

2次元連続炭素繊維補強材を用いたコンクリートスラブの 曲げおよび押抜きせん断性状に関する研究

FLEXURAL AND PUNCHING SHEAR BEHAVIOR OF CONCRETE SLABS REINFORCED WITH
TWO-DIMENSIONAL MESH FABRICATED CONTINUOUS CFRP GRIDS

日野 伸一^{*}、黒田 一郎^{**}、長濱 貴志^{***}、太田 俊昭^{****}

Shin-ichi HINO, Ichirou KURODA, Takayuki NAGAHAMA and Toshiaki OHTA

*工博 九州大学助教授 工学部建設都市工学科 (〒812 福岡市東区箱崎6-10-1)

**工博 九州大学助手 工学部建設都市工学科 (〒812 福岡市東区箱崎6-10-1)

***工博 九州大学大学院 工学研究科博士後期課程 (〒812 福岡市東区箱崎6-10-1)

****工修 九州大学教授 工学部建設都市工学科 (〒812 福岡市東区箱崎6-10-1)

This study deals with flexural behavior as well as punching shear behavior of concrete slabs reinforced with two-dimensional continuous CFRP grids. The flexural cracks and ultimate bending strength of the one-way slabs are discussed to evaluate the effect of CFRP grids for tensile reinforcement instead of steel bars, and are also discussed to verify the validity of JSCE Code. Furthermore, punching shear cracks and ultimate punching shear strength of the two-way slabs are investigated to verify the validity of various Code-format equations (JSCE, JASS, ACI, BS8110 and CEB-FIP) on punching shear strength. Finite element analysis can qualitatively simulate the flexural and punching shear behavior of such a concrete slab reinforced with CFRP grids by using shell elements and composite-element approach.

Key words: CFRP grids, flexural behavior, punching shear behavior, finite element analysis

1. まえがき

近年、CFRP(炭素繊維)強化プラスチック等の新素材をコンクリート構造物の補強材として用いる研究が多くなされている¹⁾。しかし、CFRPネットを含めFRP素材のロッドやネットあるいは3次元連続繊維補強材といった各種形態のコンクリート部材への適用に関する研究²⁻⁴⁾は少なく、特にスラブへの利用はほとんどない。

一方、RCスラブの設計については、各国示方書⁵⁻⁹⁾で既に規定されているように、一方向曲げについては有効幅を持つはりとして耐力や変形挙動を算定するようになっている。押抜きせん断耐力については、各国の示方書は取り扱いが異なっている。しかし、多くの実験的、解析的研究成果の蓄積により、それぞれ信頼性あるものとして利用されている。

CFRPネットの一軸部材の曲げ補強に関しては、辻ら¹⁰⁾をはじめ補強筋の鉄筋に対するヤング係数比により補強量(補強筋比)を補正する方法が提案されている。スラブ補強については、佐藤らがAFRP、CFRPロッド、ネットの二方向の補強効果について押抜きせん断実験により検討

を行なっている¹¹⁻¹³⁾。そこでは耐力の算定には、補強筋の鉄筋に対するヤング係数比により補強筋量(補強筋比)を補正する方法を用いている。これらの内でも特に、変形挙動については解析的検討を行なったものはほとんどない。

本研究は、軽量かつ耐食性に富む2次元連続炭素繊維補強材(以下、CFRPネットと略称する)を、その二方向性を活かし、床版や壁材などの面部材への補強材として適用することを目的とした、基礎的および解析的研究を行なうものである。

すなわち、CFRPネットをコンクリートスラブ引張補強材として適用することを想定し、(1)二辺単純支持、中央点一点載荷による一方向曲げ実験、(2)四辺単純支持、中央点一点載荷による(二方向)押抜きせん断実験、を行ない、そのCFRPネットの補強効果を定量的に評価した。

次に、複合シェル要素を用いた有限要素解析により、その挙動の追跡を試みた。また、補強筋の鉄筋に対するヤング係数比による既往の各国示方書耐力算定の修正式の妥当性についても検討した。

2. 実験方法および解析の概要

2.1 使用材料

曲げおよびせん断実験で用いたCFRPネットは、表-1(一方向曲げ)、表-2(二方向押抜きせん断)に示す品質を持つピッチ系の2次元格子状連続繊維補強材である。その形状を図-1に示す。

また、比較用RCスラブ供試体および一方向曲げスラブの圧縮筋に用いた鉄筋SD295-D6, 10の諸元を表-3に示す。

2.2 一方向スラブ曲げ実験

CFRPネットをスラブ引張補強材として用いた場合の曲げ耐力に関する研究は少ない。またコンクリート標準示方書⁹⁾の有効幅をもつはりとしての設計曲げ耐力では、安全側に評価される。

そこで、CFRPネットを引張補強材として用いたスラブの一方向曲げ実験を実施し、補強効果を検討した。供試体の諸元を表-4に示す。パラメータは次の通りである。

- ① 補強筋の種類(鉄筋, CFRPネット)
- ② CFRPネットの格子間隔(25mm, 50mm)
- ③ CFRPネットの補強量($\pi \cdot f_i = 23, 45 \text{ kgf/cm}^2$)

供試体は4種類各1体ずつ作製した。なお、RCスラブとCFRPネットスラブ引張補強量を同一とするため、RCスラブでは鉄筋の補強筋比 p_s と降伏強度 f_{sy} の積と、CFRPネットスラブではCFRPネットの補強筋比 p_{ef} と引張破断強度 f_{ef} の積が等しくなるようにした。

一方向曲げ供試体の形状および寸法を図-2に示す。供試体は、版厚が10cm(有効高さ7cm)、幅175cm、全長200cm、スパン175cmのスラブである。

載荷方法は、載荷板(250×250mm)を介して、二辺相対辺単純支持、中央点1点集中載荷とし、破壊まで0.2tずつ漸増載荷した。

2.3 二方向スラブ押抜きせん断実験

佐藤ら¹¹⁻¹³⁾の研究によれば、FRPロッドや格子状FRP筋を用いたコンクリートスラブの押抜きせん断耐力は、コンクリート標準示方書のRC算定式の算定値を用いればRCスラブほどではないが安全側に評価されることが報告されている。ここでは、CFRPネットを引張補強材として用いたスラブの二方向押抜きせん断実験を実施し、その補強効果を検討した。

供試体の諸元を表-5に示す。パラメータは次の通りである。

- ① 補強筋の種類(鉄筋, CFRPネット)
- ② CFRPネットの補強量($p = 0.45, 1.0, 1.6\%$)

③ コンクリートの圧縮強度($f'_c = 300, 450 \text{ kgf/cm}^2$)

RCスラブは比較用に3体($f'_c = 300 \text{ kgf/cm}^2$ で $p = 0.45, 1.0, 1.6\%$ の3種類)を用意した。二方向押抜きせん断供試体の形状および寸法を図-3に示す。供試体は、版厚が10cm(有効高さ8cm)、全長115×115cm、スパン100×100cmのスラブである。

載荷方法は、載荷板(100×100mm)を介して、四辺単純支持、中央点1点集中載荷とし、破壊まで0.5tずつ漸増載荷した。

表-1 CFRPネットの物性値(一方向曲げ)

補強材	断面積	引張強度	ヤング係数	繊維混入率
	A_{cf} (mm^2)	f_{cf} (kgf/cm^2)	E_{cf} (kgf/cm^2)	
C4	6.6	12000	1.0×10^6	0.36~0.38

表-2 CFRPネットの物性値(二方向押抜きせん断)

補強材	断面積	引張強度	ヤング係数	繊維混入率
	A_{cf} (mm^2)	f_{cf} (kgf/cm^2)	E_{cf} (kgf/cm^2)	
C6	17.5	12000	1.0×10^6	0.36~0.38
C10	39.2	12000	1.0×10^6	
C13	65.0	12000	1.0×10^6	

表-3 鉄筋の物性値

規格	降伏強度	引張強度	ヤング係数
	(kgf/cm^2)	(kgf/cm^2)	(kgf/cm^2)
SD295, D6, D10	3450	5120	2.1×10^6

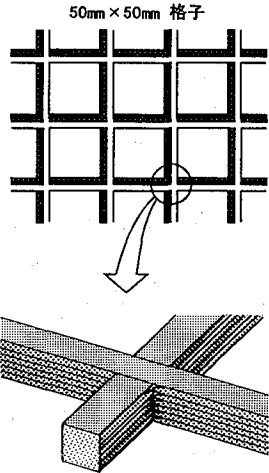


図-1 CFRPネットの形状

表-4 供試体諸元(一方向スラブ)

供試体	曲げ補強筋種類	格子間隔 (mm)	断面積 A_i (mm^2)	補強筋比 π (%)	引張強度 f_{iy} (kgf/cm^2)	補強筋量 $\pi \cdot f_{iy}$ (kgf/cm^2)	コンクリート圧縮強度 f'_c (kgf/cm^2)
CFP50S1	C4	50	6.60	0.189	12000	22.6	460
CFP50S2	C4	50	6.60	0.377	12000	45.3	460
CFP25S1	C4	25	6.60	0.372	12000	44.6	304
RC	D6	53	31.70	1.710	3450	43.7	304

表-5 供試体諸元 (二方向スラブ)

供試体名	補強筋種類	格子間隔 (mm)	断面積 A_i (mm ²)	補強筋比 ρ_i (%)	引張強度 f_{iy} (kgf/cm ²)	コンクリート圧縮強度 f'_c (kgf/cm ²)
CF-045A	C6	50	17.5	0.438	12000	327
CF-10A	C10	50	39.2	0.980	12000	324
CF-16A	C13	50	65.0	1.625	12000	281
CF-045B	C6	50	17.5	0.438	12000	428
CF-10B	C10	50	39.2	0.980	12000	460
CF-16B	C13	50	65.0	1.625	12000	406
RC-045	D6	90	31.7	0.466	3450	284
RC-10	D10	90	71.3	1.056	3450	284
RC-16	D10	55	71.3	1.625	3450	271

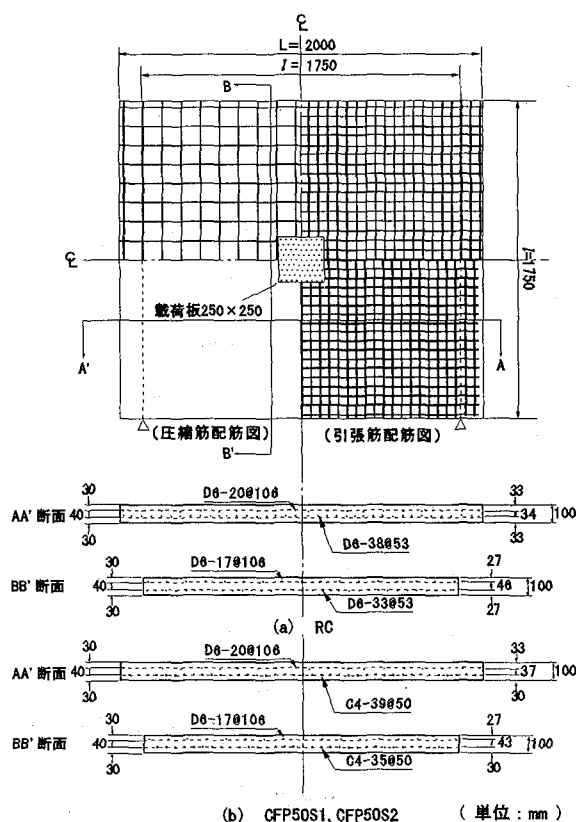


図-2 供試体の形状および寸法 (一方向スラブ)

2.4 有限要素法による版解析

解析には、有限要素法汎用プログラムLUSAS Ver11.1¹⁴⁾を用いた。要素には、8節点薄肉シェル要素を用いた(図-4(a))。スラブ1/4部分の要素分割図、支持条件、荷重条件を図-5に示す。鉄筋やCFRPネット補強材の扱いには、補強筋とコンクリートとの間の付着が完全であると仮定し、補強筋が分散した材料の性質を持つ固体層としてモデル化する複合要素法(Composite-element approach)を用いた。要素は図-4(b)に示すように、厚さ方向に12分割し、各層は平面応力状態にあると仮定して、各層の材料種別に応じて異なる材料特性を有するようになる。

材料の応力-ひずみ関係を図-6に示す。コンクリート

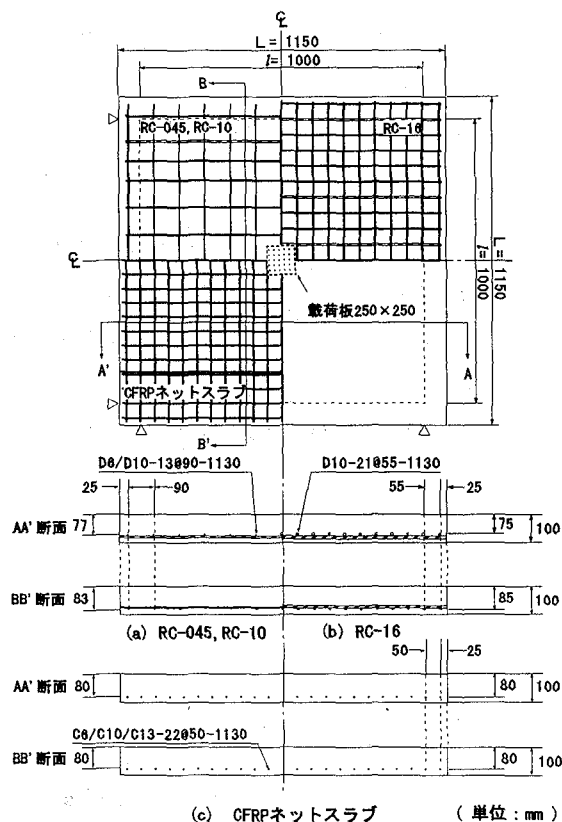


図-3 供試体の形状および寸法 (二方向スラブ)

の圧縮域は使用した解析プログラムの制約上からバイリニアで定義し、引張域は最大引張力に達するまで弾性挙動を示し、ひび割れ発生以後の引張軟化則については、コンクリート引張強度 f_t とCEB-FIPモデルコード⁹⁾から破壊エネルギー G_F を算定し、経験則から指数曲線で与えている。破壊エネルギー G_F の算定には、CEB-FIPモデルコード式により、コンクリート材料試験結果をもとに算定した。

$$G_F = G_{F0} \left(\frac{f'_c}{f'_{c0}} \right)^{0.7}$$

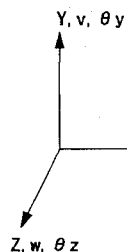
G_F : 破壊エネルギー

G_{FO} : 粗骨材の最大寸法に依存する破壊エネルギーの基本値

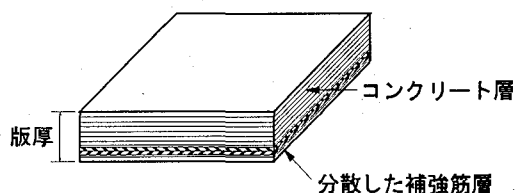
f'_c : コンクリートの圧縮強度

f'_{co} : $10 \text{ (N/mm}^2\text{)}$

なお、コンクリートのせん断伝達係数 β には、コンクリートスラブの弾塑性解析^{15), 16)}で用いられているように、 $\beta=0.1$ とした。鉄筋およびCFRPネットの応力-ひずみ関係には、それぞれ完全弾塑性モデルおよび完全弾性モデルを用いた。

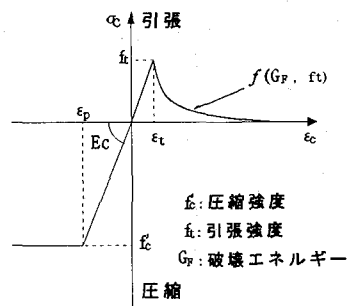


(a) 8節点薄肉シェル要素

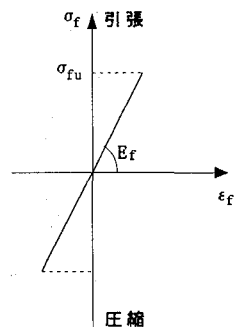


(b) 複合要素モデル

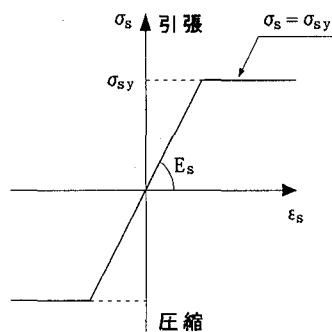
図-4 解析モデル(シェル要素)



(a) コンクリート

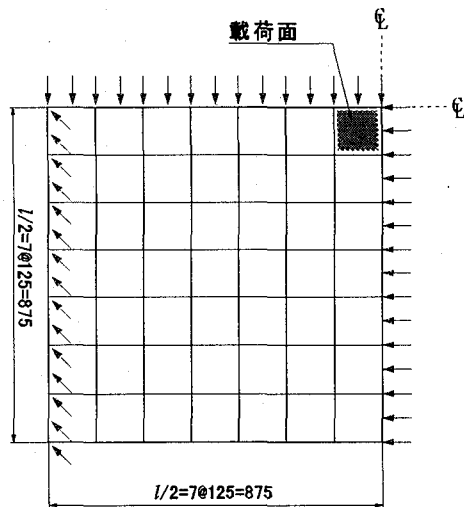


(b) CFRPネット

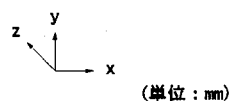
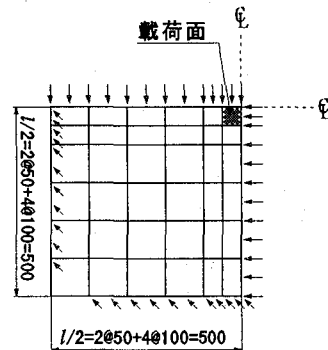


(c) 鉄筋

図-6 材料の応力-ひずみ特性



(a) 一方向スラブ



(b) 二方向スラブ

図-5 要素分割図

3. 一方向スラブの曲げ実験結果および考察

3.1 変形挙動

(1) 荷重-たわみ関係

補強筋量および格子間隔がほぼ等しいRCスラブおよびCFRPネットスラブCFP50S2および同補強量、格子間隔25mmのCFP25S1の荷重と中央点におけるたわみ関係を図-7に示す。8節点複合シェル要素によるFEM解析結果をともに示した。また、参考として、コンクリート全断面有効および引張域無視によるCFRPネットスラブの弾性計算値も示した。

実験結果より、CFRPネットスラブはRCスラブに比べてひび割れ発生以後の曲げ剛性の低下が急激である。また、解析値はRCスラブ、CFRPネットスラブともに荷重-たわみ関係の実験値の傾向を良くとらえている。

(2) 荷重-ひずみ関係

補強筋量および格子間隔がほぼ等しいRCスラブおよびCFRPネットスラブ(CFP50S2)および同補強量、格子間隔25mmのCFP25S1の荷重と中央点における主軸方向のひずみ関係を図-8に示す。

実験結果より、CFRPネットスラブはひび割れ発生以後は、ひずみが荷重とともに、直線的に増加しており、約11tfで破断に至っている。それに対して、RCスラブは6tf付近で降伏後塑性状態に入り緩やかに勾配がおちていくことが分かる。そして最終的に9.3tfで鉄筋の降伏によって破壊に至っている。また、FEM解析結果は、実験値に対し、定性的な挙動は概ね捉えられているものの、定量的にはやや問題が残る。その理由については、4.1で後述する。なお、同一補強量のCFP50S2とCFP25S1の差は、両供試体のコンクリート強度の差異によるものであり、本実験結果からは補強材の寸法比については言及できない。

(3) ひび割れ性状

図-9に補強筋量が等しく格子間隔が異なる供試体CFP50S2とCFP25S1の破壊時のひび割れ分布図を示す。ひび割れの進展の様子について、初期ひび割れ発生は、いずれも2.5~3.0tf付近で中央載荷点直下から配力筋方向に発生し、その後、外側および主筋方向に進展した。格

子間隔が25mmのCFP25S1は、50mmのCFP50S2と比べて補強筋量が等しいにもかかわらず、ひび割れ分散効果が良好であることが分かる。これは、趙ら^{17,18)}が報告しているように、最大ひび割れ間隔は格子点交差部の2倍以上には広がらないことから説明できる。

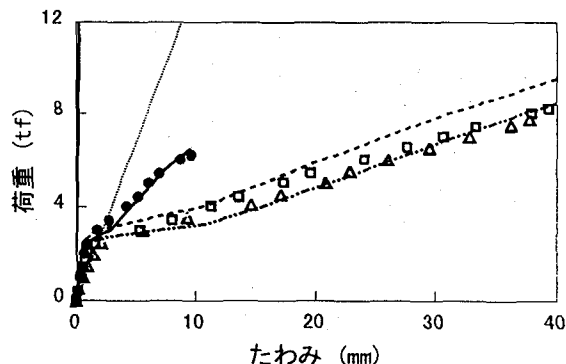


図-7 スラブ中央点における荷重-たわみ関係
(RC, CFRPネットスラブ)

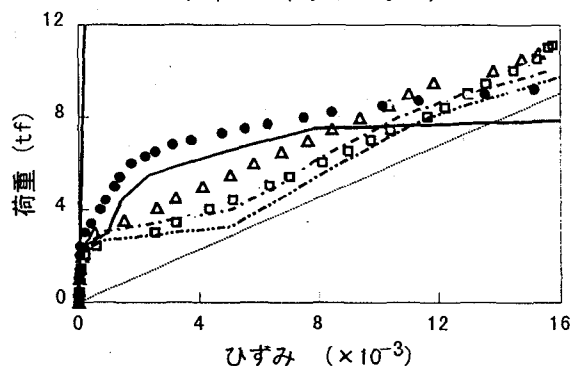


図-8 スラブ中央点における荷重-ひずみ関係
(RC, CFRPネットスラブ)

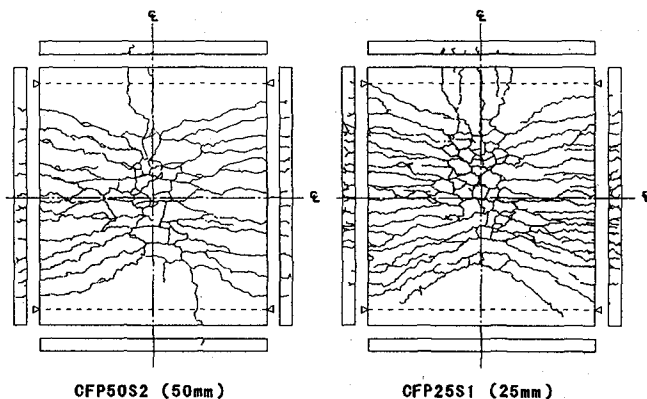


図-9 終局時のひび割れ分布図

表-6 終局耐力

供試体名	ひび割れ発生荷重 (tf)		実験値 計算値	終局耐力 (tf)			実験値 計算値	実験値 解析値	破壊形式
	実験値	計算値		実験値	計算値*)	FEM解析値			
CFP50S1	2.8	2.57	1.09	5.76	4.02	4.5	1.43	1.28	繊維の破断
CFP50S2	2.5	2.57	0.97	10.77	8.90	10.0	1.21	1.08	繊維の破断
CFP25S1	2.4	2.54	1.03	11.12	8.15	10.0	1.36	1.11	繊維の破断
RC	2.6	2.54	1.02	9.28	5.14	8.0	1.81	1.16	鉄筋の降伏

*) 計算値: 示方書による算定値 有効幅 $b_e=140\text{cm}$

3.2 曲げ終局耐力

表-6に実験結果の一覧を示す。曲げひび割れ発生荷重の計算値は示方書による有効幅を持つはりとして算定した値であるが、ほぼ実験値と同等の値を示している。

破壊形式は、繊維の破断もしくは引張鉄筋の降伏による曲げ破壊に至っているが、終局時でCFRPネットの繊維のひずみは1.2~1.5%と破断域に達している。

また、終局耐力についても、示方書による有効幅を持つはりとして算定した値およびFEM解析値を実験結果と比較した。示方書による算定法では、RCスラブの計算値に対する実験値の値が1.8とCFRPネットスラブ(1.2~1.4)に比べかなり大きく安全側評価となっている。FEM解析においては、CFRPネットスラブ、RCスラブともに補強筋のひずみが引張強度または降伏強度を越えた後に変形が急増し、計算が収束不能になる時の荷重値を終局耐力とした。

これによる、FEM解析による結果は、破壊形式が実験結果と一致したが、耐力値については、実験値よりも15%程小さな値を示している。これは、コンクリートや補強材の材料特性および破壊条件などが未だ十分には適正にモデル化できていないことによるものと考えられる。

4. 二方向スラブの押抜きせん断実験および実験結果

4.1 変形挙動

(1) 荷重-たわみ関係

図-10にRCスラブ3タイプ($p=0.45, 1.0, 1.6\%$)の版中央点における荷重-たわみ曲線を示す。ひび割れ発生以後の曲げ剛性は補強筋比の順に差が生じ、たわみが増加するようになる。解析値も実験値に近似し、同様の傾向を示している。

図-11、図-12にCFRPネット補強スラブ3タイプ($p=0.45, 1.0, 1.6\%$)の版中央点における荷重-たわみ曲線を示す。RCスラブと同様に補強筋比の順に、ひび割れ発生後の曲げ剛性に差が生じることが分かる。図-10と図-11より、同じコンクリート圧縮強度($f'_c=300\text{kgf/cm}^2$)のRCスラブとCFRPネットスラブを比較すると、RCスラブに比べCFRPネットスラブはひび割れ発生後の曲げ剛性の低下が補強筋比の大小に関わらず顕著である。これは、CFRPネットが鉄筋に比べコンクリート付着特性に劣ること、補強筋自身の曲げ剛性がほとんどなく、ダウエル作用が期待で

きないためと考えられる。また、CF-16Bのタイプを除いて実験値は、一様に解析値よりもかなり大きな変形を示している。

RCスラブでは、実験値とFEM解析値とに比較的良好一致が見られるのに対し、CFRPネットスラブでは、実験値が終局に近づくほど解析値よりもかなり大きな剛性低下を示す。その理由として次のことが考えられる。

① 解析で仮定しているCFRPネットや鉄筋とコンクリートとの完全付着は成立しない。特に、CFRPネットの格子点交差部での機械的付着しか期待できないために、付着特性に劣っている。

② しかも、終局付近においては、CFRPネット格子点交差部で二方向に積層された面内で繊維束が互いに引き剥がされて分離すると推測され、そのため、格子点交差部での強度が低下する。

(2) 荷重-ひずみ関係

図-13にRCスラブ3タイプ($p=0.45, 1.0, 1.6\%$)の版中央点における荷重-ひずみ曲線を示す。前述の荷重-たわみ関係と同様の挙動を示し、解析値も実験値に近似している。

図-14、図-15にCFRPネット補強スラブ3タイプ($p=0.45, 1.0, 1.6\%$)の版中央点における荷重-ひずみ曲線を示す。RCスラブとCFRPネットスラブの荷重-ひずみ関係を同じ補強筋比で比較すると、CFRPネットスラブはひび割れ発生後のひずみも前述の理由により、RCスラブよりも急激に増大している。

CFRPネットスラブでは、解析値よりも実験値が大きな変形挙動を示す傾向は、コンクリート圧縮強度が小さく、かつ補強筋比が大きい場合ほど顕著である。

(3) ひび割れ性状

図-16にRCスラブおよびCFRPスラブ3タイプ($p=0.45, 1.0, 1.6\%$)の破壊時のひび割れ分布図を示す。

RCスラブについては、補強筋比の増大とともに、放射状のひび割れ本数の増加、その放射状ひび割れから枝状に進展するひび割れの増加が認められた。押抜きせん断耐力に寄与する限界領域は載荷板中心から10cm離れた四方の矩形域に見られ、載荷板から45度の広がりをもって押抜け部分に至る押抜きせん断面が四方向に形成されると考察できる。最終的な押抜け部分の広がり、補強筋のダウエル作用により補強筋下方に一層広がるが、その

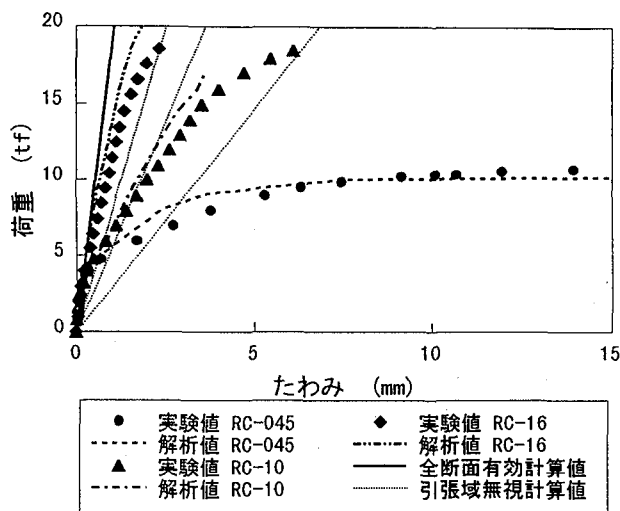


図-10 版中央点における荷重-たわみ曲線
RCスラブ ($p=0.45, 1.0, 1.6\%$)

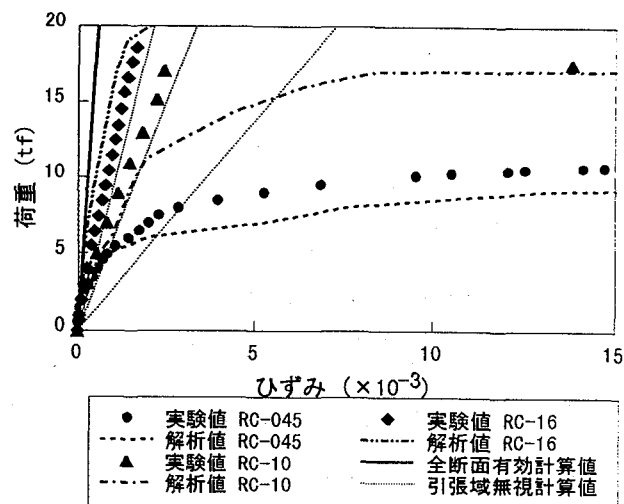


図-13 版中央点における荷重-ひずみ曲線
RCスラブ ($p=0.45, 1.0, 1.6\%$)

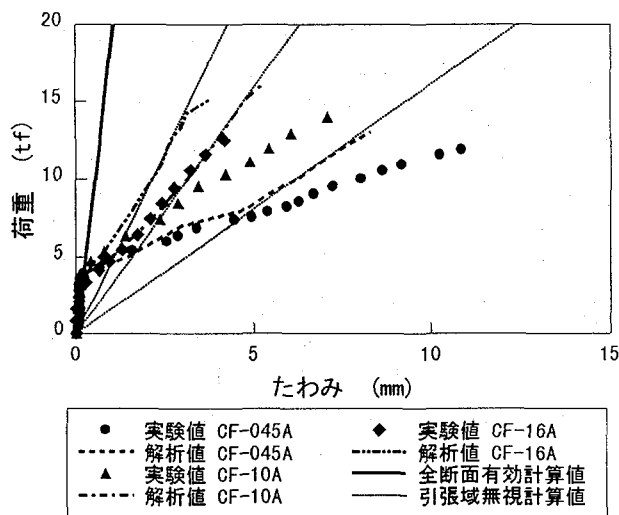


図-11 版中央点における荷重-たわみ曲線
CFRPネットスラブ ($p=0.45, 1.0, 1.6\%$, $f'c=300\text{kgf/cm}^2$)

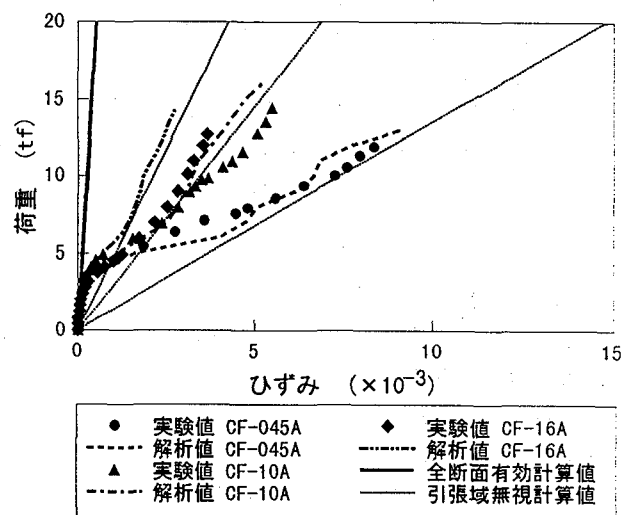


図-14 版中央点における荷重-ひずみ曲線
CFRPネットスラブ ($p=0.45, 1.0, 1.6\%$, $f'c=300\text{kgf/cm}^2$)

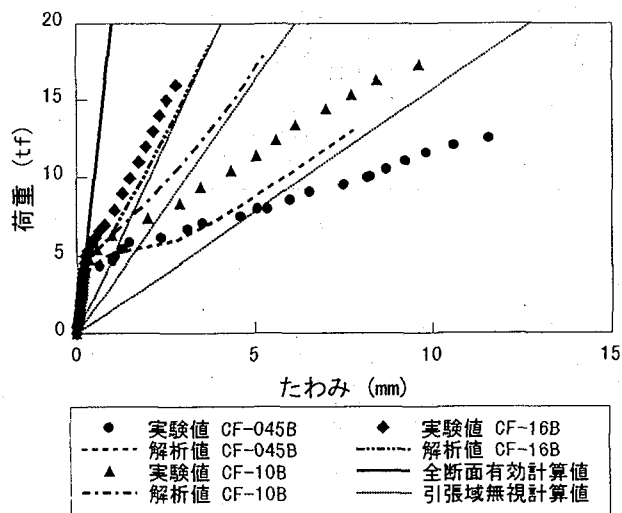


図-12 版中央点における荷重-たわみ曲線
CFRPネットスラブ ($p=0.45, 1.0, 1.6\%$, $f'c=450\text{kgf/cm}^2$)

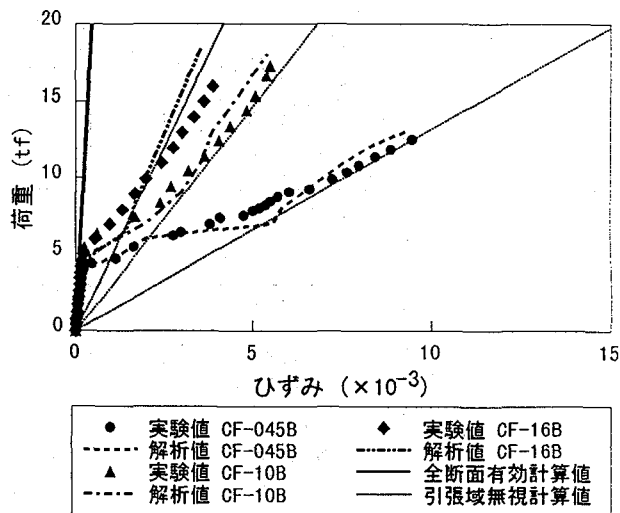


図-15 版中央点における荷重-ひずみ曲線
CFRPネットスラブ ($p=0.45, 1.0, 1.6\%$, $f'c=450\text{kgf/cm}^2$)

傾向は顕著に表れていない。鉄筋自身の曲げ剛性が強く、補強筋量が小さくても、少ない鉄筋本数で、せん断耐力に抵抗できるためと考えられる。

CFRPスラブについては、RCスラブの場合と同じく補強筋比の増大とともに、放射状のひび割れ本数の増加、その放射状ひび割れから枝状に進展するひび割れの増加が認められた。また、スラブ中央点下に、限界領域を示すものと思われる周方向のひび割れも $p=0.45\%$ より $p=1.0\%$ の方が明確になり、ひび割れ本数も増加している。しかし、 $p=1.0\%$ と $p=1.6\%$ の間には大差は見られない。CFRPネットスラブの限界領域については、いずれもRCスラブの場合と同じく約20cm四方の矩形域と考えられる。また、いずれの供試体でもCFRPネットは破断せずに押抜きせん断破壊に至った。その最終的押抜き部分の広がり、補強筋量が小さいほど押抜き部分が広がっていることが顕著に認められる。

また、同じ補強筋比のRCスラブとCFRPスラブを比較した場合、CFRPネットスラブがRCスラブに比べて明らかにひび割れ分散性において劣っていることが分かる。

これは、次のような理由によるものと考えられる。

- ① CFRPネットは鉄筋と付着機構が異なり、主にネット格子点でコンクリートとの機械的付着を有している。
- ② CFRPネットは鉄筋に比べ、補強筋自身の曲げ剛性がほとんどなくダウエル作用が期待できない。

4.2 終局耐力

表-7に各供試体についての実験値および各国示方書式による耐力算定値、そしてこれらRCスラブおよびCFRPネットスラブの実験値に対する算定値の平均値および分散を示した。なお、いずれの供試体も押抜きせん断によって破壊に至った。図-17にCFRPネットスラブの耐力関係

を示した。
RCスラブについては、いずれの設計式も安全側で、かつACI式⁷⁾(アメリカコンクリート委員会)を除いて、耐力比も大きくなく、ばらつきの小さい結果を示している。本実験結果と比較して、各国示方書式による算定結果の特徴は次のようになる。

- ① JSCE式⁵⁾(日本土木学会)、JASS式⁹⁾(日本建築学会)とも安全率(実験値/算定値)が1.3、BS8110式⁸⁾(英国規格)はやや大きく1.5、CEB-FIP式⁶⁾(ヨーロッパコンクリート委員会-国際プレストレスト連合)は1.0である。
- ② ACI式は補強筋比の影響を考慮していないため、補強筋の種類や、補強筋量によって分散も大きくなる。

一方、CFRPネットスラブについては、

- ① RCスラブに比べ、いずれの設計式でも安全率が低下している。JASS式、CEB-FIP式については、安全率が1.0未満となっている。
- ② JSCE式やJASS式の算定値を基に安全率が1.0未満の供試体に着目すると、CF-16AやCF-16Bの補強筋比が大きくせん断モードが卓越する供試体である。

以上のCFRPネットスラブのRCスラブに対する耐力低下現象は、先に辻ら¹⁰⁾のCFRPネット補強はり、佐藤ら¹¹⁻¹³⁾のFRPネットスラブの実験によって報告されたものと同様である。そこで、彼らが提案している補強筋の鉄筋に対するヤング係数比で修正する方法により、耐力を補正した算定値と実験値の比較を表-8、図-18に示す。JSCE式では、RCスラブの場合と同様に約30%安全側に評価するようになる。しかし、FRPロッドとFRPネットの成形形態の違いが耐力に及ぼす影響等を含め、今後さらなる検討が必要である。

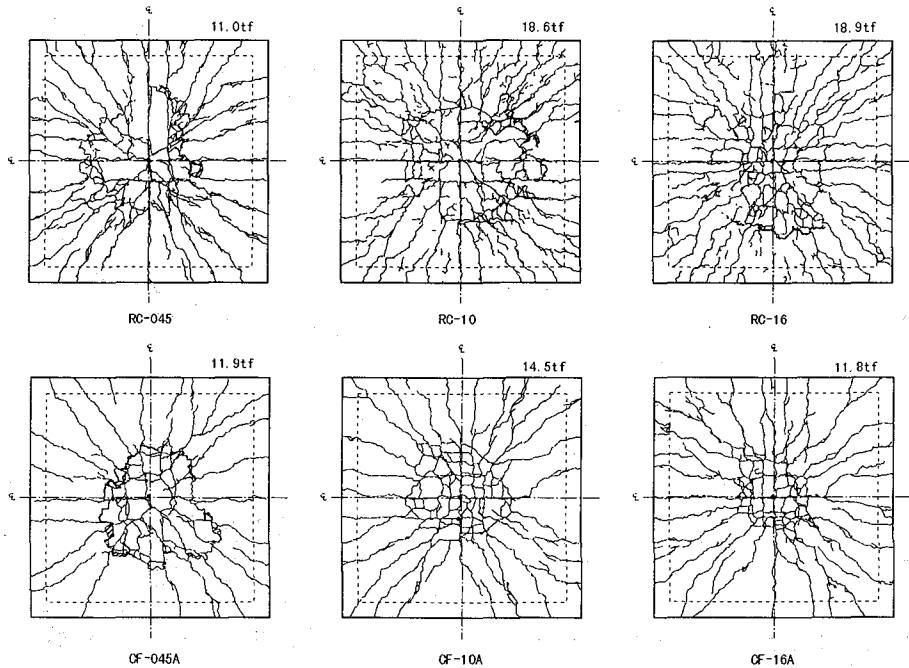


図-16 終局時のひび割れ分布図 (RC, CFRPネットスラブ)

表-7 各国示方書式による押抜きせん断耐力

供試体名	V(実験) (tf)	V(JSCE) (tf)	V(実験) V(JSCE)	V(JASS) (tf)	V(実験) V(JASS)	V(ACI) (tf)	V(実験) V(ACI)	V(BS8110) (tf)	V(実験) V(BS8110)	V(CEB-FIP) (tf)	V(実験) V(CEB-FIP)
RC-045	11.00	9.79	1.124	10.43	1.054	6.00	1.832	8.22	1.338	12.04	0.913
RC-10	18.60	12.86	1.447	12.59	1.477	6.00	3.098	10.80	1.723	15.82	1.176
RC-16	18.90	14.49	1.304	13.51	1.399	5.86	3.224	12.27	1.541	17.97	1.052
CF-045A1	11.90	10.28	1.157	11.23	1.059	6.44	1.848	8.44	1.411	12.36	0.963
CF-045A2	11.00	10.28	1.070	11.23	0.979	6.44	1.708	8.44	1.304	12.36	0.890
CF-10A1	14.50	13.39	1.083	13.45	1.078	6.41	2.261	11.00	1.318	16.12	0.900
CF-10A2	13.60	13.39	1.015	13.45	1.011	6.41	2.121	11.00	1.236	16.12	0.844
CF-16A1	12.70	14.77	0.860	13.82	0.919	5.97	2.126	12.42	1.022	18.20	0.698
CF-16A2	11.80	14.77	0.799	13.82	0.854	5.97	1.976	12.42	0.950	18.20	0.648
CF-045B1	12.50	11.79	1.060	13.51	0.925	7.38	1.693	9.24	1.353	13.54	0.923
CF-045B2	13.40	11.79	1.137	13.51	0.992	7.38	1.815	9.24	1.450	13.54	0.990
CF-10B1	17.60	15.95	1.103	17.06	1.032	7.64	2.305	12.36	1.424	18.11	0.972
CF-16B1	16.50	17.73	0.930	17.55	0.940	7.17	2.300	14.03	1.176	20.56	0.803
CF-16B2	18.80	17.73	1.060	17.55	1.071	7.17	2.621	14.03	1.340	20.56	0.914
RCスラブ	平均		1.292	平均	1.310	平均	2.718	平均	1.534	平均	1.047
	分散		0.017	分散	0.034	分散	0.395	分散	0.025	分散	0.011
CFスラブ	平均		1.025	平均	0.987	平均	2.070	平均	1.271	平均	0.868
	分散		0.012	分散	0.005	分散	0.077	分散	0.024	分散	0.011

ただし、V(実験)：押抜きせん断耐力の実験値

V(JSCE, JASS, ACI, BE8110, CEB-FIP)：各国示方書式による押抜きせん断耐力の算定値

表-8 各国示方書式による押抜きせん断耐力(ヤング係数比による修正後)

供試体名	V(実験) (tf)	V(JSCE) (tf)	V(実験) V(JSCE)	V(JASS) (tf)	V(実験) V(JASS)	V(ACI) (tf)	V(実験) V(ACI)	V(BS8110) (tf)	V(実験) V(BS8110)	V(CEB-FIP) (tf)	V(実験) V(CEB-FIP)
CF-045A1	11.90	8.03	1.482	9.47	1.256	6.44	1.848	6.59	1.806	9.65	1.233
CF-045A2	11.00	8.03	1.370	9.47	1.161	6.44	1.708	6.59	1.670	9.65	1.140
CF-10A1	14.50	10.46	1.386	11.34	1.279	6.41	2.261	8.59	1.688	12.59	1.152
CF-10A2	13.60	10.46	1.300	11.34	1.200	6.41	2.121	8.59	1.583	12.59	1.080
CF-16A1	12.70	11.53	1.101	11.65	1.090	5.97	2.126	9.70	1.309	14.21	0.894
CF-16A2	11.80	11.53	1.023	11.65	1.013	5.97	1.976	9.70	1.216	14.21	0.830
CF-045B1	12.50	9.21	1.358	11.39	1.098	7.38	1.693	7.22	1.732	10.57	1.182
CF-045B2	13.40	9.21	1.456	11.39	1.177	7.38	1.815	7.22	1.857	10.57	1.268
CF-10B1	17.60	12.46	1.413	14.39	1.223	7.64	2.305	9.65	1.823	14.14	1.244
CF-16B1	16.50	13.85	1.191	14.79	1.115	7.17	2.300	10.96	1.506	16.06	1.028
CF-16B2	18.80	13.85	1.358	14.79	1.271	7.17	2.621	10.96	1.715	16.06	1.171
CFスラブ	平均		1.313	平均	1.171	平均	2.070	平均	1.628	平均	1.111
	分散		0.020	分散	0.007	分散	0.077	分散	0.039	分散	0.018

ただし、V(実験)：押抜きせん断耐力の実験値

V(JSCE, JASS, ACI, BE8110, CEB-FIP)：各国示方書式による押抜きせん断耐力の算定値

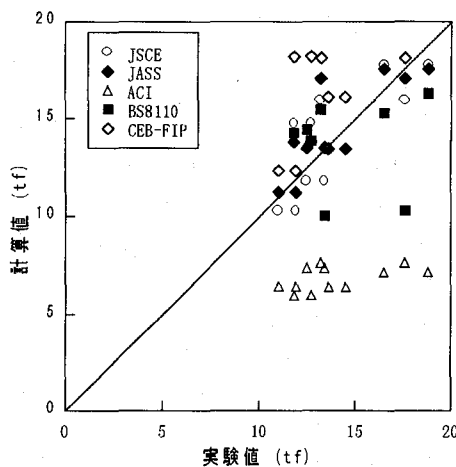


図-17 各国示方書式による押抜きせん断耐力関係

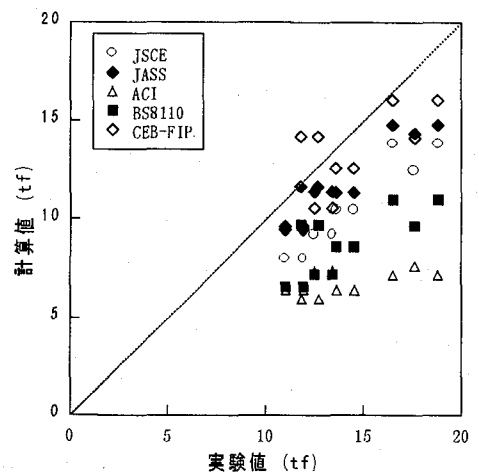


図-18 修正式による押抜きせん断耐力関係

5. まとめ

本研究を通して得られた成果を要約すると次のようになる。

一方向スラブ曲げ実験より、

(1) CFRPネットスラブはRCスラブに比べ、初期ひび割れ発生後の曲げ剛性の低下が顕著で変形が急増した。

(2) 破壊は、CFRPネット補強筋のひずみが1.2~1.5%の破断域に達し、補強筋の引張破断により曲げ破壊に至った。

(3) CFRPネットが同補強量である場合、格子間隔の小さい方がひび割れ分散効果が良好であることが分かった。

(4) コンクリート標準示方書にある有効幅を持つはりの曲げ理論により終局耐力を算定した結果、実験値と比べてRCスラブが安全率1.8であるのに対し、CFRPネットスラブは1.2~1.4と低い値となった。

また、二方向スラブ押抜きせん断実験より、

(5) ひび割れ性状については、RCスラブ、CFRPネットスラブとも補強筋比の増大に伴い、ひび割れ本数の増加および押抜き部分の面積が小さくなる。また同一補強筋比の場合、CFRPネットスラブよりRCスラブの方が良好なひび割れ分散性を発揮した。

(6) 本FEM解析により、CFRPネットスラブの変形挙動を定性的には比較的良く説明できるが、定量的には、変形が進み、終局に近づくにつれ実験値と乖離する傾向がみられた。今後、CFRPネットの付着特性を含めたモデル化について検討の必要がある。

(7) CFRPネットスラブの押抜きせん断耐力をRCスラブを対象とした各国示方書式で評価すると、RCスラブに比べて安全率が低く、危険側の評価を与える場合がある。これに対して、同示方書式をCFRPネット補強筋のヤング係数比で修正することにより、十分安全側に補正でき、かつACI式を除き、分散の少ない耐力評価が可能である。

参考文献

- 1) 土木学会：連続繊維補強材を用いたコンクリート構造物の設計・施工指針(案)，コンクリートライブラリー，No. 88，1996。
- 2) 涌井 一，鳥取誠一：FRP部材を螺旋状せん断補強筋として用いた場合のコンクリート梁のせん断補強効果，コンクリート工学年次論文報告集，Vol. 12，No. 1，pp. 1141~1146，1990。
- 2) 中村 光，檜貝 勇：連続繊維で補強したコンクリートはりのせん断耐荷力の評価，土木学会論文集，No. 508/V-26，89~100，1995. 2。
- 3) 日野伸一，李 重桓，黒田一郎，太田俊昭：炭素繊維ネットによる鉄筋コンクリートはりのせん断補強効果に関する研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol. 17，No. 2，pp. 953~958，1995。
- 4) S. H. Ahamad, P. Zia, T. J. Yu, and Y. Xie. : *Punching shear tests of slabs reinforced with 3-D carbon fiber fabric*. Concrete Institute, pp. 36~41, 1994. 7。
- 5) 土木学会：コンクリート標準示方書【平成8年度】設計編，1996。
- 6) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算基準・同解説，1991。
- 7) ACI Committee 318 : *Building Code Requirements for Reinforced Concrete (ACI318M-89) and Commentary-ACI318Rm-89*, American Concrete Institute, 1989。
- 8) *Structural Use of Concrete, Part1 : Code of Practice for Design and Construction (BS8110)*, British Standard Institution, London, 1985。
- 9) *CEB-FIP Model Code for Concrete Structures*, Comite Euro-International du Beton/Federation International de la Precontrainte, Lausanne, Switzerland, 1990。
- 10) 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。
- 11) 佐藤靖彦，古内 仁，角田與史雄，高橋義裕：アラムド繊維製FRPロッドで補強したRCスラブの押抜きせん断破壊性状について，コンクリート工学年次論文報告集，Vol. 13，No. 2，pp. 855~860，1991。
- 12) 佐藤靖彦，高橋義裕，上田多聞，角田與史雄：連続繊維補強材を用いたRCスラブの押抜きせん断強度に与える補強材剛性の影響について，コンクリート工学年次論文報告集，Vol. 14，No. 2，pp. 685~688，1992。
- 13) 高橋義裕，角田與史雄，佐藤靖彦：格子状FRP筋を用いたスラブのせん断破壊に関する基礎実験，コンクリート工学年次論文報告集，Vol. 14，No. 2，pp. 685~688，1992。
- 14) LUSAS ユーザーズ・マニュアルVer11.1, FEA Ltd.
- 15) L. Javier Malvar : *Punching Shear Failure of a Reinforced Concrete Pier Deck Model*, ACI Structural Journal, V. 89, No. 5, September - October, 1992。
- 16) Gonzalez-Vidoso, F. ; Kotvos, M. D. ; and Pavlovic, M. N. : *Symmetrical Punching of Reinforced Concrete Slabs : An Analytical Investigation Based on Nonlinear Finite Element Modeling*, ACI Structural Journal, V. 85, No. 3, May-June, 1992。
- 17) 趙 唯堅，丸山久一，鈴木秀門：格子状CFRPロッドを用いたRCはりの曲げ性状に及ぼす格子間隔の影響，コンクリート工学年次論文報告集，Vol. 16-2，pp. 1093-1098，1994。
- 18) 趙 唯堅，丸山久一，山本康之，清水敬二：FRPロッドを主筋に用いたコンクリートはりの曲げひび割れ性状，連続繊維補強材に関する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，pp. 123-128，1992。

(1997年9月26日受付)