

[128] スターラップを有する RC ばりのせん断耐荷力のマクロ的推定方法

正会員 ○石川 雄一 (東京大学大学院)
 安中 久二 (元熊本大学工学部)
 正会員 二羽淳一郎 (東京大学工学部)

1. 序論

鉄筋コンクリート部材のせん断耐荷力推定方法は、大きく分けて2つある。1つは、鉄筋とコンクリートの物性および両者の付着性状を取り入れた非線形有限要素法解析によるものであり、もう1つは、トラス理論や塑性理論をもとにしたマクロ的な解析である。前者は、最も汎用性のある手法であるが、現時点では現象のモデル化などに際して問題点も多く、完成までには至っていないのが現状である。したがって、现阶段では、せん断耐荷機構をマクロ的にモデル化した簡便で精度の良い耐荷力算定式を導いておくことも実用上有意義であると考えられる。

ところで、マクロ的なモデル化に基づく耐荷力算定式は、世界各国で多くの研究者によって提案されているが、その推定精度については、必ずしも十分に検討されているとは言い難い。そこで、本研究では、最近のマクロ的な研究の中から特徴的なものを取り上げ、既往の実験データ(軸力のない単純ばり)への適合度を検討し、さらに新たな実験を加えて、新しいマクロ的な考え方に基づいてせん断耐荷力算定式を提案しようと試みたのである。

2. 最近の研究の実験データへの適合度

最近の研究の中から、6つの耐荷力推定式を取上げ、既往の実験データ(表1)への適合度を検討した結果(表2)、次のような特徴があることがわかった。

(1) 大野・荒川の式¹⁾

これまで指摘されているように、単純ばりに対しては安全側であり、特にT型ばりについて耐荷力の評価が過小であることが認められる。

(2) 服部・柴田・大野の式²⁾

矩形ばりに対する推定精度はかなり良好であるが、T型ばりについては耐荷力を過小に評価している。ここで、T型ばりに対して修正を加える(等価長方形断面に置き換える)³⁾と算定精度はかなり上昇する。

(3) Collins の式⁴⁾

これは、変形の適合条件を考慮したトラス理論であり、せん断補強筋の降伏の有無を問題にせず統一的に取扱える理論である。しかし、検証の結果、せん断スパン比(以下 a/d) または、せん断補強係数(補強量/ $f'c$)が小さい場合は推定精度が低下する。 a/d の小さい領域では、アーチ的な耐荷機構の影響を無視できないと思われるので、トラス的な耐荷機構のみを考えているこの理論の限界となっているものと思われる。

(4) Nielsen らの式⁵⁾

塑性理論に基づく解析法であり、 a/d がほぼ3以上のT型ばりについては比較的推定精度が良い。しかし、その他の領域では、推定精度が良いとは言い難い。矩形ばりについて危険側であるのは、有効係数 ν (圧縮斜材の応力が $\nu f'c$ になることが破壊条件)の値に問題があり、 a/d が小さい場合に計算値が過小になるのは、この理論の限界を示しているものと考えられる。また、せん断補強筋の降伏以前の破壊が取扱えないにもかかわらず、この破壊に該当するデータに対して良好な推定精度が得られていることについては注意を要する所である。

表1 実験データにおける各パラメータの範囲

パラメータ	範囲
a/d	0.5~7.2
b_w/b_f	0.167~0.5
f'_c (kg/cm ²)	74~548
d (cm)	20~46.6
P_w (%)	1.15~12.85
γ_w (%)	0.10~3.57
$\gamma_w f_{wy}$ (kg/cm ²)	3.9~145.9
$\gamma_w f_{wy}/f'_c$ (%)	1.01~85.55

a : せん断スパン b_w : ウェブの幅 b_f : フランジの幅
 f'_c : コンクリートの圧縮強度 d : 有効高さ
 P_w : 主鉄筋比 ($=A_s/b_w d$) A_s : 主鉄筋の断面積
 γ_w : せん断補強筋比 ($=A_w/b_w s$)
 A_w : 一組のスターラップの断面積 s : スペーシング
 f_{wy} : スターラップの降伏応力

(5) 加藤・称原の式^{6]}

圧力場を仮定し、下界定理に基づく解析法であり、鉄筋コンクリート部材の曲げ及びせん断耐荷力を統一的に取扱うことができるものである。矩形ばりについては、比較的精度良く推定できるが、T型ばりについては、フランジの影響を何らかの形で理論に盛り込む必要があると思われる。この理論も、主筋またはせん断補強筋の降伏しない場合の破壊に適用するのは不相当である。

(6) 土木学会「限界状態設計法指針(案)」の式^{7]}

コンクリートの負担せん断力に45度のトラス機構を加えたものであり、せん断補強筋降伏時のせん断力を与える式である。a/d がおよそ3以上では、安全側だが比較的精度は良いと言える。ただ、T型ばりについては、計算値がやや小さく、フランジの影響を考慮すべきだと思われる。

a/d が小さい場合には、せん断補強筋の効果が不明確で、その推定精度も十分なものとは言えない。せん断補強筋降伏以前のせん断耐荷力算定式については、まだ検討の余地が十分残されている。

3. 実験

(1) 実験方法

はりのせん断実験は、これまで数多く行われてきているが、コンクリートのひずみ、スターラップのひずみ等を徹底して測定したものは数少ない。したがって、せん断耐荷機構のモデル化を考える材料となり得る実験データも少ないのである。そこで、鉄筋とコンクリートのひずみを詳細に測定し、その性状を探ることにした。実験供試体は 500 × 200 × 3000mm の矩形ばりで、a/d は一方のスペンで 3.5、もう一方のスペンで 1.5 とした。また、主鉄筋として D25 を 4 本、圧縮筋として D16 を 2 本、スターラップとして D6 を a/d = 3.5 のスペンで 12cm ピッチに、a/d = 1.5 のスペンで 5cm ピッチに配置した。鉄筋のひずみはワイヤーストレインゲージで電気的に、コンクリート表面のひずみはコンタクトゲージで機械的に測定した。コンクリートのひずみは、一箇所につき 3 方向測定し、主ひずみの大きさと方向を求めた。

(2) 実験結果

スターラップの平均ひずみは a/d = 3.5 のスペンでは「限界状態設計法指針(案)」の式とはほぼ適合している。また、除荷・再載荷時のループが特徴的であり、この性状が耐荷機構と結びついていると思われる。一方、a/d = 1.5 のスペンでは、a/d = 3.5 の場合と異なり、途中でひずみの伸びが非常にゆるやかになっており、トラスとは異なった耐荷機構が予想される(図1)。

コンクリートのひずみについては、主ひずみの方向と主応力の方向がほぼ一致していると仮定すると、a/d = 3.5 のスペンでは、圧縮斜材が45度よりフラットなトラスが形成され、a/d = 1.5 のスペンでは、

表2 各研究の実験データへの適合度

	a/d < 3		a/d ≥ 3	
	T型	矩形	T型	矩形
データ数	70	72	71	29
大野・荒川	1.77 (16%)	1.38 (12%)	1.94 (17%)	1.40 (14%)
服部・柴田・大野	1.48 (21%)	0.96 (13%)	1.60 (21%)	0.97 (17%)
上式を修正	0.92 (18%)	—	0.93 (21%)	—
Collins	1.30 (34%)	1.51 (31%)	1.43 (27%)	1.68 (12%)
Nielsen ら	1.14 (33%)	0.89 (19%)	0.98 (15%)	0.78 (12%)
加藤・称原	1.16 (26%)	0.93 (15%)	1.31 (23%)	1.00 (17%)
限界状態設計法 指針(案)	1.36 (30%)	1.25 (21%)	1.39 (17%)	1.26 (11%)

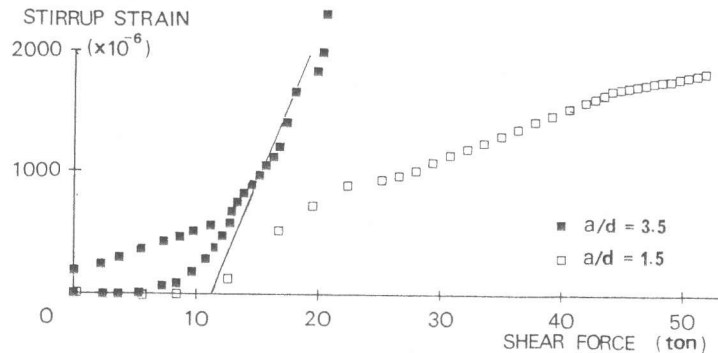


図1 スターラップのひずみ性状

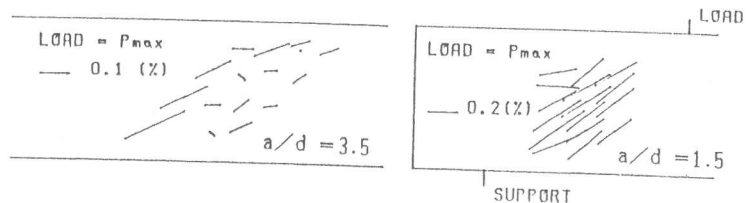


図2 主圧縮ひずみ(終局状態)

載荷点から支点へ至る直接的な力の流れが支配的であることがわかる(図2)。なお、破壊は $a/d = 1.5$ のスパン側で生じた。

4. せん断耐荷機構のモデル化と耐荷力算定式

スターラップを有する鉄筋コンクリート部材のせん断耐荷機構にはトラス機構とアーチ機構の2つがあり、一般に a/d が大きい場合は前者が、 a/d が小さい場合は後者が卓越すると言われている。しかし、スターラップの補強効果が必ずしも明確で無いことなどから、各機構の定量化は十分に行われているとは言い難い。そこで、スターラップの補強効果を明確にし、2つの耐荷機構のモデル化を行い、両者が混在する場合へと発展させて行くことにした。

(1) トラス機構とアーチ機構

トラス機構は、前述の除荷・再載荷時の現象を考慮して、図3(「限界状態設計法指針(案)」の式(直線AB)が45度の傾きを持つように描いてある。)のように角度 θ を斜材角とするモデル化を行う。つまり、せん断力レベルの変化(点AからB)に対して斜材角が変化するトラスを考えるのである。これは力のつり合いを満たしている。なお、この場合、せん断力レベルが低いうち(点A)は、斜材角を非常に小さくすることになり、実際の現象とは異なると思われるが、この程度のせん断力レベルでは、斜めひびわれが未だ完全には伸展しておらず、ダウエル作用・骨材のかみ合わせ作用などが十分に機能し、完全なトラス機構を形成していない段階であると考えれば説明できる。一方、終局状態は斜材の圧壊によって生じ、破壊時の斜材の圧縮応力は斜材角の関数と考えて、この現象を次のようにモデル化した。

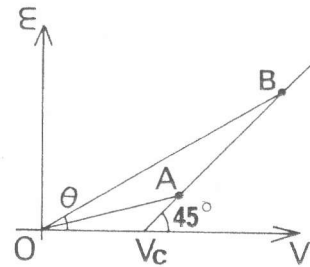


図3 トラスのモデル化

$$f_u = g(\theta) \cdot f_c' \text{-----①}$$

ここでは、一次近似として次のように表した。

$$f_u = c \cdot \sin \theta \cdot f_c' \text{-----②}$$

ただし、 f_u : 終局時の斜材の圧縮応力、 f_c' : コンクリートの圧縮強度、 c : 定数

アーチ機構は、せん断補強筋の無いディープビームの耐荷力であると仮定し、③式⁷⁾で与えることにした。

$$V_a = 0.53 f_c'^{2/3} (1 + \sqrt{pw}) (1 + 3.33 r/d) b_w d / [1 + (a/d)^2] \text{-----③}$$

ただし、 r : 支圧板の長さ、 $pw = 100A_s / (b_w d)$

(2) スターラップの補強効果

これまで、スターラップはトラスの引張材として作用すると言われてきたが、 a/d の小さい場合は本実験の結果からもトラスとは異なった作用が予想される。そこで、スターラップのもう1つの機能として、ひびわれを介して圧縮力の流れの束をまとめる(アーチリブの有効幅を拡大する)作用を考えた。そして、補強効果はアーチの強度に支配され、 αV_a (V_a : せん断補強筋のないアーチの強度③式)と表現できると仮定した。なお、 α の値は、データより a/d と強い相関があることがわかった(図4)。一方、せん断補強量との間には相関関係が認められなかったが、実験データが補強限界(a/d によって異なるが、実験データからは 10 kg/cm^2 程度と考えられる)以上補強されていると考えれば、補強量が関係しないことが説明できる。

(3) せん断耐荷力の算定

トラス機構の強度(スターラップのトラス的な補強効果)を算定するには、④式(力のつり合い)・⑤式(実験結果に基づいた条件)・⑥式(破壊条件)を解いて、 $V_t \cdot f_w \cdot \theta_u$ を求めればよい。ただし、 $f_w = f_{wy}$ の場合は④、⑤式から解を求める。

$$V_t = A_w f_w z \cot \theta_u / s \text{-----④}$$

ただし、 θ_u : 終局時の斜材角、 f_w : 終局時のスターラップの応力、 $f_w \leq f_{wy}$ 、 V_t : トラス的な補強効果、 z : 応力中心間距離(矩形ばり $z = d/1.15$ 、T型ばり $z = d - t/3$ 、 t : フランジ厚)

$$V_t = V_c + A_w f_w z / s \text{-----⑤}$$

ただし、 V_c : 岡村・楢貝式⁷⁾

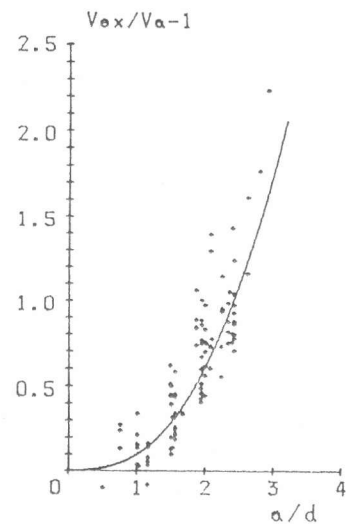


図4 補強効果 ($a/d < 3$)

$$\sin^3 \theta u = r_w f_w / (c f_c') \quad \text{----- ⑥}$$

ここで、圧縮斜材は載荷点・支点を結ぶ直線よりフラットになれないとして、次のような制限を設ける。ただし、T型ばりでは、フランジの影響を考慮して矩形ばりより斜材はフラットになれるとした。

$$\cot \theta u \leq a / (d - t/3) \quad \text{----- ⑦}$$

ただし、矩形ばりでは $t = 0$ とする。

アーチに対する補強効果はディープビームの耐荷力算定式 (③式) に係数 α を乗じて算定する。

以上は、トラス機構・アーチ機構に対する補強効果の定式化であったが、部材としての耐荷力の算定に際しては、アーチの強度 (⑨式による) とスターラップの補強効果の和として与えられると考えた。また、2つの補強効果を仮定したが、 a/d が大きい場合はトラスに対する効果が、 a/d が小さい場合はアーチに対する効果が卓越するので、大小関係で一方のみの効果を考えることにした。つまり、 a/d の大きい領域ではトラス機構が卓越すると考え、せん断耐荷力を $V_a + V_t$ (トラス・アーチ共存型) とし、 a/d の小さい領域ではアーチ機構が卓越すると考え、せん断耐荷力を $V_a + \alpha V_a$ (補強アーチ型) とし、両者の小さい方で部材のせん断耐荷力を与えることにした。ただし、 $a/d \geq 3$ では、トラス・アーチ共存型とした。

(4) 算定式の精度と今後の課題

実験データに適合するように、 α 、 c の値を決め ($\alpha = 0.1 (a/d)^{2.6}$, $c = 0.9$)、推定精度を検討すると、 a/d ・断面形等によらず比較的良好な結果を得た (図5)。しかし、せん断補強量および a/d が非常に小さい場合には、せん断補強筋を配置すると耐荷力が低下するという報告があり、この点が全く考慮されていないという問題点がある。

4. 結論

最近のマクロ的な研究のうち特徴的なものを選び、単純ばりの実験データに適用した結果、 a/d あるいはせん断補強量が小さい範囲の算定精度、またスターラップ降伏以前の破壊の推定等に関して、不十分であることが明らかとなった。そこで、実験を加えて、新しいマクロ的な考え方に基づいて耐荷機構をモデル化し、せん断耐荷力算定式を導いた。その結果、どの領域のデータに対しても比較的精度良く推定できることがわかった。しかし、 a/d が小さい場合にせん断補強をするとかえって耐荷力が低下するという現象を表現することはできなかった。

本研究は58年度文部省科学研究費 (課題番号58460159) を受けて行ったものである。

参考文献:

- 1) 荒川: 鉄筋コンクリートはりのせん断抵抗に関する研究, 北大工学部研究報告25号, 1960
- 2) 服部・柴田・大野: 鉄筋コンクリート部材のせん断抵抗に関する考察, 日本建築学会論文報告集第200号, 1972年10月
- 3) 大久保・是永・東: 逆対象モーメントを受ける鉄筋コンクリートT型ばりのせん断強度に関する研究, 第2回コンクリート工学年次講演会講演論文集, 1980年6月
- 4) M.P.Collins: Towards a rational theory for RC members in shear, Proc. of A.S.C.E., ST4, Apr., 1978
- 5) M.P.Nielsen, M.W.Breastrup, B.C.Jensen and F.Bach: Concrete Plasticity - Shear in Beams, CEB Bulletin D'Information No.126, June, 1978
- 6) 称原・加藤: 鉄筋コンクリート部材の耐力 その2 - 圧力場理論の単純梁・片持梁への適用 -, 日本建築学会大会梗概集, 1979年9月
- 7) 土木学会: コンクリート構造の限界状態設計法指針 (案), コンクリート・ライブラリー第52, 1983年11月
- 8) 石橋・松田・斉藤: 少数本のくいを用いたフーチングのせん断設計について, 土木学会論文報告集第337号, 1983年9月

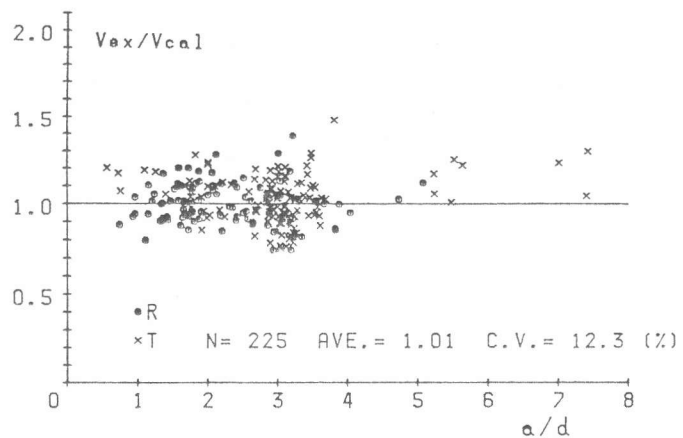


図5 提案式の算定精度