せん断力および軸力の影響も考慮して算定しなければならない。

(5) 同一断面、同一耐力下で、部材全体の所要鉄筋量が最少となるのは、せん断に抵抗させるせん断補強筋量とせん断の影響によって追加される引張主鉄筋量とが等しい場合であること、およびこのときの斜めひびわれの角度 ( $\alpha_0$ ) は、つり合い鉄筋比に対する引張主鉄筋比の割合 ( $\rho_l/\rho_b$ ) および断面寸法 ( $b$ ,  $h$ ) に大きく依存す

ることがわかった。

参 考 文 献

- 1) 松本嘉司・中村正平・河野 清・中山紀男・岡村 甫：各種の高張力異形鉄筋を用いた鉄筋コンクリート大型ばりの曲げ性状に関する研究，土木学会論文集，第 122 号，pp.1~28，1965 年 10 月。
- 2) Collins, M.P. and Mitchell, D. : A rational approach to shear design—the 1984 canadian code provisions, Journal of ACI, Vol.83, No.6, pp.925~933, Nov.-Dec., 1986.
- 3) 塩原 等：塑性理論を応用した鉄筋コンクリート耐震壁の終局強度算定方法，コンクリート工学，Vol.25, No.8, pp.101~114，1987 年 8 月。
- 4) Mphone, A.G. and Frantz, G.C. : Shear tests of high- and low strength concrete beams with stirrups, SP-87, ACI, pp.179~196, 1985.
- 5) Kotsovos, M.D. : Compressive force path concept : basis for reinforced concrete ultimate limit state design, ACI structural journal, Vol.85, No.1, pp.68~75, Jan.-Feb., 1988.
- 6) Leonhardt, F. : Shear in concrete structure, CEB Bulletin D'Information, No.126, pp.67~124, 1978.
- 7) Bhide, S.B. and Collins, M.P. : Influence of axial tension on the shear capacity of reinforced concrete members, ACI structural journal, Vol.86, No.5, pp.570~581, Sep.-Oct., 1989.
- 8) 鈴木基行・姜 錫和・尾坂芳夫：せん断補強筋を有する鉄筋コンクリートばりのせん断耐力評価に関する解析的研究，土木学会論文集，第 426 号，pp.111~120，1991 年 2 月。
- 9) 鈴木基行・姜 錫和・尾坂芳夫：曲げ・せん断および軸力を受ける RC 部材の耐力間の相関関係に関する解析的研究，土木学会論文集，第 426 号，pp.193~202，1991 年 2 月。
- 10) Nielsen, M.P. and Braestrup, M.W. : Shear strength of prestressed concrete beams without web reinforcement, Magazine of concrete research, Vol.30, No.104, pp.119~128, Sep., 1978.
- 11) CEB : MODEL CODE 1978.
- 12) Design of concrete structure for buildings, CAN3-A23.3-M84, Canadian Standards Association, p.281, 1984.
- 13) 荒川 卓：鉄筋コンクリートはりのせん断抵抗に関する研究，日本建築学会論文集，第 66 号，pp.437~440，1960 年 10 月。
- 14) 六車 熙・渡辺史夫：鉄筋コンクリート柱のせん断抵抗機構に関する研究—その 1，せん断ひびわれの発生とせん断補強筋の補強効果，日本建築学会論文集，第 332 号，pp.57~65，1983 年 10 月。
- 15) Schlaich, J., Schäfer, K. and Jennewein, M. : Toward a consistent design of structural concrete, Journal of PCI, Vol.34, No.3, pp.74~151, May-June, 1989.
- 16) Ferguson, P.M. : Some implication of recent diagonal tension tests, Journal of ACI, Vol.53, No.8, pp.157~172, Aug., 1956.
- 17) BSI-CP110, Code of practice for the structural use of concrete, Nov. 1972.
- 18) Thürlimann, B. : Shear strength of reinforced and prestressed concrete beams, CEB Bulletin D'Information, No.126, pp.17~38, 1978.
- 19) Kupfer, H. : Erweiterung der Mörschschen Fachwerkanalogie mit Hilfe des Prinzips vom Minimum der Foränderungsarbeit, CEB Bulletin D'Information, No.40, pp.44~51, 1964.
- 20) 道路橋示方書，日本道路協会，1980 年 2 月。

(1990. 10. 22 受付)

STUDY ON THE DESIGN METHOD FOR RC MEMBERS SUBJECTED TO FLEXURE-SHEAR AND AXIAL LOAD

Motoyuki SUZUKI, Suck Hwa KANG and Yoshio OZAKA

The influences of the factors affecting the shear capacity of reinforced concrete members, which are taken into consideration in various design codes and so on, were discussed in order to point out the features and problems in those evaluation equations. Also, both the evaluation of the shear capacity of reinforced concrete members subjected to flexure-shear and axial load and interaction among those three capacities which were derived theoretically on the basis of the energy principle, were taken into consideration in order to propose the new shear design method. In the design method, the effect of the shear force as well as bending moment and axial load on the longitudinal reinforcement is appreciated, and therefore it is noticeable that the stress increase of longitudinal reinforcement is considered in the new design method.