

コンクリート圧縮強度 130N/mm^2 ・せん断補強鉄筋降伏強度 1200N/mm^2 までを用いた RC はりのせん断耐力算定式

Shear strength equation of RC beams using concrete of compressive strength up to 130N/mm^2 and stirrup of yield strength up to 1200N/mm^2

秋山充良*, 王衛倫**, 前田直己***, 鈴木基行****

Mitsuyoshi AKIYAMA, Wei Lun WANG, Naomi MAEDA and Motoyuki SUZUKI

*正会員 博(工) 東北大学講師 大学院工学研究科土木工学専攻 (〒980-8579 仙台市青葉区荒巻字青葉 06)

**学生会員 工修 東北大学 大学院工学研究科土木工学専攻 (〒980-8579 仙台市青葉区荒巻字青葉 06)

***正会員 前田製管(株) 取締役会長 (〒998-8611 山形県酒田市上本町 6-7)

****フェロー 工博 東北大学教授 大学院工学研究科土木工学専攻 (〒980-8579 仙台市青葉区荒巻字青葉 06)

In our previous study, the equations V_c of shear strength of RC beams without stirrup using high-strength concrete of compressive strength ranging from 60N/mm^2 to 130N/mm^2 were presented based on our test results. In the present study, firstly, the test results of RC beams using concrete of compressive strength up to 130N/mm^2 and stirrup of yield strength up to 1200N/mm^2 are searched from literatures and the predictions of shear strength of these RC beams based on the modified compression field theory (MCFT) are examined. Equations of inclination angle θ of principal compressive stress and average stress f_{vm} in the stirrup at the maximum shear strength are made using regression analysis for results of MCFT, and equations of shear strength of RC beams are proposed as the sum of a concrete contribution V_c and a stirrup contribution V_s comprising θ and f_{vm} . Finally, safety factors by taking the uncertainty of proposed equations into consideration are given.

Key Words: high strength concrete, high strength reinforcing bar, shear strength, modified compression field theory, safety factor

1. はじめに

近年、高強度コンクリートおよび高強度鉄筋の研究開発が進み、材料強度として、コンクリートの場合、シリカフェームなどの混和材料の使用により圧縮強度が 100N/mm^2 を超えるもの、また鉄筋の場合、 $500\sim 1000\text{N/mm}^2$ に及ぶ降伏強度や引張強度を有する高強度鉄筋の製造が可能となった。各種鉄筋コンクリート(RC)規準類においても、このような高強度材料の使用が可能となる改訂が進められ、例えば 2002 年制定の土木学会コンクリート標準示方書構造性能照査編¹⁾では、コンクリート圧縮強度の適用範囲を 80N/mm^2 まで拡張し、せん断耐力算定時に考慮可能なせん断補強鉄筋の設計降伏強度をコンクリート設計基準強度が 60N/mm^2 を超える場合に限り 800N/mm^2 まで許容するようになった。このような高強度材料を用いた RC 部材には、今後の労働力不足を補うための施工の合理化、省力化、さらには建設コスト削減などが期待される。

しかしながら、普通強度材料を用いた RC 部材(以下、普通強度 RC 部材)に比べ、このような高強度材料を用いた RC 部材(以下、高強度 RC 部材)を対象とした実験的、解析的研究は十分とは言えず、その力学的特性に関し未解明な部分が多い。このため、各設計規準では、普通強度 RC 部材に比べ安全性の余裕度を大きく確保するための安全係数や材料強度に上限値を設けている。

著者らは、こうした観点から、コンクリート圧縮強度 100N/mm^2 、鉄筋降伏強度 1000N/mm^2 超を用いた RC 部材の実用化を目指した研究を行っており、その一環として、せん断補強鉄筋のない高強度 RC はりのせん断挙動の解明を目的としたせん断実験を実施した²⁾。参考文献 2)で報告したこれらの実験により、斜め引張破壊するせん断補強鉄筋のない高強度 RC はりでは、コンクリート圧縮強度の増加に対し、そのせん断耐力が一定値に収束すること、および寸法効果の影響が普通強度 RC はりよりも大きく現れることが確認され、普通強度 RC はりに対して用いられてきた二羽らのせん断耐力式³⁾(以下、二羽式)を修正することで、コンクリート圧縮強度 130N/mm^2 までを用いたせん断補強鉄筋のない RC はりのせん断耐力式を提案した。

本研究では、このせん断補強鉄筋のない RC はりのせん断耐力式を基にし、また既往のせん断補強鉄筋を有する普通強度から高強度 RC はりのせん断実験結果を収集し、分析・解析することで、普通強度から高強度 RC はりを対象とした統一的せん断耐力式を提案するものである。具体的には、せん断補強鉄筋負担せん断耐力として、Collins らの修正圧縮場理論⁴⁾で得られる解析結果を平均的に再現する回帰式を使用し、コンクリート負担せん断耐力には、先に提案したせん断補強鉄筋のない高強度 RC はりのせん断耐力式を修正したものを使用することで、普通

強度から高強度 RC はりまで適用可能なせん断耐力式を提案する。そして、提案式によるせん断耐力の実験値に対するばらつきには、普通強度 RC はりの設計時に用いられてきた安全係数で確保される安全マージン(実強度を上回るせん断耐力を算定する危険度 $p(f_k)$ を基にした安全係数を適用することで対処する。提案するせん断耐力式の精度は、コンクリート圧縮強度 60 N/mm^2 以下を用いた RC はり 76 体、同 60 N/mm^2 以上を用いた RC はり 102 体の実験結果との比較により評価される。

なお、本研究でも、参考文献²⁾と同様に、コンクリート圧縮強度 60 N/mm^2 以上を高強度コンクリートと定義する。

2. 既往の研究

2.1 セン断補強鉄筋のない高強度 RC はりのせん断耐力式

二羽らは、コンクリート圧縮強度 f_c が $12 \sim 66 \text{ N/mm}^2$ の供試体 265 体のせん断実験結果を基に式(1)を提案している³⁾。式(1)による(実験値)/(計算値)の平均は 1.02、変動係数は 8.2%である。これに対し、著者らは、 f_c : $61 \sim 128 \text{ N/mm}^2$ 、せん断スパン比 a/d : $2.5 \sim 6.0$ 、有効高さ d : $0.15 \sim 1.20 \text{ m}$ 、引張鉄筋比 p_w : $0.5 \sim 6.6\%$ の範囲の諸元を有する 80 体の供試体より、斜め引張破壊する高強度 RC はりのせん断耐力式として式(2)を得た²⁾。なお、式(2)による(実験値)/(計算値)の平均は 1.01、変動係数は 18.3%である。

$$V_{c,1} = 0.20 f_c^{1/3} d^{-1/4} p_w^{1/3} [0.75 + 1.4/(a/d)] b_w d \quad (1)$$

$$V_{c,2} = 0.66 d^{-2/5} p_w^{1/3} [0.75 + 1.4/(a/d)] b_w d \quad (2)$$

ここに、 b_w は腹部の幅である。

式(1)により著者らが解析対象とした 80 体の供試体のせん断耐力を算定すると、 f_c が 60 N/mm^2 以上や d が大きい範囲で実験結果を過大評価するのに対し、式(2)はそのような特定のパラメータに対する精度の偏りは生じず、良好に高強度 RC はりのせん断耐力を算定できる。なお式(2)では、寸法効果を式(1)の $d^{-1/4}$ から $d^{-2/5}$ で考慮するように変更したのに伴い、両式のせん断耐力が一致するコンクリート圧縮強度の大きさが有効高さの大きさにより変化する。そのため、 $d=0.32 \text{ m}$ の場合を除き、式(2)の f_c に関する適用範囲の下限値となる 60 N/mm^2 において、両式から得られるせん断耐力は一致しない。

2.2 セン断補強鉄筋を有する高強度 RC はりのせん断実験

国内外において、せん断補強鉄筋を有する高強度 RC はりのせん断実験が実施され、高強度 RC はりに特有の現象や、せん断補強鉄筋の有無によるせん断挙動の相違が観察されている。

海外での発表は、普通強度 RC はりに対して用いられてきた最小せん断補強鉄筋量の高強度 RC はりにおける見直しを実験的に検討したものが多い。この中では、i)従来最小せん断補強鉄筋量しか有さない高強度 RC はりのコンクリート負担分のせん断耐力算定時に、コンクリート圧縮強度 69 N/mm^2 以上の強度増加分を考慮しないこと

で実験結果を過大評価することを避けることができる、ii)斜めひび割れ発生荷重とせん断補強鉄筋の降伏時荷重に適切な差を設けるためには、最小せん断補強鉄筋量をコンクリート圧縮強度の関数とし、高いコンクリート圧縮強度に対しては最小せん断補強鉄筋量を大きくする必要がある、さらに、iii)そのようなせん断補強鉄筋量を有する高強度 RC はりであれば、普通強度 RC はりと同様に、圧縮強度に上限値を設けることなく、コンクリート圧縮強度の値をそのまません断耐力式に代入できる、ことなどが報告されている^{5)~7)}。

高強度 RC はりでも、斜めひび割れ発生荷重はせん断補強鉄筋量の有無に関らずほぼ同じ値となる⁸⁾。多くの規準類で採用される修正トラス理論では、せん断補強鉄筋のない RC はりのせん断耐力をコンクリート負担せん断耐力 V_c とし、せん断補強鉄筋の降伏と圧縮斜材角 45° を仮定したトラス理論によるせん断耐力をせん断補強鉄筋負担せん断耐力 V_s としている。この場合、式(1)など既往の算定式は、せん断補強鉄筋のない高強度 RC はりのせん断耐力を一様に過大評価することから²⁾、上記 iii)のように高強度コンクリートの圧縮強度をそのまま用いて V_c を算定することは危険側の設計となるように思われる。しかし実際には、適切なせん断補強鉄筋量が配筋されることにより、コンクリート圧縮強度の増加が斜めひび割れ発生以降のせん断耐荷機構に寄与し⁵⁾、結局、 $V_c + V_s$ で評価される部材せん断耐力は、実験値に対し安全側の値になると推察される。

国内における高強度 RC はりのせん断実験のうち、土屋ら⁹⁾は、せん断補強鉄筋に降伏強度 700 N/mm^2 超を用いた RC はりのせん断実験を行い、降伏強度相当の補強効果を得るためには、使用するコンクリート強度に配慮する必要性を報告している。また、下野ら^{10),11)}は、コンクリート圧縮強度が約 $75 \sim 110 \text{ N/mm}^2$ 、せん断補強鉄筋降伏強度 f_{wy} が約 $800 \sim 1150 \text{ N/mm}^2$ を用いた高強度 RC はりのせん断実験を行い、せん断補強鉄筋量が多い供試体では、部材終局時にせん断補強鉄筋が降伏しないため、その降伏強度を用いてせん断耐力を算定すると、実験値を過大に評価する可能性を指摘している。

本研究では、これら既往の研究をもとに、コンクリート圧縮強度 f_c が 130 N/mm^2 、せん断補強鉄筋降伏強度 f_{wy} が 1200 N/mm^2 までを用いた RC はりのせん断耐力式を構築する。特に、修正圧縮場理論により、材料強度やせん断補強鉄筋量による V_s の変化を解析的に評価することで、広範な材料強度(f_c, f_{wy})の組合せからなる RC はりのせん断耐力の算定を可能にする。

3. 修正圧縮場理論による解析的検討

3.1 概説

土屋ら⁹⁾は、高強度コンクリートで生じる平滑な破壊面形状を考慮したせん断伝達構成則による有限要素解析を

実施し、十分な精度で高強度 RC はりのせん断実験結果を再現できると報告している。しかし一方で、Kong ら¹²⁾は、全く同一の諸元を有する 2 対の高強度 RC はりのせん断実験を行い、そのせん断耐力は 15~31% も相違することを報告している。このように、この種のせん断実験結果には非常に大きなばらつきが含まれている可能性に配慮しなければならない。

そこで本研究では、比較的平易に RC はりのせん断特性を評価可能な修正圧縮場理論と、式(1)および式(2)を用いることにより、収集した供試体のせん断実験結果を平均的に再現可能なせん断耐力式の構築を試みる。そして、そのせん断耐力の実験値に対するばらつきには、後述する安全係数を適用することで対処する。ここで、修正圧縮場理論を選択したのは、既に高強度 RC はりに適用し、良好な精度が得られた例が報告され^{7),13),14)}、また、解析的に得られる主圧縮応力の傾きとせん断補強鉄筋平均応力は実験時に観察される斜めひび割れ角度や測定されるひずみ値によるせん断補強鉄筋応力と良く対応することから¹⁵⁾、この 2 つの変数を同定することでせん断補強鉄筋負担分のせん断耐力式を簡易的に導出できると判断したためである。

3.2 解析条件

本研究では、参考文献⁴⁾に示される修正圧縮場理論のフローに従い解析的検討を行った。この中では、ひび割れの発生している鉄筋コンクリート要素を様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と変形の適合条件を用いることでせん断特性が評価される。このうち、本研究で解析対象とする供試体の圧縮強度は、後述するように 20~130N/mm² に分布することから、コンクリートの主圧縮応力 f_2 と主圧縮ひずみ ε_2 の関係を広範な圧縮強度に対応可能な式(3)に変更した¹⁶⁾。

$$f_2 = -f_{2\max} \frac{n(-\varepsilon_2/\varepsilon'_c)}{(n-1) + (-\varepsilon_2/\varepsilon'_c)^{nk}} \quad (3)$$

$$\frac{f_{2\max}}{f'_c} = \frac{1}{1.0 + 0.27((\varepsilon_1/\varepsilon'_c) - 0.37)} \leq 1.0 \quad (4)$$

$$\varepsilon'_c = \frac{f'_c}{E_c} \left(\frac{n}{n-1} \right) \quad (5)$$

$$n = 0.8 + \frac{f_{2\max}}{17} \quad (6)$$

$$k = 1.0 \quad (-\varepsilon'_c \leq \varepsilon_2 < 0) \quad (7)$$

$$= 0.67 + \frac{f_{2\max}}{62} \quad (\varepsilon_2 < -\varepsilon'_c)$$

ここに、 ε_1 はコンクリートの主引張ひずみ、 E_c はコンクリートのヤング係数で、普通強度から高強度コンクリートまで適用可能な NewRC 総プロの式を用いる¹⁷⁾。

一方、ひび割れ要素の平均的な主引張応力 f_1 と主引張ひずみ ε_1 の関係には、テンションステイニングを考慮した式(8)を用いた⁴⁾。

$$f_1 = E_c \varepsilon_1 \quad (\varepsilon_1 < \varepsilon_{cr}) \quad (8)$$

$$= \frac{f_{cr}}{1 + \sqrt{500\varepsilon_1}} \quad (\varepsilon_1 \geq \varepsilon_{cr})$$

ここに、 f_{cr} 、 ε_{cr} はコンクリートのひび割れ発生応力とそのときのひずみであり、 f_{cr} は友澤ら¹⁸⁾が提示した回帰式 ($f_{cr} = 0.39 f'_c{}^{0.566}$) を用いる。

高強度コンクリートと鉄筋の付着性状は、普通強度 RC 部材に比べ未解明な部分が多く、式(8)の高強度 RC 部材への適用性は十分に検証されていない。しかし、この式(8)を用いた高強度 RC はりのせん断実験の再現解析において、普通強度 RC はりと同程度の精度で解析値と実験値は一致するとの報告もあることから¹³⁾、本式を RC はりの材料強度に関らず用いることにした。

本来、修正圧縮場理論は、純せん断力を受ける部材へ適用されるものだが、軸力と曲げモーメントが作用する場合でも次の仮定を設けることでその影響を考慮したせん断耐力を簡易的に算定することができる⁴⁾。

- ・ 高荷重域のせん断応力の再配分を無視し、せん断応力は断面の高さ方向に様に分布する。
- ・ 断面内の特定位置で主圧縮応力の傾き θ を計算し、その値は腹部高さ方向で一定とする。

式(3)の f_2 - ε_2 関係などに相違はあるが、幸左ら¹⁹⁾は本研究と同じくこの仮定を設け、参考文献⁴⁾に示される修正圧縮場理論のフローを普通強度 RC 模型試験体と実橋 RC 橋脚に適用することで、そのせん断耐力、帯鉄筋応力、およびひび割れ傾斜角を再現できることを報告している。

3.3 解析対象供試体

本研究では、式(2)の検討に続き、せん断補強鉄筋を有する高強度 RC はりに適用可能なせん断耐力式を構築するため、国内外で実施された高強度 RC はりのせん断実験結果を収集した。実験供試体を収集する際には、以下の条件を設けた。

- 1) コンクリート圧縮強度 60N/mm² 以上
- 2) 有効高さ 0.07m 以上
- 3) 引張鉄筋比 0.3% 以上
- 4) せん断スパン比 2.5 以上

条件 2)、3) は、Okamura and Higai²⁰⁾の研究を参考に設けた。また、せん断補強鉄筋を有する高強度 RC はりでも、せん断スパン比 2.5 未満になるとアーチ作用によるせん断耐力の大幅な増加が見られ、せん断スパン比 2.5 以上のはりとせん断耐荷機構が大きく異なることが報告されている¹²⁾。そこで本研究では、条件 4) を設け、式(1)、式(2)および修正圧縮場理論に基づきせん断耐力式を検討することにした。なお、せん断スパン比 2.5 未満の高強度 RC はりに対しては、これらをストラットタイモデルやディーブーム式に変更した検討が必要である。1)~4) の 4 つの条件に加え、修正圧縮場理論を適用するために必要な諸量が明示された実験供試体を選択した結果、表-1 の 102 体を得た。

この他に、本研究では、条件 2)~4) のもとでコンクリート圧縮強度 60N/mm² 以下を用いた RC はりのせん断実験結果も収集した。既に、普通強度 RC はりのせん断実

表-1 高強度 RC はりのせん断実験供試体

研究者	供試体数	f'_c (N/mm ²)	p_w (%)	d (m)	a/d	r (%)	f_{wy} (N/mm ²)	$r f_{wy}/100$ (N/mm ²)
Elzanaty et al ⁸⁾	1	63	3.3	0.28	4.0	0.17	379	0.65
Johnson et al ⁹⁾	1	72	2.5	0.54	3.1	0.07	479	0.34
Ozcebe et al ²¹⁾	11	61-82	2.6-4.4	0.31	3.0, 5.0	0.14-0.28	255	0.35-0.71
Roller et al ⁶⁾	10	72-125	1.6-6.7	0.56, 0.76	2.5, 3.0	0.08-1.8	407-458	0.33-8.1
Shin et al ²²⁾	4	74	3.8	0.22	2.5	0.24-0.94	414	0.99-3.9
Xie et al ²³⁾	4	90-104	4.5	0.20	3.0, 4.0	0.51-0.78	324	1.7, 2.1, 2.5
Kong et al ¹²⁾	36	64-90	1.7-4.5	0.20, 0.30	2.5-3.3	0.10-0.26	569, 632	0.60-1.5
Yoon et al ⁷⁾	6	67, 87	2.8	0.66	3.1	0.08-0.23	430	0.35-1.0
Mphonde ²⁴⁾	5	69-83	3.4	0.30	3.6	0.11-0.36	265-302	0.35, 0.69, 1.0
崔ら ²⁵⁾	7	67-104	3.0-5.0	0.18	3.5	0.12	295	0.35
下野ら ¹⁰⁾	6	93-108	2.3	0.40	3.0	0.09-0.48	814-1138	1.0-3.9
下野ら ¹¹⁾	4	75-80	2.3	0.40	3.0	0.12-0.24	982, 1048	1.3-2.4
伊藤ら ²⁶⁾	6	101, 115	1.5, 3.4	0.23, 0.25	3.0	0.45	343-382	1.5, 1.7
土屋ら ⁹⁾	1	83	1.6	1.20	3.0	0.17	339	0.57
全体	102	61-125	1.5-6.7	0.18-1.2	2.5-5.0	0.07-1.8	255-1138	0.33-8.1

※ f'_c : コンクリート圧縮強度, p_w : 引張鉄筋比, d : 有効高さ, a/d : せん断スパン比, r : せん断補強鉄筋比, f_{wy} : せん断補強鉄筋降伏強度

表-2 普通強度 RC はりのせん断実験供試体

研究者	供試体数	f'_c (N/mm ²)	p_w (%)	d (m)	a/d	r (%)	f_{wy} (N/mm ²)	$r f_{wy}/100$ (N/mm ²)
Elzanaty et al ⁸⁾	2	21, 40	2.5	0.28	4.0	0.17	379	0.65
Johnson et al ⁹⁾	5	36-56	2.5	0.54	3.1	0.07, 0.14	479	0.34, 0.69
Ozcebe et al ²¹⁾	1	58	3.5	0.31	5.0	0.14	255	0.35
Bresler et al ²⁷⁾	9	23-39	1.8-3.7	0.46	4.0-7.0	0.10, 0.15, 0.20	325	0.33, 0.48, 0.65
Shin et al ²²⁾	4	52	3.8	0.22	2.5	0.25-0.94	414	1.04-3.9
Xie et al ²³⁾	1	41	3.2	0.20	3.0	0.49	324	1.6
Mattock et al ²⁸⁾	3	24, 25, 26	3.4	0.32	3.0	0.23, 0.47	354	0.83, 1.7
Yoon et al ⁷⁾	3	36	2.8	0.66	3.1	0.08, 0.12	430	0.35, 0.50
Mphonde ²⁴⁾	7	22-60	3.4	0.30	3.6	0.11-0.36	265-302	0.35, 0.69, 1.0
Krefeld et al ²⁹⁾	20	16-48	2.2	0.46	4.0	0.06-0.17	372, 341	0.21-0.61
Johnston et al ³⁰⁾	10	22	0.78-0.87	0.30	3.0	0.10	310	0.32
Rajagopalan et al ³¹⁾	3	27, 30, 34	1.73	0.27	4.2	0.22	310, 345	0.71, 0.73
崔ら ²⁵⁾	3	40-53	3.0, 5.0	0.18	3.6	0.12	295	0.35
山谷ら ³²⁾	1	24	3.7	0.26	3.9	0.24	356	0.85
土屋ら ⁹⁾	4	28-55	1.8	0.35	3.0	0.16-0.21	746, 803	1.2, 1.4, 1.6
全体	76	16-60	0.78-5.0	0.18-0.66	2.5-7.0	0.06-0.94	255-803	0.21-3.9

※ f'_c : コンクリート圧縮強度, p_w : 引張鉄筋比, d : 有効高さ, a/d : せん断スパン比, r : せん断補強鉄筋比, f_{wy} : せん断補強鉄筋降伏強度

験は、数多くの発表がなされているが、ここでは、表-1と同じ研究機関で行われたせん断実験供試体を中心に表-2の76体を収集した。なお、これら178体のRCはりに軸圧縮力は載荷されていない。

3.4 修正圧縮場理論による最大せん断力時のせん断補強鉄筋作用平均応力と圧縮斜材角の検討

修正圧縮場理論により得られる最大せん断力時のせん断補強鉄筋の平均応力を $f_{v,m}(\leq f_{wy})$ 、主圧縮応力の傾きを θ_m 、主引張応力を $f_{1,m}$ とすると、せん断耐力 V_{MCFT} は式(9)で与えられる。

$$V_{MCFT} = V_{c,MCFT} + V_{s,MCFT} \quad (9)$$

$$V_{c,MCFT} = f_{1,m} b_w j d \cot \theta_m \quad (10)$$

$$V_{s,MCFT} = \frac{A_w f_{v,m}}{s} j d \cot \theta_m \quad (11)$$

ここに、 $V_{c,MCFT}$ および $V_{s,MCFT}$ はそれぞれコンクリートおよびせん断補強鉄筋負担せん断耐力、 A_w はせん断補強鉄筋一組の断面積、 s はせん断補強鉄筋間隔、 $j d$ は抵抗偶力のアーム長、である。

表-1に示される下野ら¹¹⁾による供試体 No.4(f'_c : 79.5N/mm², f_{wy} : 982N/mm², a/d : 3.0)とXieら²³⁾による供試体 NHW-3b(f'_c : 103N/mm², f_{wy} : 324N/mm², a/d : 3.0)に対し、修正圧縮場理論により得られる V_{MCFT} 、 $V_{c,MCFT}$ および $V_{s,MCFT}$ を求めた結果を図-1および図-2に示す。なお、各検討断面位置は、荷重載荷位置からモーメント減少方向に1d離れた位置としている。両供試体はともに、腹部のコンクリートの圧縮強度に関する制約条件 $f_2 \leq f_{2,max}$ により最大せん断力が決定されており、特にせん断補強鉄筋に高強度鉄筋を使用した下野らの供試体 No.4は、せん断補強鉄筋の平均応力 $f_{v,m}$ が最大せん断力

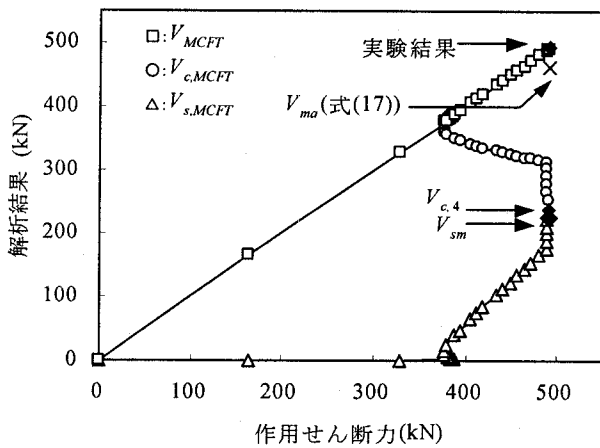


図-1 解析結果の一例(供試体 No.4¹¹⁾)

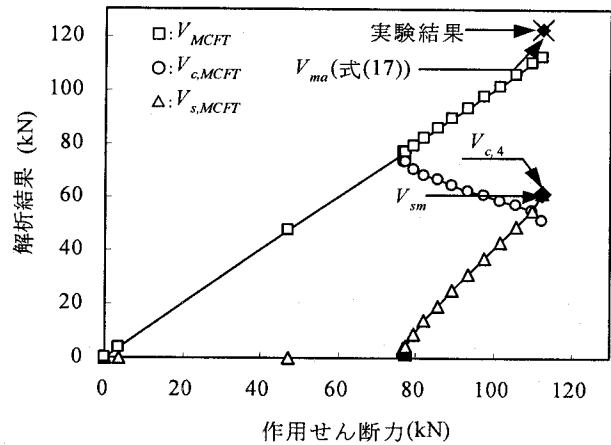


図-2 解析結果の一例(供試体 NHW-3b²³⁾)

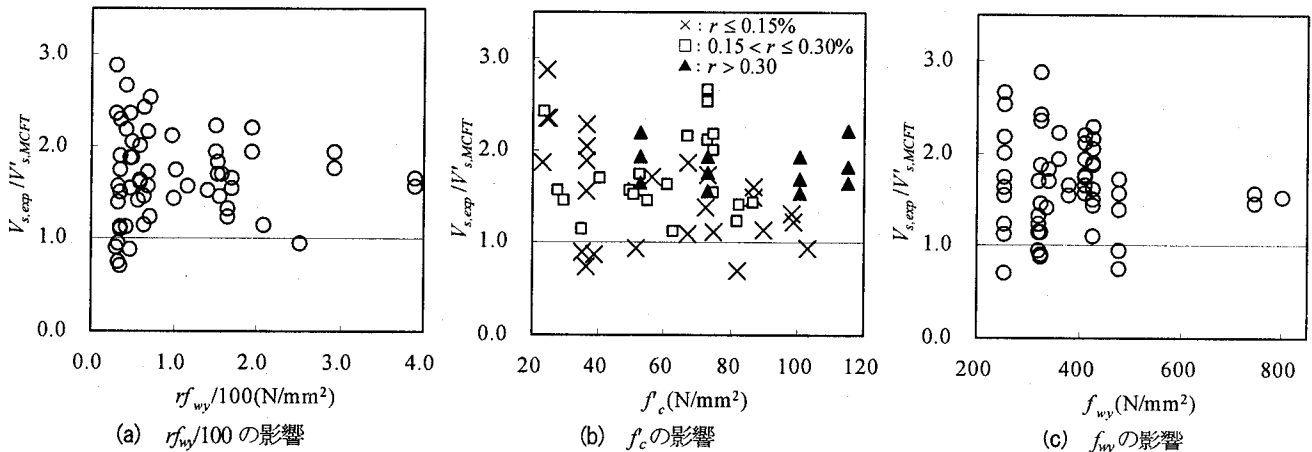


図-3 式(12), (13)の精度検証

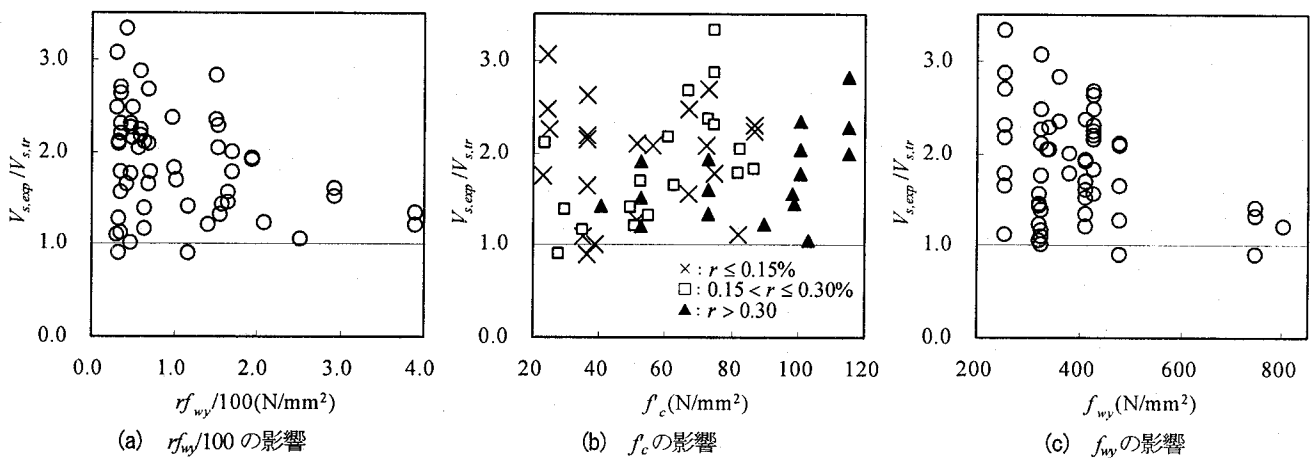


図-4 式(14)の精度検証

時に降伏強度に達していない。

実験から得られた両供試体のせん断耐力は、供試体 No.4 が 494kN、供試体 NHW-3b が 112kN であり、解析値は概ね実験結果を再現している。なお、表-1 および表-2 の全 178 体に対し、修正圧縮場理論による(実験値)/(解析値)を求めると、平均 1.02、変動係数 20.7%であり、普通強度から高強度 RC はりまで精度良く実験結果を再現できることが確認された。

修正圧縮場理論を用いた RC はりのせん断解析では、例

えば、i)主圧縮応力の傾きが小さく $V_{s,MCFT}$ が大きく評価されるときには、主引張ひずみが大きくなり、結果として $V_{c,MCFT}$ が小さく評価される、あるいは、ii)コンクリート圧縮強度が大きくなると、 θ_m が小さくなることでせん断補強鉄筋負担せん断耐力 $V_{s,MCFT}$ も大きくなる、など、 V_{MCFT} の値は各パラメータが相互に影響し合い複雑に変化する。しかし、 $V_{s,MCFT}$ に関するせん断補強鉄筋の平均応力 $f_{v,m}$ と主圧縮応力の傾き θ_m は、修正圧縮場理論による解析結果に対する回帰分析により、それぞれ式(12)お

よび式(13)で近似された。

$$f_{v,m} = \min \left[160 \left(\frac{f'_c}{r} \right)^{1/3}, 70 f'_c{}^{3/5} \right] \leq f_{wy} \quad (12)$$

$$\theta_m = \frac{3}{5} r^{1/6} \left(\frac{f_{v,m}}{f'_c} \right)^{1/4} \left(\frac{s}{d} \right)^{1/25} \quad (\text{単位: rad}) \quad (13)$$

ここで、 r はせん断補強鉄筋比(%)であり、 f'_c 、 $f_{v,m}$ の単位は N/mm^2 である。

せん断補強鉄筋に高強度鉄筋を用いた場合には $f_{v,m} = f_{wy}$ とならない場合が見られ、 $f_{v,m}$ はせん断補強鉄筋の降伏強度の他、せん断補強鉄筋比、コンクリート圧縮強度の関数となった。なお、修正圧縮場理論は、図-1 の下野らの供試体 No.4 のように、 f_{wy} が 1000N/mm^2 近くのせん断補強鉄筋を用いた供試体に対しても精度良くその実験結果を再現した。そこで、 $f_{wy} = 700\text{N/mm}^2$ 以上のせん断補強鉄筋を用いた供試体が少ないことに対処するため、両式を定式化するには、表-1 の実験結果の他に高強度なせん断補強鉄筋を用いた供試体も想定し、それに修正圧縮場理論を適用した結果を考慮している。

表-1 および表-2 のうち、斜めひび割れ発生荷重 $V_{c,exp}$ が明記されている供試体が 59 体 (f'_c : $23 \sim 115\text{N/mm}^2$, f_{wy} : $255 \sim 803\text{N/mm}^2$) がある。ここでは、実験時の最大作用せん断力 $V_{s,exp}$ とこの $V_{c,exp}$ の差をせん断補強鉄筋による負担せん断力 $V_{s,tr}$ とし、それと $f_{v,m}$ および θ_m を式(11)に代入して得られる $V'_{s,MCFT}$ との比 ($V_{s,exp}/V'_{s,MCFT}$) を検証した。結果を図-3 に示す。比較のため、せん断補強鉄筋負担せん断耐力として国内外の多くの設計規準類で用いられる式(14)の $V_{s,tr}$ による ($V_{s,exp}/V_{s,tr}$) を検証した結果を図-4 に示す。なお、両図を得る際には、 $jd = d/1.15$ とした。

$$V_{s,tr} = \frac{A_w f_{wy}}{s} jd \quad (14)$$

斜めひび割れ発生荷重は、目視やスターラップのひずみゲージの測定値から研究者ごとに判断されたものであり、かなりのばらつきを含むものである。この影響もあり、($V_{s,exp}/V'_{s,MCFT}$) と ($V_{s,exp}/V_{s,tr}$) とともに、非常に大きなばらつきが含まれ、また、 $V_{s,exp}$ はトラス作用以外のせん断抵抗も含まれるため、 $V'_{s,MCFT}$ や $V_{s,tr}$ は $V_{s,exp}$ を過小評価する結果となった。

しかし、($V_{s,exp}/V'_{s,MCFT}$) は $rf_{wy}/100$ 、 f'_c 、および f_{wy} の大きさに対し、特別な精度の偏りは生じていないのに対し、 $V_{s,tr}$ は $V_{s,exp}$ を $rf_{wy}/100$ の小さい領域で過小評価する傾向が現れている。 $V_{s,tr}$ の精度が r に依存することは従来指摘されるところであるが⁹⁾、 $V_{s,tr}$ は f_{wy} に対しても同様に、せん断補強鉄筋が高強度になるにつれ $V_{s,exp}$ を過大評価する傾向が現れる(図-4(c))。また、図-4(b)に示されるとおり、 f'_c に関しては、 r の大きさが 0.15% 以上の供試体に着目すると、 f'_c が大きい領域で $V_{s,tr}$ は $V_{s,exp}$ を過小評価する傾向が現れている。前述したように、ある程度のせん断補強鉄筋量を含む供試体では、 f'_c の増加はそのせん断耐力の増加に寄与することが報告されているが、 f'_c の大きさに関らず圧縮斜材角 45 度を仮定する式(14)では

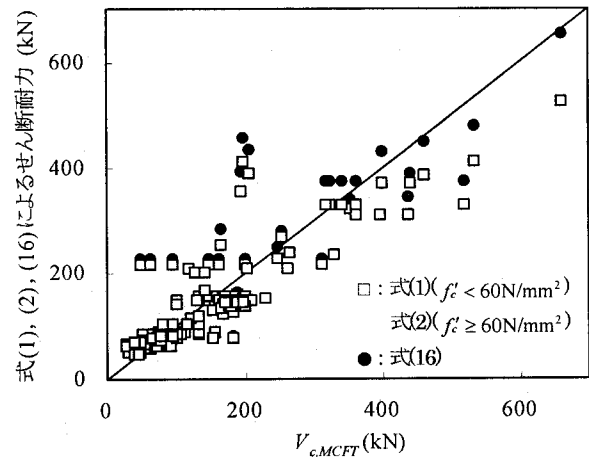


図-5 各せん断耐力式と $V_{c,MCFT}$ の比較

その傾向は捉えられない。

$f_{v,m}$ と θ_m より求められる $V'_{s,MCFT}$ は、他のパラメータに着目した検討でも同様に特別な精度の偏りは見られないことから、 $V'_{s,MCFT}$ により、普通強度から高強度 RC はりを対象に、供試体の各諸元の大きさが $V_{s,exp}$ に与える影響を評価可能と判断する。一方、式(14)の $V_{s,tr}$ は、コンクリート圧縮強度やせん断補強鉄筋降伏強度、また、せん断補強鉄筋比の大きさにより実験値と $V_{s,tr}$ の差に違いが見られ、供試体毎に確保される安全マージンは異なる。

以降では、この式(12)、式(13)をもとに、普通強度から高強度 RC はりまで適用可能なせん断耐力式を提案する。

4. 普通強度から高強度までの RC はりに適用可能なせん断耐力式および部材係数の提案

4.1 普通強度から高強度までの RC はりに適用可能なせん断耐力式

修正圧縮場理論では、 $V_{s,MCFT}$ の他に、ひび割れ間のコンクリートの引張抵抗による式(10)の $V_{c,MCFT}$ を考慮する。この理論では、主引張応力の最大値を計算する際に用いるコンクリートのひび割れ間とひび割れ位置の力の釣合式において、ひび割れ面でのかみあいによるせん断抵抗は考慮されるが⁴⁾、その他、鉄筋のダウエル作用によるせん断抵抗への寄与などは取り込まれていない。しかし、前記したように、修正圧縮場理論による解析値は、表-1、表-2 の全 178 体に対し、十分な精度でそのせん断耐力を予測できることから、式(12)と式(13)と同様に、 $V_{c,MCFT}$ の簡易式を構築することで、コンクリート圧縮強度やせん断補強鉄筋降伏強度に関らず適用可能なせん断耐力式を得ることができる。

ここで、 $V_{c,MCFT}$ に関する $f_{1,m}$ の最大せん断力時の値を直接回帰することも試みたが、全 178 体の $V_{c,MCFT}$ と各供試体諸元の関係を整理した結果、 r の大きさによる精度の偏りが若干生じているが、 $V_{c,MCFT}$ は式(1)や式(2)で得られるせん断耐力と概ね対応することが確認された。全 178 体の式(1)および式(2)によるせん断耐力と $V_{c,MCFT}$ の関係を図

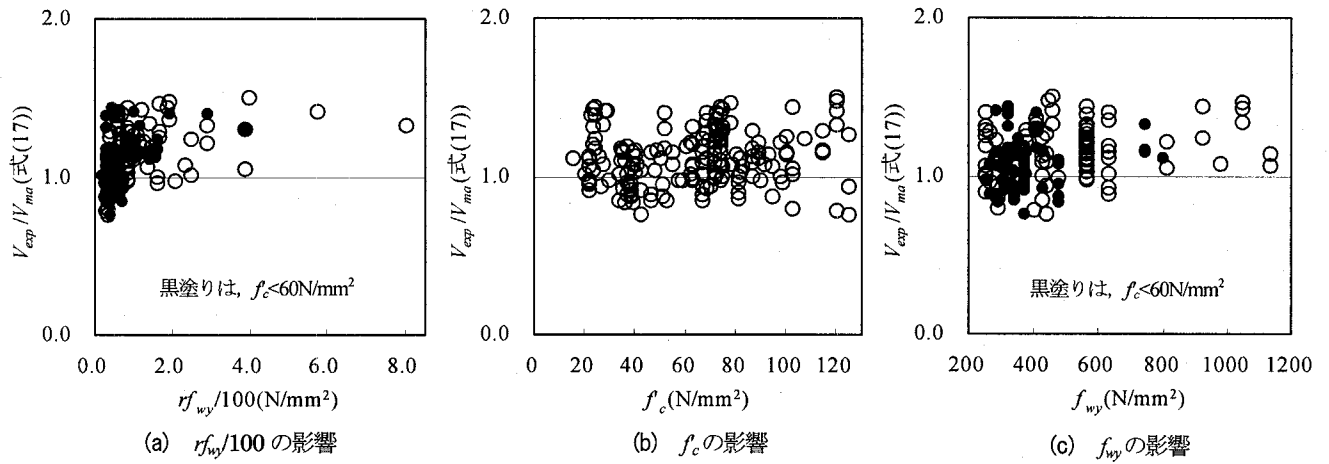


図-6 式(17)の精度検証

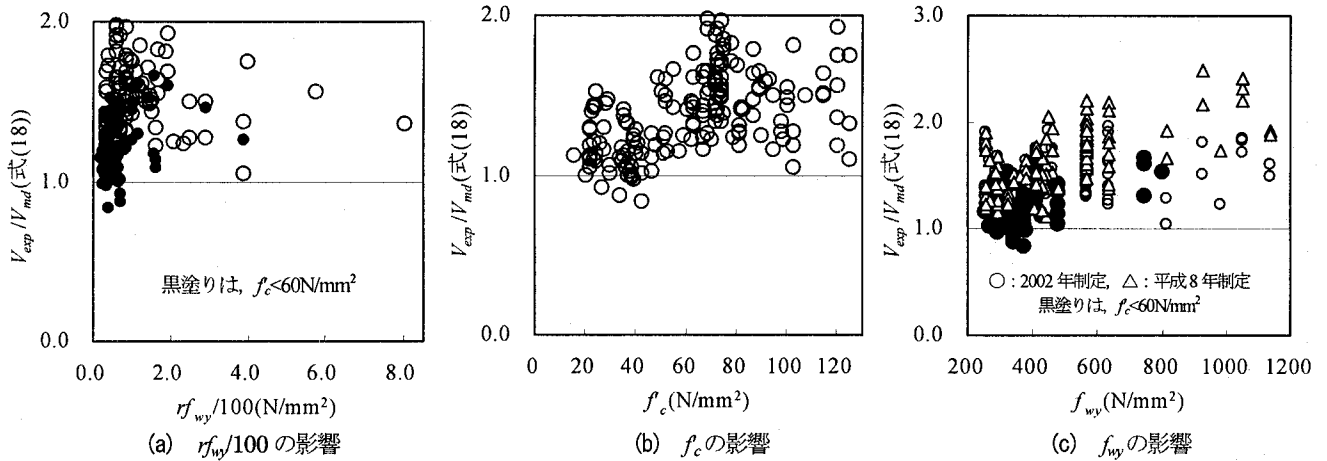


図-7 式(18)の精度検証

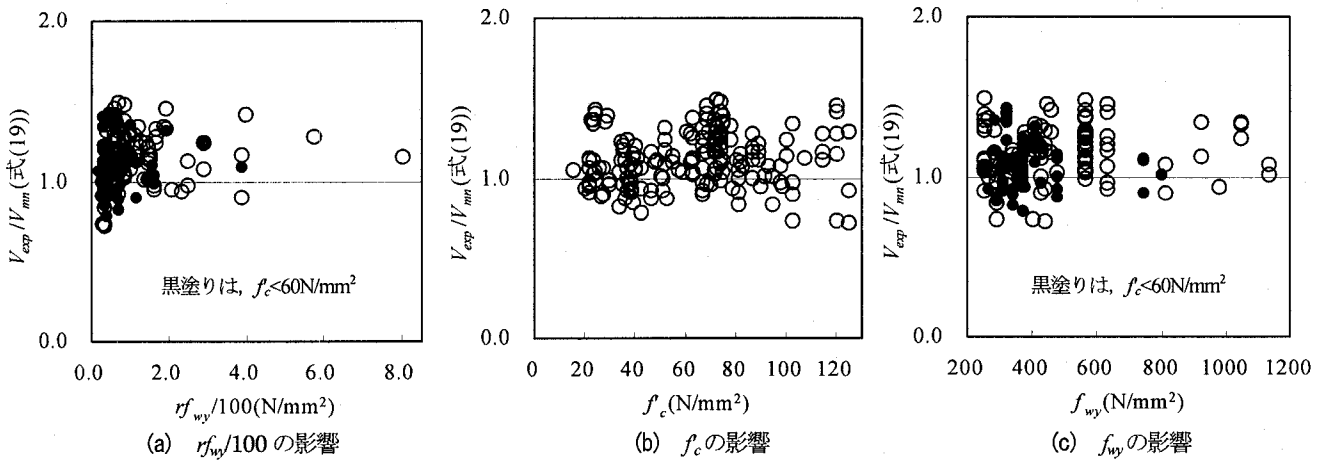


図-8 式(19)の精度検証

-5に示す。

一方、せん断補強鉄筋を有するRCはりでは、最小せん断補強鉄筋量以上が与えられれば、式(2)で考慮したような高強度RCはりで出現する大きな寸法効果は消失するとの指摘がある^{7),14),33)}。そこで、式(2)において、有効高さの影響を考慮する項を二羽式と同じく $d^{-1/4}$ にし、参考文献²⁾のせん断補強鉄筋のない全80体の供試体に対して式(2)を再評価した結果、式(15)を得た。

$$V_{c,3} = 0.80d^{-1/4}p_w^{1/3}[0.75 + 1.4/(a/d)]b_wd \quad (15)$$

なお、式(15)による全80体の(実験値)/(平均値)の平均は1.02、変動係数は21.2%である。さらに、二羽式は、コンクリート圧縮強度 f_c が66N/mm²までの実験供試体を基に回帰されていることから、二羽式の f_c の上限値を64N/mm²とすると、せん断補強鉄筋のないせん断耐力式は f_c の大きさに問わず式(16)でまとめることができる。

$$V_{c,4} = f_{vc}d^{-1/4}p_w^{1/3}[0.75 + 1.4/(a/d)]b_wd \quad (16)$$

ここに、 $f_{vc} = 0.2f_c^{1/3} \leq 0.8$

式(16)では、式(2)に比べ、有効高さの大きいせん断補強

鉄筋のない高強度 RC はりのせん断耐力を過大評価することになるが、式(1)と式(2)から計算されるせん断耐力が整合する f_c の大きさが有効高さにより異なることを避けられる。また、図-5に示されるように、式(1)や式(2)を用いた場合に比べ、 $V_{c,MCFT}$ と式(16)のせん断耐力の差に大きな変化は生じないことから、せん断補強鉄筋を有する RC はりに限り、コンクリート負担せん断耐力を算定する際には式(16)を用いる。

以上より、本研究では、コンクリート圧縮強度 130 N/mm²、せん断補強鉄筋降伏強度 1200N/mm²までを用いた RC はりのせん断耐力式として式(17)を提案する。

$$V_{ma} = V_{c,4} + V_{sm} \quad (17)$$

$$= f_{vc} d^{-1/4} p_w^{1/3} [0.75 + 1.4(a/d)] b_w d + \frac{A_w f_{v,m}}{s} j d \cot \theta_m$$

ここに、 $f_{vc} = 0.2 f_c^{1/3} \leq 0.8$ であり、 θ_m と $f_{v,m}$ はそれぞれ式(12)と式(13)で計算する。

修正圧縮場理論による解析結果($V_{s,MCFT}$ 、 $V_{c,MCFT}$ および V_{MCFT})と提案式より得られるせん断耐力(V_{sm} 、 $V_{c,4}$ および V_{ma})の関係の一例は、図-1と図-2に示されている。

4.2 既往のせん断実験結果を用いた精度検証

式(17)によるせん断耐力と表-1、表-2の実験結果を比較する。その際には、式(18)および式(19)より得られるせん断耐力と実験結果との比較も行った。

$$V_{md} = f_{vcd} \beta_d \beta_p d^{-1/4} p_w^{1/3} b_w d + \frac{A_w f_{wyd}}{s} j d \quad (18)$$

$$V_{mn} = 0.20 f_c^{1/3} d^{-1/4} p_w^{1/3} [0.75 + 1.4(a/d)] b_w d + \frac{A_w f_{wy}}{s} j d \quad (19)$$

ここに、 $f_{vcd} = 0.20 f_c^{1/3} \leq 0.72$ である。 $\beta_d = d^{-1/4}$ 、 $\beta_p = p_w^{1/3}$ であり、 $\beta_d, \beta_p < 1.5$ である。 f_{wyd} はせん断補強鉄筋降伏強度であり、 f_c が60N/mm²までは400N/mm²、それ以上のときは800N/mm²を上限とする。

式(18)は、2002年制定の土木学会コンクリート標準示方書¹⁾に準拠したものである。式(19)は、コンクリート負担せん断耐力を二羽式としたものであり、以降の検討では、コンクリート圧縮強度の大きさに問わず、 f_c の値をそのまま代入する。 f_{wy} も、供試体のせん断補強鉄筋降伏強度をそのまま代入する。なお、式(17)~(19)で $j=d/1.15$ とする。式(17)~(19)より得られる計算値と実験値の比(実験値)/(計算値)と $rf_{wy}/100$ 、 f'_c 、および f_{wy} の関係を図-6~図-8に示す。また、(実験値)/(計算値)の平均値および変動係数の一覧を表-3に示す。

図-6より、修正圧縮場理論によるせん断補強鉄筋負担せん断耐力 $V_{s,MCFT}$ の結果を平均的に再現する式(12)の $f_{v,m}$ と式(13)の θ_m を用い、また、その他のコンクリート負担せん断耐力をせん断補強鉄筋のない RC はりのせん断実験結果に対する回帰分析で定めた式(16)を用いることで、コンクリート圧縮強度やせん断補強鉄筋降伏強度の大きさに問わず、普通強度から高強度 RC はりのせん断耐力を精度良く算定できることが確認される。なお、表-1の102体に対する(実験値)/ V_{ma} は、平均1.14(変動係数

表-3 各せん断耐力算定式の精度検証

		全データ (178 体)	表-1 (102 体)	表-2 (76 体)
提案式 (式(17))	平均	1.11	1.14	1.07
	変動係数	15.3%	14.7%	15.5%
式(18)	平均	1.38	1.51	1.20
	変動係数	18.5%	14.2%	15.2%
式(19)	平均	1.11	1.14	1.06
	変動係数	14.8%	14.7%	13.8%

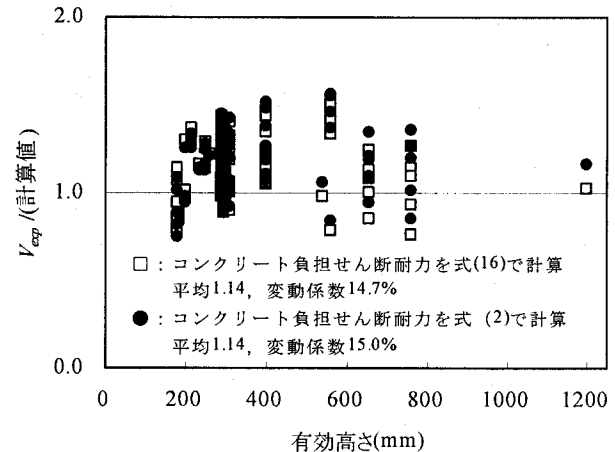


図-9 有効高さの影響

14.7%)であり、表-2の76体では平均1.07(変動係数15.5%)である。

提案したせん断耐力式(式(17))は、コンクリート負担せん断耐力を式(16)の $V_{c,4}$ とし、せん断補強鉄筋のない高強度 RC はりで観察される大きな寸法効果の影響を普通強度 RC はりと同じく $d^{-1/4}$ で評価している。そこで、 f_c が60N/mm²以上の供試体を対象に、式(17)の $V_{c,4}$ を式(2)の $V_{c,2}$ とした検討を行い、せん断補強鉄筋を有する高強度 RC はりにおける寸法効果を考察する。表-1の高強度 RC はり102体に対し、提案式によるせん断耐力 V_{ma} と、式(17)で $V_{c,4}$ を $V_{c,2}$ としたせん断耐力 V'_{ma} から得られる(実験値)/(計算値)を評価した。結果を図-9に示す。

有効高さ500mm以上の供試体が少なく、明確な結論を得るには至らないが、式(16)を用いても、せん断補強鉄筋のない高強度 RC はりで観察された、有効高さの増加に伴う明らかな危険側の評価の傾向は見られない。この102体の(実験値)/ V_{ma} の平均は1.14、変動係数は14.7%に対し、(実験値)/ V'_{ma} の平均は1.14、変動係数は15.0%である。せん断補強鉄筋のない RC はりでは、引張鉄筋の付着作用によるひび割れ分散効果が小さい有効高さの大きい高強度 RC はりで、高強度コンクリート特有のひび割れの局所化が顕著に現れ、その結果として高強度 RC はりは普通強度 RC はりに比べ寸法効果が大きくなることが指摘されている³⁴⁾。一方、せん断補強鉄筋を有する RC はりでは、せん断補強鉄筋の存在により、斜めひび割れの発生直後に破壊とはならず、その後も第2、第3の斜めひび割れが発生し荷重が増加する⁵⁾。そのため、せん断

補強鉄筋のない高強度 RC はりで生じるひび割れの局所化の影響は小さくなり、結果として、高強度 RC はりの寸法効果を普通強度 RC はりと同じく $d^{-1/4}$ で評価しても、危険側の結果を与えなかったと推察される。

図-7 より、現行の土木学会コンクリート標準示方書により得られる式(18)の V_{md} は、実験結果を安全側に評価しており、これを部材係数で除した値が実験値を上回る危険度は非常に小さく設定されていることが確認される。ただし、図-7(b)に示すとおり、コンクリート圧縮強度 f_c が大きくなるにつれ、(実験値)/ V_{md} は増加傾向にあり、結果として、表-1 の 104 体に対する(実験値)/ V_{md} の平均値(1.51)は表-2 の 76 体の平均値(1.20)に比べかなり大きくなっている。式(18)の設定は、高強度 RC はりの使用実績の少なさを反映したものと考えられ、今後、さらに実験データを蓄積し、普通強度 RC はりで確保される安全マージンと同程度の水準に収束させていくことが求められる。なお、図-7(c)には、平成 8 年制定のコンクリート標準示方書³⁵⁾における f_{wyd} の規定(コンクリート圧縮強度に関らず、 f_{wyd} の上限値は 400N/mm^2)に準拠して計算した(実験値)/ V_{md} も示した。これより、2002 年制定のコンクリート標準示方書における f_c の大きさを考慮した f_{wyd} の上限値の見直しにより、せん断補強鉄筋降伏強度の大きい領域で過度に安全側の評価を与える傾向が是正されていることが確認される。

コンクリート圧縮強度の大きさに関わらずコンクリート負担せん断耐力を二羽式で求める式(19)のせん断耐力 V_{mm} は、提案式(式(17))と同程度に実験結果を良好に再現している。せん断補強鉄筋のない高強度 RC はりでは、コンクリート圧縮強度 f_c の増加に対するせん断耐力の増加は見られず、二羽式(式(1))に f_c をそのまま代入すると危険側の評価²⁾となるのに対し、図-8(b)は、提案式から得られる図-6(b)とほぼ同様の傾向を示しており、 f_c が 60N/mm^2 以上の領域で危険側の評価に偏る傾向は見られない。これは、コンクリート圧縮強度のみが変化する場合、その増分量 Δf_c に対するせん断耐力の増分は、式(17)では $\cot \theta_m$ の変化で表され、式(19)では $f_c^{1/3}$ の変化で表される。実は、この $(\cot \theta_m \text{ の変化}) / (f_c^{1/3} \text{ の変化})$ が Δf_c の大きさに関らずほぼ一定となるため、式(17)と式(19)で得られるせん断耐力は同程度の値となる。

結果として、コンクリート圧縮強度に関らず二羽式を使用し、せん断補強鉄筋の降伏と圧縮斜材角 45 度を仮定したトラス理論によるせん断補強鉄筋負担せん断耐力をそれに加えることで、式(17)と同等の結果を得る。ただし、図-6(c)と図-8(c)の比較から分かるように、せん断補強鉄筋降伏強度 700N/mm^2 以上の領域で、式(19)は、式(17)に比べ実験値を過大に評価する傾向が示されている。今後、この領域の実験結果の補充が必要であるが、式(19)でもせん断補強鉄筋の降伏強度に対し、式(12)に対応するある一定の上限値を設ける必要がある。また、図-8 では、明確にその影響を確認できないが、せん断補

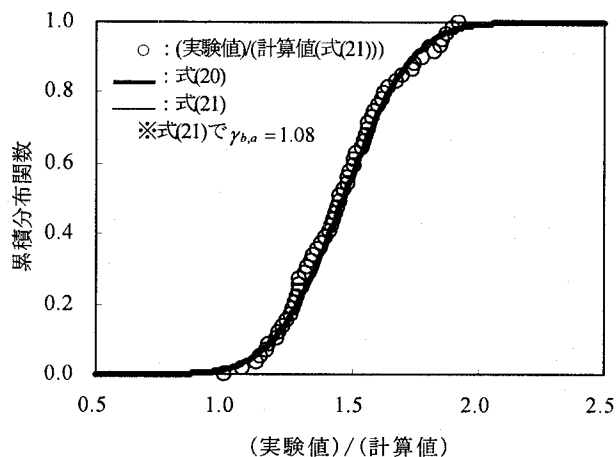


図-10 式(21)に用いる部材係数の検討

強鉄筋量が少ないと、せん断補強鉄筋のない高強度 RC はりで見られる二羽式の実験値を過大評価する傾向が現れると推察される。今後、高強度 RC はりに式(19)を適用する場合には、前述した既往の研究で行われたように、普通強度 RC はりよりも大きな最小せん断補強鉄筋量の規定を検討する必要がある。

4.3 部材係数の検討

ここでは、式(2)を提案した際に行った部材係数の検討²⁾を式(17)に対して行い、式(17)から設計せん断耐力 V_{md} を算定するための部材係数を提示する。この部材係数は、式(18)に 2002 年制定の土木学会コンクリート標準示方書で規定する部材係数を適用した式(20)の設計せん断耐力 V_{md} が実験値を上回る危険度 pf_k を基に設定する。これは、信頼性設計における安全性基準(許容破壊確率)をキャリブレーションに基づき設定する考え³⁶⁾と同じであり、この pf_k の値が十分容認されているとの前提に立つ。

$$V_{md,d} = f_{cd} \beta_d \beta_p d^{-1/4} p_w^{1/3} b_w d / 1.3 + A_w f_{wyd} j d / 1.1s \quad (20)$$

式(20)の部材係数の値は、部材の重要度、破壊性状等の要因を考慮して定められたと考えられるが¹⁾、ここでは、計算上の不確実性のみに着目し、式(17)に適用する部材係数を決定する。 pf_k の値は、従来使用されてきた普通強度 RC はりから算定する。具体的には、せん断補強鉄筋に高強度鉄筋を用いた土屋⁹⁾の供試体を除いた表-2 の 72 体の(実験値)/(計算値(式(20)))の平均値と標準偏差を持つ確率変数 X_1 が正規分布に従うとし、 $pf_k = F_1(1.0)$ として求める。ここに、 F_1 は X_1 の累積分布関数である。そして、式(17)を式(20)と同形にした式(21)に対し、表-1 および表-2 の全 178 体の(実験値)/(計算値(式(21)))の平均値と標準偏差を持つ確率変数 X_2 が正規分布に従うと仮定し、 $F_2(1.0) = F_1(1.0)$ となる部材係数 $\gamma_{b,a}$ を定めた結果、 $\gamma_{b,a} = 1.08$ を得た。ここに、 F_2 は X_2 の累積分布関数である。

$$V_{md,d} = (V_{c,4} / 1.3 + V_{sm} / 1.1) / \gamma_{b,a} \quad (21)$$

F_1 , F_2 , および全 178 体に対し $\gamma_{b,a} = 1.08$ とした(実験値)/(計算値(式(21)))を図-10 に示す。実験データと累積分布関数 F_2 は良く対応することが確認され、 F_1 と F_2 は、その

統計量が概ね一致することからほとんど重なっている。式(2)に適用する部材係数は、(実験値)/(計算値)の平均が 1.02、変動係数が 8.2%もの精度を有する二羽式から pf_k を定めた結果、非常に大きな値となった。一方、せん断補強鉄筋を有する RC はりでは、表-3 に示されるように、式(17)と式(18)のばらつきは概ね一致していることから、 $F_2(1.0)=F_1(1.0)$ となる $\gamma_{b,a}$ はそれほど大きな値とはならない。なお、普通強度 RC はりに対しても、式(21)では、式(20)で考慮する部材係数の他に $\gamma_{b,a}$ を用いることになるが、式(17)と式(18)の表-2 の供試体に対する(実験値)/(計算値)の平均値に差があるため、実際には、式(20)と式(21)から算定される普通強度 RC はりの設計せん断耐力は同等の値となる。

前述したように、高強度 RC はりは、普通強度 RC はりに比べその実験量が不足しており、そのため、式(18)を高強度 RC はりに適用した場合には、普通強度 RC はりに比べ(実験値)/(計算値)の平均が大きくなるように設定されていると推察される。今後、高強度 RC はりのせん断実験結果のさらなる蓄積が求められるが、本研究の検討範囲では、収集した 178 体を基に提案した式(21)で $\gamma_{b,a}=1.08$ を用いれば、供試体諸元や材料強度によらず、従来の普通強度 RC はりで確保されてきた pf_k を RC はりに付与することができ、コンクリートやせん断補強鉄筋の高強度化が RC はりの設計せん断耐力の増加に直接的に反映される。

5. 結論

本研究により得られた結論を以下に示す。

- (1) 普通強度から高強度 RC はりまでを対象とした既往のせん断実験結果(供試体数: 178 体)を収集した。これを修正圧縮場理論により解析し、その結果を回帰分析することにより、主圧縮応力の傾き θ_m とせん断補強鉄筋の平均応力 $f_{v,m}$ の近似式を得た。この θ_m と $f_{v,m}$ から計算されるせん断補強鉄筋負担せん断耐力に、せん断補強鉄筋のない RC はりのせん断耐力を加えることにより、コンクリート圧縮強度 130N/mm²、せん断補強鉄筋降伏強度 1200N/mm² までの広範な材料強度の組合せからなる RC はりに適用可能なせん断耐力式(式(17))を提案した。
- (2) 提案したせん断耐力算定式の精度を検証した。その結果、RC はりのコンクリート圧縮強度、せん断補強鉄筋降伏強度、せん断補強鉄筋比などのパラメータに対し、特別な精度の偏りは見られず、全 178 体に対し、(実験値)/(計算値(式(17)))は、平均 1.11、変動係数 15.3%を確保した。また、提案式では、せん断補強鉄筋のない高強度 RC はりで現れる大きな寸法効果の影響を考慮せず、普通強度 RC はりと同様にそれを $d^{-1/4}$ で評価しているが、収集したせん断実験結果による検証から、この仮定は危険側の評価を与えないことが確認された。
- (3) 現行の土木学会コンクリート標準示方書のせん断耐力式は、実験結果を安全側に評価しており、これに部材係数を用いることにより、実験値を上回るせん断耐力

を算定する危険度は非常に小さく設定されていることを確認した。なお、コンクリート圧縮強度が高い領域で、より安全側のせん断耐力が算定されるなど、供試体諸元により確保される安全マージンが異なることが示された。また、コンクリート圧縮強度に関らず二羽式を使用し、せん断補強鉄筋の降伏と圧縮斜材角 45 度を仮定したトラス理論によるせん断補強鉄筋負担せん断耐力をそれに加えることで、提案式とほぼ同じ結果が得られることが確認された。ただし、せん断補強鉄筋の降伏強度が大きい領域で実験値を過大に評価する傾向が現れるため、今後、その上限値に関する検討が必要である。

(4) 既往のせん断耐力式において、規定される部材係数を使用した上でも実強度を上回るせん断耐力が算定される危険度を基準として、提案式から設計せん断耐力を算定する際に用いる部材係数を評価した。

なお、式(17)は、表-1 と表-2 の供試体を対象とした修正圧縮場理論による解析結果を反映したものであることから、その適用範囲は、コンクリート圧縮強度 f'_c : 15~130N/mm²、せん断補強鉄筋降伏強度 f_{wy} : 255~1200 N/mm²、せん断スパン比: 2.5~7.0、せん断補強鉄筋比 r : 0.06~1.76%と考える。ただし、 r が 0.4%以上、 d が 500mm 以上、 f_{wy} が 700N/mm² 以上の供試体のせん断実験は少なく、今後、実験結果を補充し、その上で式(17)を再検証する必要がある。

参考文献

- 1) 土木学会: コンクリート標準示方書 [2002 年制定] 構造性能照査編, 2002.
- 2) 鈴木基行, 秋山充良, 王衛倫, 佐藤成禎, 前田直己, 藤澤豊: コンクリート圧縮強度 130MPa までを対象とした腹鉄筋のない RC はりのせん断強度式, 土木学会論文集, No.739/V-60, pp.75-91, 2003.
- 3) 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, 第375号, V-5, pp.167-176, 1986.
- 4) Collins, M. P. and Mitchell, D.: Prestressed concrete structures, Prentice Hall, 1991.
- 5) Johnson, M.K. and Ramirez, J.A.: Minimum shear reinforcement in beams with higher strength concrete, ACI Structural Journal, Vol.86, No.4, pp.376-382, 1989.
- 6) Roller, J.J. and Russell, H.G.: Shear strength of high-strength concrete beams with web reinforcement, ACI Structural Journal, Vol.87, No.2, pp.191-198, 1990.
- 7) Yoon, Y.S., Cook, W.D. and Mitchell, D.: Minimum shear reinforcement in normal, medium, and high-strength concrete beams, ACI Structural Journal, Vol.93, No.5, pp.576-584, 1996.
- 8) Elzanaty, A.H., Nilson, A.H. and Slate, F.O.: Shear capacity of reinforced concrete beams using high-strength concrete, ACI Journal, Vol.83, No.2, pp.290-296, 1986.
- 9) 土屋智史, 三島徹也, 前川宏一: 高強度構成材料を用いた RC

- 梁部材のせん断破壊と数値性能評価, 土木学会論文集, No.697/V-54, pp.65-84, 2002.
- 10) 下野一行, 佐藤勉, 松岡茂: 高強度材料を用いた RC 梁部材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.20, No.2, pp.1039-1044, 1998.
 - 11) 下野一行, 柏原茂, 佐藤勉, 松岡茂: 高強度材料を用いた RC 梁部材のせん断耐力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.21, No.3, pp.175-180, 1999.
 - 12) Kong, P. Y. L. and Rangan, B. V.: Shear strength of high-performance concrete beams, ACI Structural Journal, Vol.95, No.6, pp.677-688, 1998.
 - 13) Collins, M. P., Mitchell, D., Adebar, P. and Vecchio F. J.: A general shear design method, ACI Structural Journal, Vol.93, No.1, pp.36-45, 1996.
 - 14) Collins, M. P., Kuchma, D.: How safe are our large, lightly reinforced concrete beams, slabs, and footings?, ACI Structural Journal, Vol.96, No.4, pp.482-490, 1999.
 - 15) 三方康弘, 井上晋, 小林和夫, 仁枝保: PC はり部材のせん断耐力に及ぼすプレストレスの効果, 土木学会論文集, No.669/V-50, pp.149-159, 2001.
 - 16) Vecchio, F. J. and Collins, M. P.: Compression response of cracked reinforced concrete, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol.119, No.12, pp.3590-3610, 1993.
 - 17) (財)国土開発技術研究センター: NewRC 研究開発概要報告書 平成4年度, 建設省総合技術開発プロジェクト, 1993.
 - 18) 友澤史紀, 野口貴文, 小野山貴造: 高強度・超高強度コンクリートの基礎的力学特性に関する調査, 日本建築学会大会学術講演梗概集 A(中国), pp.497-498, 1990.
 - 19) 幸左賢二, 小林和夫, 安田扶律, 水田崇志: 修正圧縮場理論による大型 RC 橋脚のせん断耐力評価, 土木学会論文集, No.620/V-43, pp.71-81, 1999.
 - 20) Okamura, H. and Higai, T.: Proposed design equation for shear strength of reinforced concrete beams without web reinforcement, Proceeding of JSCE, No.300, pp.131-141, 1980.
 - 21) Ozcebe, G., Ersoy, U. and Tankut, T.: Evaluation of minimum shear reinforcement requirements for higher strength concrete, ACI Structural Journal, Vol.96, No.3, pp.361-368, 1999.
 - 22) Shin, S.W., Lee, K.S., Moon, J. and Ghosh, S.K.: Shear strength of reinforced high-strength concrete beams with shear span-to-depth ratios between 1.5 and 2.5, ACI Structural Journal, Vol.96, No.4, pp.549-556, 1999.
 - 23) Xie, Y.L., Ahmad, S.H., Yu, T., Hino, S. and Chung, W.: Shear ductility of reinforced concrete beams of normal and high-strength concrete, ACI Structural Journal, Vol.91, No.2, pp.140-149, 1994.
 - 24) Mphonde, A. G.: Use of stirrup effectiveness in shear design of concrete beams, ACI Structural Journal, Vol.86, No.5, pp.541-545, 1989.
 - 25) 崔益暢, 田澤栄一, 林少容: 鉄筋コンクリートはりにおける自己収縮による自己応力が RC はりのせん断耐力に及ぼす影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.20, No.2, pp.1021-1026, 1998.
 - 26) 伊藤友司, 藤田学, 淵学秀晃, 佐藤良一: 高強度コンクリートを用いた RC はりのせん断挙動に及ぼす収縮の影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.23, No.2, pp.763-768, 2001.
 - 27) Bresler, Boris, and Scordelis, A. C.: Shear strength of reinforced concrete beams, Proceedings of the ACI, Vol.60, No.1, pp.51-74, 1963.
 - 28) Mattock, A. H., and Zuhua, W.: Shear strength of reinforced concrete member subject to high axial compressive stress, Proceedings of the ACI, Vol.81, No.3, pp.287-298, 1984.
 - 29) Krefeld, W. J. and Thurston, C. W.: Studies of the shear and diagonal tension strength of simply supported reinforced concrete beams, Proceedings of the ACI, Vol.63, No.4, pp.451-476, 1966.
 - 30) Johnston, B. and Cox, K. C.: High yield point steel as tension reinforcement in beams, Proceedings of the ACI, Vol.36, No.1, pp.65-80, 1939.
 - 31) Rajagopalan, K.S. and Ferguson, P. M.: Exploratory shear tests emphasizing percentage of longitudinal steel, Proceedings of the ACI, Proceeding Vol.65, No.8, pp.634-638, 1968.
 - 32) 山谷敦, 中村光, 檜貝勇: 回転ひび割れモデルによる RC 梁のせん断挙動解析, 土木学会論文集, No.620/V-43, pp.187-199, 1999.
 - 33) Sarsam, K. F. and Al-Musawi, J. M. S.: Shear design of high- and normal strength concrete beams with web reinforcement, ACI Structural Journal, Vol.89, No.6, pp.658-664, 1992.
 - 34) 藤田学, 佐藤良一, 松元香保里, 高木康宏: 高強度コンクリートを用いた RC はりのせん断強度と寸法効果, 土木学会論文集, No.711/V-56, pp.161-172, 2002.
 - 35) 土木学会: コンクリート標準示方書 [平成8年制定] 設計編, 1996.
 - 36) 星谷勝, 石井清: 構造物の信頼性設計法, 鹿島出版会, 1986.

(2003年9月12日受付)