

格子モデルによるFRP補強コンクリートはりのせん断耐荷力の定量的評価

二羽淳一郎¹・崔 益暢²・三島徹也³・鈴木顕彰⁴

¹正会員 工博 名古屋大学助教授 工学部土木工学科 (〒464-01 名古屋市千種区不老町)

²正会員 工修 名古屋大学大学院 工学研究科 (〒464-01 名古屋市千種区不老町)

³正会員 工博 前田建設工業技術研究所 (〒179 東京都練馬区旭町1-39-16)

⁴正会員 工修 前田建設工業技術研究所 (〒179 東京都練馬区旭町1-39-16)

本研究は、格子モデルを用いた解析結果より、FRPロッドで補強されたコンクリートはりの斜めひび割れ発生後のせん断抵抗機構の変化を明らかにし、さらにせん断耐荷力を評価する方法を検討してせん断耐荷力の評価式を構築したものである。すなわち、斜めひび割れ発生時のコンクリート貢献分と破壊時のコンクリート貢献分の比率、トラス機構により予測されるせん断補強材の貢献分と破壊時の実際の貢献分の比率を定量的に評価してせん断耐荷力の評価式を提案した。また、この評価式の妥当性の検討を行った。

Key Words : FRP rods, lattice model, diagonal crack, failure mode, mechanical coefficient, shear carrying capacity

1. 序論

FRPロッドをはり部材の補強材として用いる場合、曲げおよびせん断補強材としての利用が考えられ、曲げおよびせん断補強筋としてFRPロッドを用いたコンクリートはりに関する研究が活発に行われている。せん断補強のないコンクリートはりにFRPロッドを曲げ補強筋として用いた場合、斜めひび割れ発生時のせん断耐荷力は、従来の耐荷力算定式にFRPロッドと鉄筋との弾性係数比を考慮することにより評価できることが示されている¹⁾が、弾性係数比による補正は、必ずしも十分ではないという報告もある⁶⁾。

修正トラス理論によれば、せん断補強された鉄筋コンクリートはりでは、斜めひび割れ発生後も斜めひび割れ発生時のコンクリート貢献分 (V_c) が保持されると仮定されている。これは鉄筋コンクリートはりにおいて、載荷点から支点へと伝達される直接的な圧縮力の流れ、いわゆるアーチ作用の増加を考慮することにより説明することが可能である²⁾。しかしながら、FRP補強コンクリートはりにおいては、斜めひび割れ発生時のコンクリート貢献分は斜めひび割れの発生後、低下していくことが実験的に報告されている³⁾。

このことは、弾性係数が鉄筋よりも相当に小さく、また変形がかなり大きくなるFRPロッドの材料特性により、鉄筋コンクリートはりに比べ、同一の作用せん断力レベルにおける変形がかなり大きくなり、それに伴ってコンクリートの圧縮軟化も進んでいくことが主たる原因であると予想される。

本研究は、FRP補強コンクリートはりのせん断耐荷力を評価することを目的として行った。すなわち、FRP補強コンクリートはりのせん断実験を行い、あわせて格子モデルによる解析を行った。格子モデルの解析結果より、コンクリートはりの斜めひび割れ発生時のせん断力に対して主筋の弾性係数の及ぼす影響を定量的に評価した。また、格子モデルによりFRP補強コンクリートはりの斜めひび割れ発生後のせん断耐荷機構を明らかにした。そして最終的に格子モデルの解析結果に基づき、せん断耐荷機構を定量的に評価してFRP補強コンクリートはりのせん断耐荷力の評価式を提案した。

2. コンクリートはりの実験

(1) 実験概要

a) 使用材料

実験に使用した連続繊維補強材は、炭素繊維(PAN系)とガラス繊維(Tガラス)である。材料特性を表-1に示す。主筋として使用した $\phi 16$ は異形のロッド状で、せん断補強筋として使用する $\phi 6$ についてはあらかじめ螺旋状に曲げ加工されたものを配置した。せん断補強筋としては異形PC鋼棒($\phi 6$)も使用した。

コンクリートには、早強ポルトランドセメントを使用した。粗骨材の最大寸法は20mmである。

b) 供試体および実験方法

供試体の使用材料を表-2に示す。

実験供試体の断面は、幅30cm、高さ40cm、有効高さ

表-1 材料特性

材料	径	降伏強度 fy (MPa)	破断強度 fu (MPa)	弾性係数 (MPa(x 10 ⁵))
SD685	D25	733	923	1.98
ガラス (G)	φ16	—	1224	0.59
	φ6	—	1230	0.50
炭素 (C)	φ16	—	1085	1.00
	φ6	—	1302	1.15
PC鋼棒	φ6	1484	1652	2.29

表-2 供試体の使用材料

供試体	主筋		せん断補強筋			コンクリートの 圧縮強度 (MPa)
	種類	径	種類	径	補強筋比 (%)	
No.1	SD685	D25	炭素	φ6	0.11	37.6
No.2	SD685	D25	ガラス	φ6	0.11	41.8
No.3	炭素	φ16	—	—	—	29.9
No.4	炭素	φ16	炭素	φ6	0.05	29.2
No.5	炭素	φ16	炭素	φ6	0.11	25.8
No.6	炭素	φ16	炭素	φ6	0.22	31.9
No.7	炭素	φ16	PC鋼棒	φ6	0.12	31.9
No.8	炭素	φ16	ガラス	φ6	0.11	33.0
No.9	ガラス	φ16	炭素	φ6	0.11	26.2

35cmの矩形断面である。供試体の形状および寸法を図-1に示す。主筋は滑りが起きないように十分な定着長さをとることとした。

実験パラメータは主筋、せん断補強筋の材質および補強筋比である。ただし、主筋比はいずれも1.93%で一定とした。載荷は、等曲げ区間40cm、せん断スパン140cmの対称2点載荷とした。

(2) 実験結果および格子モデルの解析結果

実験供試体はすべてせん断破壊を起こした。代表的な供試体 (No.9) の破壊時ひび割れ状況を写真-1に示す。

表-3にはコンクリートはりの斜めひび割れ発生時のせん断力とせん断耐荷力の実験結果とそれぞれの計算結果を示している。

これらの実験データに対して、格子モデル^{2),4)}を用い、解析を行った。格子モデルによるせん断耐荷力を表-3に示す。図-2~図-5は実験結果と格子モデルにより得られた作用せん断力とはり中央の変位の関係である。

図-2は実験結果 (表-3におけるNo.1供試体) と格子モデルによる解析結果の比較である。図-2に示したコンクリートはりの補強材は主筋に鉄筋、せん断補強筋にFRPロッドを用いている。格子モデルによる解析結果

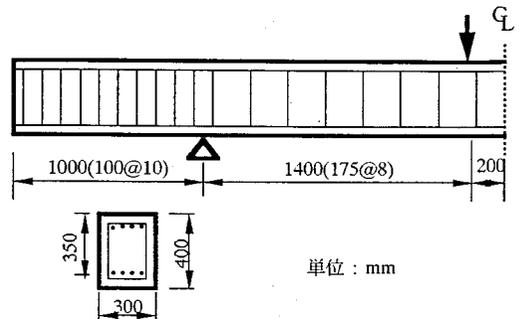


図-1 実験供試体の形状および寸法



写真-1 破壊時のひび割れ状況 (No.9)

は、せん断補強筋の破断時の変位を実験結果より大きく予想しているものの、ピークまでの変位挙動を精度良く捉えていることがわかる。また、せん断耐荷力についても、実験値を精度良く予測していることが認められる。

図-3、図-4は主筋およびせん断補強筋にFRPロッドを用いたコンクリートはりである (No.4, No.5)。格子モデルによる解析結果は、実験結果の全体的な変位挙動を精度良く捉えている。また、せん断耐荷力についても、実験値を精度良く予測していることが認められる。またピーク後、せん断補強材として用いたFRPロッドの破断によりせん断耐荷力が急速に低下する現象も的確に捉えている。

図-5は主筋にFRPロッド、せん断補強筋にPC鋼棒を用いたコンクリートはりである (No.7)。格子モデルによる解析結果は、ピークまでの範囲で相対的に高めの弾性係数を与えているが、全体的な変位挙動とせん断耐荷力の予測は概ね妥当である。

以上を総合的に見れば、格子モデルはFRP補強されたはりのせん断挙動をほぼ妥当に予測しうるものであると判断される。

3. FRP補強コンクリートはりのせん断耐荷力の評価

表-3 実験結果と解析結果の比較

供試体	斜めひび割れ発生時のせん断力(kN)					せん断耐荷力(kN)				
	Vc,exp	Vc,1	Vc,2	Vc,3	Vc,3/Vc,exp	Vy,exp	Vy,1	Vy,2	Vy,3	Vy,3/Vy,exp
No.1	135.0	127.2	127.2	127.2	0.94	202.5	278.7	192.7	—	—
No.2	147.5	131.4	131.4	131.4	0.89	187.5	252.7	183.7	—	—
No.3	105.0	117.5	99.1	103.4	0.98	105.0	—	114.4	—	—
No.4	115.0	116.6	98.3	102.6	0.89	122.5	185.5	121.4	116.3	0.95
No.5	105.0	111.9	94.4	98.5	0.94	160.0	263.5	163.7	173.2	1.08
No.6	122.5	120.1	101.3	105.7	0.86	235.0	423.3	237.9	261.8	1.11
No.7	122.5	120.1	101.3	105.7	0.86	232.5	283.7	215.1	—	—
No.8	122.5	121.5	102.5	106.9	0.87	166.0	242.7	162.6	156.9	0.95
No.9	102.5	112.0	68.1	77.2	0.75	164.0	263.6	149.7	159.3	0.97

Vc,1 : 式(1)

Vc,2 : 辻らの提案式

Vc,3 : 式(2)

Vy,1 : 修正トラス理論

Vy,2 : 格子モデル

Vy,3 : 式(7)

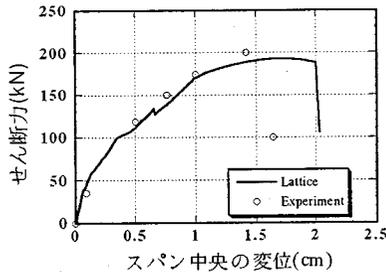


図-2 作用せん断力とスパン中央の変位との関係(No.1)

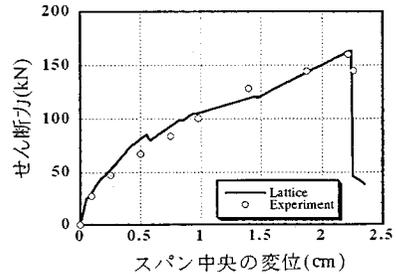


図-4 作用せん断力とスパン中央の変位との関係(No.5)

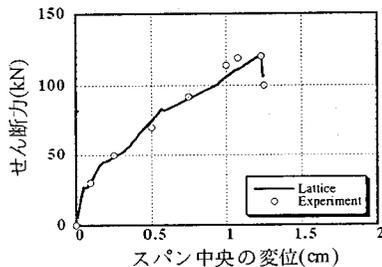


図-3 作用せん断力とスパン中央の変位との関係(No.4)

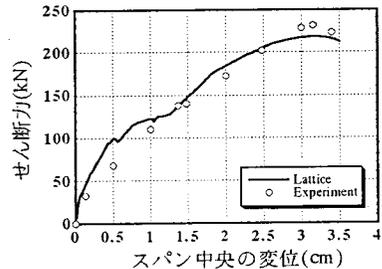


図-5 作用せん断力とスパン中央の変位との関係(No.7)

本研究で用いた格子モデルは、コンクリートはりのせん断解析モデルであり、コンクリートはりを格子状のトラス集合体に置き換えたものである。変形の適合条件、力の釣合条件、および材料の非線形性を考慮している。格子モデルは耐荷機構をトラス要素のみで構成しているため、耐荷機構の変化を明快に説明できる^{2),4)}。

(1) スターラップのないFRP補強コンクリートはりのせん断耐力

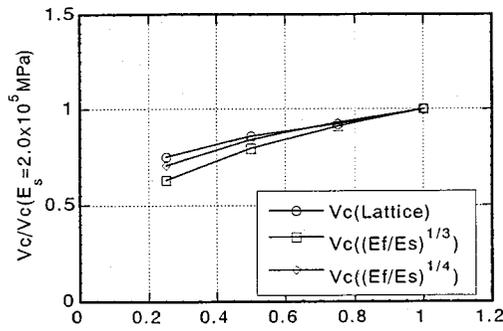
土木学会のコンクリート標準示方書に規定されているスターラップのない鉄筋コンクリートはりにおけるせん

断耐荷力の算定式は式(1)¹³⁾に基づいている。式(1)で、 V_c は斜めひび割れ発生時のせん断力である。

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

ここに、 p_w は主筋比(%), f_c はコンクリートの圧縮強度(MPa), d は有効高さ(m), a はせん断スパン, b_w はウェブ幅である。

鉄筋に比べ弾性係数が小さい連続繊維補強材を主筋としたはりのせん断耐荷力は、鉄筋を用いた場合よりも低下することが、既に多くの実験結果から認められている。



主筋の弾性係数の比 ($E_f/E_s (=2.0 \times 10^5 \text{ MPa})$)

図一六 主筋の弾性係数の変化による斜めひび割れ発生時のせん断力の比

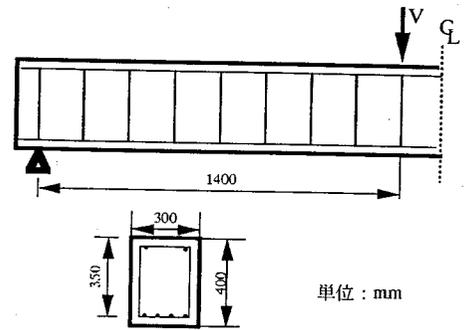
そこで格子モデルを用い、FRPロッドを主筋に用いた場合のせん断耐荷力の評価を試みる。解析対象は、矩形断面（幅 $b = 0.25 \text{ m}$ 、有効厚さ $d = 0.4 \text{ m}$ 、主筋比 $p_w = 2.31\%$ ）とした。またせん断スパン比 $a/d = 3$ 、コンクリートの圧縮強度 $f_c' = 35 \text{ MPa}$ とし、解析パラメータとしては、主筋の弾性係数を鉄筋と同等の $2.0 \times 10^5 \text{ MPa}$ から $1.5, 1.0, 0.5 \times 10^5 \text{ MPa}$ と変化させて解析を行った。

図一六に主筋弾性係数 $2.0 \times 10^5 \text{ MPa}$ に対する各々の主筋弾性係数より得られる斜めひび割れ発生時のせん断力の低下率を示す。なお格子モデルによるものに加え、式(1)に弾性係数比の1/3乗を乗じたものおよび1/4乗を乗じたものを示した。格子モデルを用いた解析結果によれば、主筋弾性係数がせん断耐荷力に及ぼす影響は主筋弾性係数比の1/4乗を乗じた程度であることが認められる。本解析結果に基づけば、せん断補強のないFRP補強コンクリートはりのせん断耐荷力 V_{cf} は、次式で示すように、鉄筋コンクリートはりに対するせん断耐荷力（式(1)）に、鉄筋と連続繊維補強材の弾性係数の違いを考慮して弾性係数比の1/4乗を乗じることで評価可能になると考えられる。

$$V_{cf} = V_c (E_f / E_s)^{1/4} \quad (2)$$

ここで、 E_f は連続繊維補強材の弾性係数、 E_s は鉄筋の弾性係数 ($2.0 \times 10^5 \text{ MPa}$) である。

せん断補強のないFRP補強コンクリートはりのせん断耐荷力の算定方法として、辻ら¹⁾は補強材断面積に鉄筋との弾性係数比を乗じた $A_s(E_f/E_s)$ を換算断面積として用いる方法を提案している。一方、中村ら²⁾は引張鉄筋の弾性係数に対する補強材の弾性係数比の1/4乗を乗じることを提案している。格子モデルによる試算の結果は、中村らが提案した鉄筋弾性係数に対する補強材の弾性係



図一七 解析したコンクリートはりの断面および寸法

数比の1/4乗を乗じた式とよく符合することとなった。

(2) スターラップを有するFRP補強コンクリートはりのせん断耐荷力

せん断補強筋を有する鉄筋コンクリートはりにおいて、修正トラス理論によるせん断耐荷力の算定式（式(3)）は、コンクリート貢献分 V_c とせん断補強筋によるトラス機構の抵抗力 V_s の和として与えられている。

$$V_y = V_c + V_s \quad (3)$$

鉄筋を鉛直スターラップとして用いる場合、 V_s はトラス理論に基づき、式(4)より求められる。

$$V_s = A_w f_{wy} z / s \quad (4)$$

ここに、 A_w はスターラップの断面積、 f_{wy} はスターラップの降伏強度、 s はスターラップ間隔、 $z = (7/8)d$ である。

鉄筋コンクリートはりのせん断耐荷力の算定式として用いられている式(3)をFRP補強コンクリートはりに適用するにはいくつかの問題点がある。

例えば、修正トラス理論では、コンクリート貢献分 V_c が斜めひび割れ発生以後、終局状態まで一定値を保つと仮定されている。

また、修正トラス理論において、せん断補強筋の貢献分 V_s の計算には、式(4)に示されるようにスターラップの降伏強度 f_{wy} が用いられているが、FRPロッドは降伏を示さず破断に至る。さらに、FRPロッドをせん断補強材として用いた場合、スターラップの曲げ成形部における強度低下のため、その引張強度は一軸引張試験から求まる値よりも小さくなる。これについて、中村ら²⁾は理論的な強度低下の算定方法を提案しており、本研究においてもスターラップの破断強度は中村らの提案式より算定された強度低下値を用いることとした。

格子モデルは、2.で述べた通りに、鉄筋コンクリートはりのみならず、材料特性を考慮すればFRP補強コン

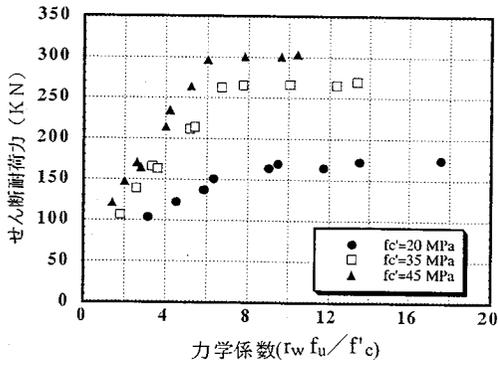


図-8 FRP補強コンクリートはりのせん断耐力と力学係数との関係

リートはりにも適用できるので、格子モデルを用いてFRP補強コンクリートはりの解析を行うこととした。なお解析においては、FRPロッドをスターラップとして使用した場合の曲げ成形による強度低下を考慮している。

解析の対象としたFRP補強コンクリートはりは全部で31通りであり、コンクリート圧縮強度を3水準、 $f_c'=25, 35, 45\text{MPa}$ 、FRPロッドを想定したせん断補強筋比を3水準、 $r_w(=100A_w/b_s)=0.1, 0.2, 0.3\%$ 、せん断補強筋の破断強度(母材)を3水準、700, 1000, 1300MPaに変化させた。さらに、コンクリート圧縮強度が、35および45MPaの場合、それぞれせん断補強筋比0.3%で破断強度1600MPaの場合とせん断補強筋比0.4%で破断強度1300MPaの場合のものを追加した。解析したはり部材は図-7で示したように、いずれもウェブ幅 $b_w=0.3\text{m}$ 、有効高さ $d=0.35\text{m}$ 、せん断スパン比 $a/d=4.0$ に固定している。主筋にもFRPロッドを使用することを想定したが、主筋比 $p_w=1.93\%$ 、破断強度1300MPaは一定とした。なお、FRPロッドの弾性係数はすべて $8.5 \times 10^4\text{MPa}$ とした。

図-8は格子モデルによるFRP補強コンクリートはりの解析結果であり、力学係数($r_w f_u/f_c'$)の増加に伴うせん断耐力の変化を示している。なお、ここで用いたせん断補強筋の破断強度 f_u は、曲げ成形部の強度低下を考慮したものである。図-8に示すように、力学係数の増加に伴い、次第にせん断耐力は増加していくが、力学係数がある程度以上になると、せん断耐力の増加は頭打ちとなる。このようなせん断耐力の増加傾向の変化は破壊モードの変化により説明することが可能である。解析結果によれば、力学係数が小さく、力学係数の増加とともに、せん断耐力が増加していく領域では、破壊モードはスターラップとして使用されたFRPロッドの破断となるが、力学係数が増加してせん断耐力が頭打ちとなる領域での破壊モードは、ウェブコンクリートの圧縮軟化となっている。

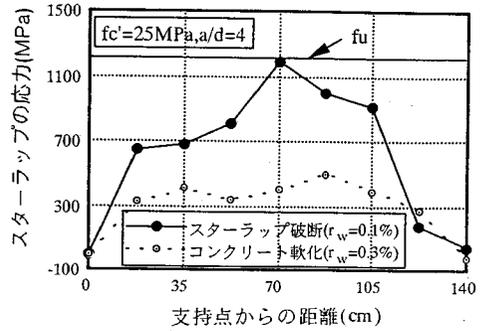


図-9 FRP補強コンクリートはりにおけるスターラップの応力

図-9は図-7に示すFRP補強コンクリートはりに対して、格子モデルによる解析上のピーク時におけるせん断スパン内でのスターラップの応力分布を示したものである。なお、図-9に示したFRP補強コンクリートはりのせん断補強に使用したFRPロッドの破断強度は母材では1300MPaであるが、曲げ成形部の強度低下を考慮したため、破断強度は $f_u=1170\text{MPa}$ となっている。

図-9において、実線で示したものがFRPロッドの破断により破壊に至るFRP補強コンクリートはりのスターラップの応力分布であり、破線で示したものがコンクリート圧縮部材の軟化により破壊に至るFRP補強コンクリートはりのスターラップの応力分布である。力学係数はそれぞれ5.85と17.55である。図-9に示したようにせん断補強の程度が低い場合は、せん断スパン中央部のスターラップ応力が破断強度に達するが、せん断補強量が著しく大きくなると、スターラップの応力があまり増加しないうちに破壊に至ることが認められる。

4. 格子モデルによるFRP補強コンクリートはりにおけるせん断耐荷機構の評価

(1) FRP補強コンクリートはりの各部材のせん断力分担

修正トラス理論によるせん断耐力の算定式(式(3))では、コンクリート分担 V_c が斜めひび割れ発生以後も一定値を保つと仮定されているが、鉄筋コンクリートはりの場合、格子モデルによる解析結果はこれを裏付けるものとなっていた²⁾。

ここでは、FRP補強コンクリートはりを対象に、格子モデルにより、斜めひび割れ発生以後の各部材の分担力を評価することとした。

格子モデルにおける各部材の応力状態を考慮すると、はりのせん断耐荷機構を支配するのは、コンクリートの

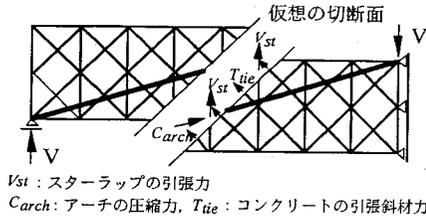


図-10 格子モデルのフリーボディと部材力

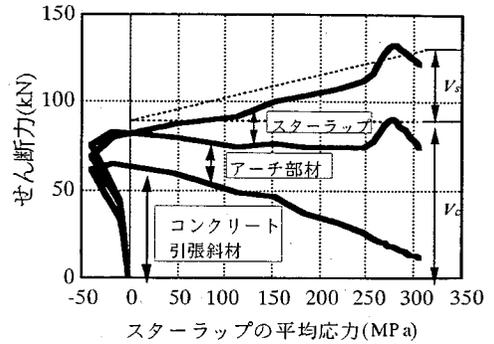
斜め引張部材、コンクリートのアーチ部材、およびスターラップの抵抗力であると判断される。したがって、図-10に示すように、せん断スパン中央で格子モデルのフリーボディを考え、仮定の切断面での各部材力より、せん断力の分担の程度を評価することとした。図-11はそれぞれ補強筋として、鉄筋とFRPロッドを用いたコンクリートはりの各部材のせん断力分担を示すものである。

図-11(a)は鉄筋コンクリートはりの格子モデルから得られるせん断力の分担状況の変化である。解析条件は $f_c' = 23.7 \text{ MPa}$, $\Gamma_w = 0.17\%$, せん断補強鉄筋の降伏強度 314 MPa , $p_w = 1.36\%$, 曲げ補強鉄筋の降伏強度 419 MPa , $b_w = 0.3 \text{ m}$, $d = 0.3 \text{ m}$, $a/d = 3.5$ であり、鉄筋の弾性係数は $1.96 \times 10^5 \text{ MPa}$ としている。図-11(a)中の破線は式(1)による V_c の計算値と、式(4)によるせん断補強筋の抵抗力 V_s の計算値を加算したものを表している。

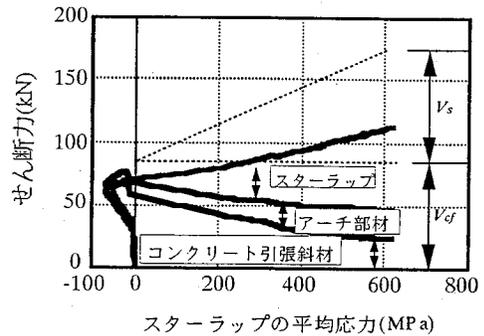
図-11(a)に示すように鉄筋コンクリートはりにおいては、斜めひび割れの発生後もおよそ V_c 相当のコンクリート貢献分が保持されていることが認められる。鉄筋コンクリートはりの場合、斜めひび割れ発生以後、コンクリートの斜め引張抵抗は単調に減少していくが、アーチ作用がこれを補完していくために、コンクリート貢献分 V_c は、およそ一定値を保つのである。

図-11(b)はFRP補強コンクリートはりの格子モデルから得られるせん断力の分担状況の変化の一例である。なお、解析条件は、 $f_c' = 25 \text{ MPa}$, $\Gamma_w = 0.1\%$, せん断補強用FRPロッドの破断強度 1000 MPa , $p_w = 1.93\%$, 曲げ補強用FRPロッドの破断強度 1300 MPa , $b_w = 0.3 \text{ m}$, $d = 0.35 \text{ m}$, $a/d = 4.0$ であり、FRPロッドの弾性係数はいずれも $8.5 \times 10^4 \text{ MPa}$ としている。図-11(b)中の破線は式(2)による V_{cf} の計算値と、式(4)でFRPロッドの破断強度を用いた場合のせん断補強材の抵抗力 V_s の計算値を加算したものを表している。なお、せん断補強用FRPロッドについては曲げ成形に伴う強度低下を考慮し、 $f_u = 900 \text{ MPa}$ としている。

斜めひび割れの発生以後、コンクリート貢献分はコンクリート引張斜材による抵抗力とアーチ部材の抵抗力から構成される。斜めひび割れ発生時のせん断力は概ね式



(a) 鉄筋コンクリートはりにおけるせん断力分担の変化



(b) FRP補強コンクリートはりにおけるせん断力分担の変化

図-11 格子モデルによるせん断力分担の評価

(2)によるものに対応している。斜めひび割れ発生以後は、スターラップの平均応力の増加に伴い(すなわち変形の増加に伴い)、引張斜材の抵抗力は単調に減少していく。これを補うようにアーチ部材の抵抗力がわずかに増加するものの、それらを加算したものは、図-11(a)に示す鉄筋コンクリートはりにおいて見られたように、 V_{cf} 相当の値を保つことなく、変形の増加とともに、コンクリート貢献分が次第に低下していくこと、また次第に低下率は緩くなることを示している。

FRP補強コンクリートはりでは、補強材の弾性係数低下に伴って、斜めひび割れ発生以後、同一のせん断力レベルでの変形が鉄筋コンクリートはりに比較して大きくなるので、コンクリートの圧縮軟化も進み、終局時のコンクリート貢献分は斜めひび割れ発生時の貢献分よりも小さくなると考えられるのである。

また、図-11(b)におけるスターラップの分担力も式(4)でFRPロッドの破断強度を用いた場合のせん断補強材の抵抗力 V_s の計算値よりも小さい。

FRPロッドは降伏を示さず破断に至るため、いずれか1つのスターラップが破断強度に至るとほぼ同時にコン

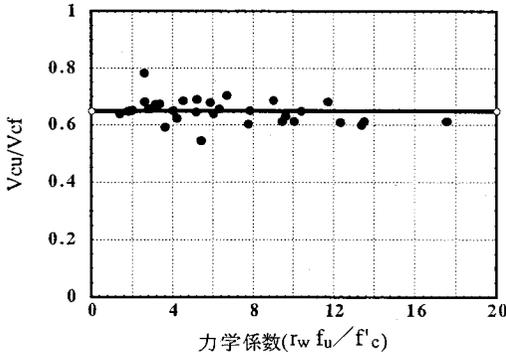


図-12 コンクリート貢献分の終局値

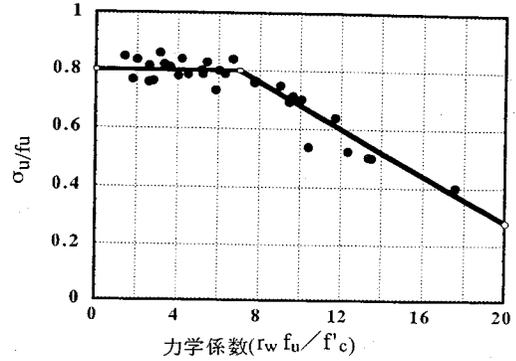


図-13 セン断補強材貢献分の終局値

クリートはり全体が破壊してしまう。

以上の2つの理由によりFRP補強コンクリートはりのせん断耐力は、修正トラス理論による算定値よりも低下するのである。

(2) コンクリート貢献分とせん断補強材貢献分の終局値

FRP補強コンクリートはりのせん断耐力機構におけるコンクリート貢献分は、斜めひび割れ発生時にピークとなり、以後変形の増加に伴って、低下していくことが解析結果より確認された。

図-12は3.で行ったパラメトリックスタディーの結果を用いて、FRP補強コンクリートはりにおける終局時のコンクリート貢献分(図-10に示した仮想の切断面における引張斜材の負担力とアーチ部材の負担力の和) V_{cu} と V_{cf} (式(2))の比率を表したものである。図-12に示されるように V_{cu}/V_{cf} はほぼ0.55~0.80の範囲に分布しており、平均では V_{cu}/V_{cf} は0.65である。図-12において太い実線はこの平均値を示している。

図-13は同様にパラメトリックスタディーの結果から、終局時のスターラップの平均応力(仮想の切断面における平均値) σ_u と、せん断補強材の曲げ成形に伴う強度低下を考慮した破断強度 f_u との比率を示したものである。

図-13に示されるように力学係数の増加に伴い、 σ_u/f_u の値は次第に減少していく。すなわち、力学係数が7程度よりも小さく、破壊モードがせん断補強材の破断となる場合では、ほぼ一定値を示すが、力学係数が7を越えてさらに増加していくと、破壊モードがスターラップ破断型からコンクリート圧壊型へと移行していくため、これに伴って σ_u/f_u の値も低下していく傾向にある。

図-13において太い実線はこの挙動をモデル化したものであり、破壊モードがせん断補強材の破断となる場

合(力学係数7以下)では一定値とし、破壊モードがコンクリート圧壊型では力学係数に伴い、 σ_u/f_u の値が直線的に低下していく傾向をモデル化した。

図-12および図-13に示された各貢献分の終局値を用いれば、これらを V_{cf} および V_s に乗じて加算することにより、FRP補強コンクリートはりのせん断耐力を、破壊モードによらず予測していくことが可能となる。

5. FRP補強コンクリートはりのせん断耐力の評価

(1) FRP補強コンクリートはりのせん断耐力の評価式

4.で評価された終局時のコンクリート貢献分とスターラップの貢献分を用いてせん断耐力を定量的に評価する。

a) コンクリート貢献分の定量的評価

FRP補強コンクリートはりにおけるコンクリート貢献分は、斜めひび割れ発生時にピークとなり、以後変形の増加に伴って、低下していくことが確認された。この低下率をモデル化したものが図-12に示されている。すなわち、 V_{cu} を以下のように評価することとした。

$$V_{cu} = 0.65 V_{cf} \quad (5)$$

ここで、 V_{cu} は終局時のコンクリート貢献分、 V_{cf} は式(2)で求められたFRP補強コンクリートはりの斜めひび割れ発生時のせん断力である。

b) スターラップの貢献分の定量的評価

FRP補強コンクリートはりにおけるせん断補強材の貢献分は、スターラップ破断型の破壊モードにおいては、曲げ成形部の引張強度低下を考慮すれば、スターラップ

表-4 実験データの概要

実験者	せん断スパン比(a/d)	コンクリートの圧縮強度(MPa)	主筋の弾性係数(x10 ⁴ MPa)	スターラップの弾性係数(x10 ⁴ MPa)	スターラップの破断強度(MPa)
中村ら ⁵⁾	3.0	35.9~36.1	3.0	3.2	845
小林ら ⁶⁾	2.5	31.1~39.1	9.8	9.8	1335
横井ら ⁷⁾	3.0	50.0~53.0	7.0	7.0	490
金倉ら ⁸⁾	2.5	33.2~39.1	9.8	9.8	1335
白砂ら ⁹⁾	2.5	36.9~39.1	9.6	9.6	1296
寺田ら ¹⁰⁾	2.0	27.9~28.1	4.8	4.8	732
趙ら ¹¹⁾	2.5	36.9~39.1	9.6	9.6	1296
佐藤ら ¹²⁾	3.1	43.9	6.6	5.5	1837

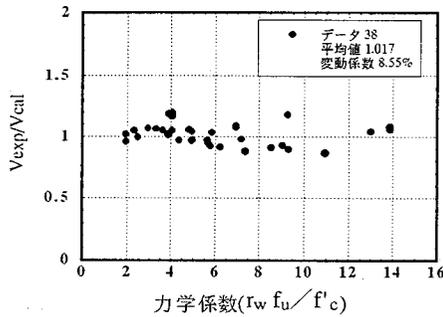
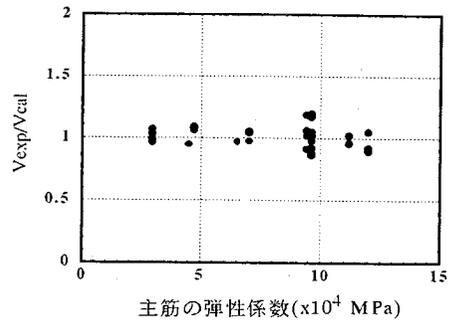
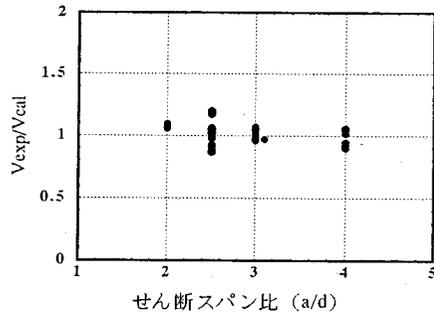


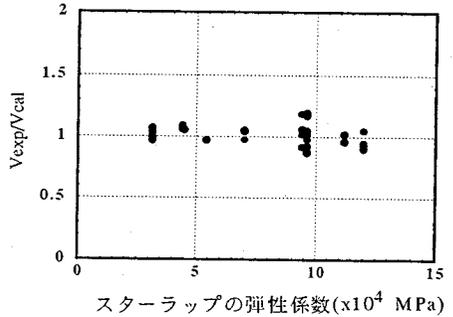
図-14 実験結果と式(7)による計算値との比較



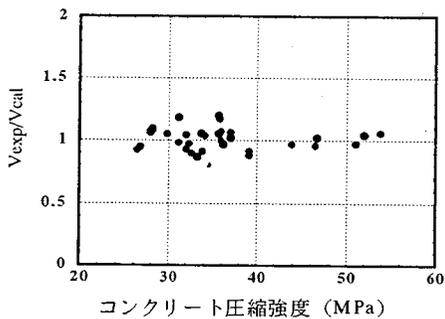
(c)主筋の弾性係数の影響



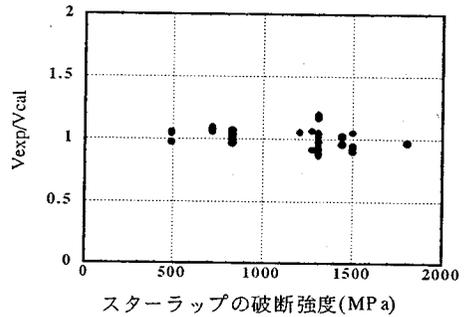
(a) せん断スパン比 (a/d) の影響



(d)スターラップの弾性係数の影響



(b)コンクリート圧縮強度 (f'c) の影響



(e)スターラップの破断強度の影響

図-15 パラメータの変化とせん断耐力比との関係

の破断強度より評価できるが、コンクリート圧壊型の破壊モードにおける終局時のスターラップの応力は破断強度に至らないことが確認された。コンクリート圧壊型の破壊モードにおける終局時のスターラップの応力の低下率を式(6)のように定めた。なお、これを図示したものが図-13の太い実線である。

$$\begin{aligned} 0 < k \leq 7, & \quad V_{su} = 0.8 V_s \\ 7 < k, & \quad V_{su} = [0.8 - 0.04(k - 7)] V_s \end{aligned} \quad (6)$$

ここで、 k は力学係数($f_w f_{uf} f_c$)、 V_{su} は終局時のスターラップの貢献分、 V_s は式(4)で f_{wy} の代わりにFRPロッドの曲げ成形部の強度低下を考慮した破断強度を用いたものである。

c) セン断耐荷力の算定式

FRP補強コンクリートはりのコンクリート貢献分とせん断補強筋の貢献分の低下率を定量的に評価することにより、式(7)でせん断耐荷力を算定することができる。

$$V_{uf} = V_{cu} + V_{su} \quad (7)$$

ここで、 V_{uf} はFRP補強コンクリートはりのせん断耐荷力、 V_{cu} は式(5)による終局時コンクリートの貢献分、 V_{su} は式(6)による終局時のせん断補強筋の貢献分である。

(2) 式(7)の適用性に関する検討

FRP補強コンクリートはりのせん断耐荷力の算定式として構築された式(7)によって予測されたせん断耐荷力を既存の実験結果と比較し、その適用性を明らかにする。

図-14はFRP補強コンクリートはりのせん断耐荷力に対して、実験結果と式(7)による計算値との比を力学係数に対して示したものである。ここで比較した実験結果は本研究の実験結果と既存の実験結果^{9)~12)}であり、全部で38データである。その概要は表-4に示されている。実験結果と式(7)との比の平均は1.017、変動係数は8.55%である。図-14に示すように力学係数の変化にもかかわらず式(7)は実験結果を精度良く推定していることが認められる。

せん断スパン比(a/d)、コンクリート圧縮強度(f_c)、主筋の弾性係数、スターラップの弾性係数、スターラップの破断強度に着目して、実験結果と式(7)による計算結果との比を全データに対して比較したものを図-15(a)~(e)に示す。

いずれの場合も、横軸にプロットしたパラメータに関係なく、せん断耐荷力が精度良く推定されており、式(7)による予測は妥当なものであると判断できる。

6. 結 論

格子モデルを用いた解析より、せん断補強筋のないFRP補強コンクリートはりの斜めひび割れ発生時のせん断力、ならびにせん断補強されたFRP補強コンクリートはりのせん断耐荷機構の変化を明らかにした。

さらに耐荷機構を構成する各部材の貢献分に着目して、せん断耐荷力を評価する方法を検討し、せん断耐荷力の評価式を構築した。すなわち、斜めひび割れ発生時のコンクリート貢献分と破壊時のコンクリート貢献分の比率、トラス機構により予測されるせん断補強筋の貢献分と破壊時の実際の貢献分の比率を定量的に評価してFRP補強コンクリートはりのせん断耐荷力の評価式を提案した。

本研究の結果、得られた結論は以下の通りである。

(1) 格子モデルにより、FRP補強コンクリートはりの挙動を精度良く予測することができる。

(2) 主筋にFRPロッドを用いたはりの斜めひび割れ発生時のせん断力には、主筋の弾性係数の影響を考慮する必要があり、その影響は既往の耐荷力算定式に主筋の弾性係数比の1/4乗を乗じる程度である。

(3) 格子モデルを用いたパラメトリックスタディーの結果、FRP補強コンクリートはりのせん断破壊モードは、力学係数の増加とともに変化し、スターラップ破断型からコンクリート圧壊型へと移行していく。

(4) 修正トラス理論によれば、鉄筋コンクリートはりでは斜めひび割れ発生以後、コンクリート貢献分が保持されると仮定されているが、格子モデルによる解析結果より、FRP補強コンクリートはりにおけるコンクリート貢献分は、斜めひび割れ発生以後、単調に減少していくことが示された。さらに終局時のコンクリート貢献分は斜めひび割れ発生時のせん断力のほぼ65%程度である。

(5) FRPロッドをスターラップに使用した場合、終局時の平均応力は、曲げ成形部の強度低下を考慮した以上に低下する。なお終局時のせん断補強材の応力低下は破壊モードがスターラップ破断型の場合はほぼ一定値を示すが、コンクリート圧壊型へと移行していくに従って、次第に減少していく。

(6) FRP補強コンクリートはりにおいて、コンクリート貢献分とせん断補強材貢献分の終局値を定量的に評価することにより、FRP補強コンクリートはりのせん断耐荷力の評価式を提案した。

(7) FRP補強コンクリートはりのせん断耐荷力の実験値と本研究で提案した評価式を比較した結果、38個のデータに対して平均値1.017、変動係数8.55%となり、その破壊モードによらずせん断耐荷力を精度良く予測できることが示された。

参考文献

- 1) 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はり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, Vol.10, No.3, pp.547-552, 1988.
- 2) 二羽淳一郎, 崔 益暢, 田辺忠顕: 鉄筋コンクリートはりのせん断耐荷機構に関する解析的研究, 土木学会論文集, V-26, No.508, pp.79-88, 1995.
- 3) 横井克則, 島 弘, 水口裕久: RCせん断耐力算定式のFRPロッドで補強したはりに対する適用性, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.14, No.2, pp.713-716, 1992.
- 4) 崔 益暢, 二羽淳一郎: 格子モデルによるRCはりのせん断性状の解析的評価, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.16, No.2, pp.563-568, 1994.
- 5) 中村 光, 桧貝 勇: 連続繊維で補強したコンクリートはりのせん断耐力の評価, 土木学会論文集, V-26, No.508, pp.89-99, 1995.
- 6) 小林俊彦, 丸山久一, 清水敬二, 金倉正三: CFRPロッドを主筋及びスターラップに用いたコンクリート梁のせん断性状, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.14, No.2, pp.701-706, 1992.
- 7) 横井克則, 島 弘, 水口裕久, 広畑晴俊: 主筋にFRPロッドを用いたコンクリートはりのスターラップ応力, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.13, No.2, pp.713-716, 1992.
- 8) 金倉正三, 丸山久一, 清水敬二, 中村裕剛: FRPロッドで補強したコンクリートはりのせん断性状, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.15, No.2, pp.887-892, 1993.
- 9) 白砂和昭, 丸山久一, 清水敬二, 山本康之: CFRPロッドで補強したコンクリート梁の曲げ・せん断性状, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.13, No.2, pp.783-788, 1991.
- 10) 寺田年夫, 鳥取誠一, 涌井 一, 宮田尚彦: FRPをせん断補強に用いたRCはりの破壊性状について, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.10, No.3, pp.541-546, 1988.
- 11) 趙 唯堅, 丸山久一, 鈴木秀門, 金倉正三: CFRPロッドを用いたRCはりのせん断耐力とせん断変形に関する一考察, 土木学会第49回年次学術講演会概要集, 第5部, pp.928-929, 1994.
- 12) 佐藤靖彦, 和田宜之, 上田多門, 角田史雄: 有限要素解析によるFRPロッドを用いたRCはりのせん断抵抗機構について, 連続繊維補強材のコンクリート構造物への適用に関するシンポジウム講演論文報告集, 土木学会, pp.173-180, 1992年4月.
- 13) 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.

(1995.6.9受付)

EVALUATION OF SHEAR CARRYING CAPACITY OF CONCRETE BEAMS REINFORCED WITH FRP RODS BY THE LATTICE MODEL

Junichiro NIWA, Ik Chang CHOI, Tetsuya MISHIMA and Akira SUZUKI

Shear strength of concrete beams reinforced with FRP rods was studied through experiment and analysis. The effect of longitudinal tensile reinforcement on the diagonal tension failure strength was calculated using the lattice model. The evaluation method for shear carrying capacity was proposed based on the examination of contribution of concrete and shear reinforcement, respectively. The shear carrying capacity was determined from the ratios of concrete contribution at the failure to the contribution at the diagonal cracking and shear reinforcement contribution from the truss analogy to the actual contribution predicted by the lattice model. Finally, the applicability of proposed equation was examined by experimental data and it was found to be reasonable.