

正負交番載荷に適用可能なRC離散ひびわれモデルの開発とその適用範囲

三島徹也*・Buja BUJADHAM**・前川宏一***

本研究は、RC部材内に発生するひびわれに適用可能な離散ひびわれモデルの開発およびその適用範囲について検討を行ったものである。RC板試験や一面せん断試験等のひびわれ面に直交方向および平行方向に正負交番載荷された試験との比較を通じて、広範囲にわたって離散ひびわれモデルの精度を検討した。その結果、鉄筋比約2%以下の低鉄筋比では、RC部材の変形特性、耐力とも十分な精度で予想可能であることを明らかにした。

Keywords: RC discrete crack, constitutive model, RC plate, shear capacity

1. 序 論

RC部材の復元力特性の解析精度向上を図る目的で、著者らは繰り返し載荷を考慮可能な離散ひびわれモデルの開発を行っており、離散ひびわれモデルを構成する材料モデルの詳細を既に報告した^{1), 2)}。これらの材料モデルの特徴は、鉄筋モデルについては、①ひびわれと鉄筋の交差角の影響、②隣接ひびわれの影響を考慮可能な点にあり、コンクリートの応力伝達モデルについては、ひびわれ面での開口変位とズレ変位が同時に生ずるような変形履歴に対しても良好な精度を有している一般化接触密度関数モデル³⁾を採用したことにある。

上記の材料モデルは、個々に、著者らが行ったRC板試験¹⁾ならびに無筋コンクリート試験体による一面せん断試験²⁾により検証されており、その精度は既に確認されている。しかしながら、これらを組み合わせることによって得られる離散ひびわれモデルでの検証は未だなされていない。鉄筋とコンクリートが組合わさって外力に抵抗している鉄筋コンクリートひびわれ面では、モデル化に含まれていない鉄筋とコンクリートの干渉作用の存在も予想され、RC離散ひびわれモデルの精度を検証するためには、個々の材料レベルでの検証では不十分である。本研究は、構成材料モデルを組み合わせることによって離散ひびわれモデルを構築すると共に、その離散ひびわれモデルの精度を鉄筋コンクリート接合要素レベルの試験、すなわち、ひびわれ面の局所的な挙動に注目したRC板試験およびRCひびわれ面の一面せん断試験と比較することによって検証することを目的としている。

著者らのRC板試験では、ひびわれ面のコンクリートに発生する伝達応力は鉄筋による応力に比較して小さいために、ひびわれ面の非線形挙動は主に鉄筋によって支配される。一方、プッシュオフ試験に代表される鉄筋コンクリートひびわれ面の一面せん断試験では、コンクリートに発生する伝達応力が大きく、その挙動は鉄筋の拘束効果とコンクリートの応力伝達によって支配される。したがって、両試験結果と比較することによって、広範囲に離散ひびわれモデルの精度を検証することができる。なお、一面せん断試験の検証用試験体には、既往の試験約70ケースに加えて、今回、著者らが新たに実施したプッシュオフ試験体1体を用いた。

2. 離散ひびわれモデルの構築

(1) 基本仮定

本研究の離散ひびわれは、図-1に示すように鉄筋モデルとコンクリートモデルを組み合わせることによって定式化されるものである。鉄筋を分散ひびわれモデルと同様に、仮想連続体として扱うことができるよう、鉄筋は離散ひびわれ断面内に一様に分布していることを仮定する。なお、鉄筋とひびわれ面のなす角度は θ である。

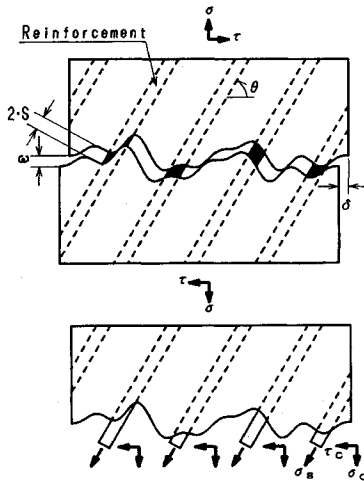
鉄筋とコンクリートの構成則は互いに独立であることを仮定し、さらに、微小変位の仮定を導入することにより、鉄筋軸力の方向は、常に変形前の鉄筋軸方向に等しいことを仮定する。この仮定は、鉄筋コンクリート板中のひびわれの局所挙動の測定結果から、鉄筋直交方向のせん断変位が極めて大きい場合を除いて成立することが確認されている¹⁾。なお、本仮定は鉄筋のせん断伝達(ダボ作用)を無視することと等価である。

以下の議論は1方向配筋された離散ひびわれに限定しているが、複数本の鉄筋が異なる方向に配筋されている場合についても、各鉄筋の構成則が互いに独立であることを仮定し、離散ひびわれ面の応力に各方向の鉄筋応力

* 正会員 前田建設工業(株) 技術研究所
(〒179 練馬区旭町1-39-16)

** 正会員 工博 鹿島建設(株) 技術研究所

*** 正会員 工博 東京大学助教授 (1992年までAITに派遣)
工学部土木工学科



図一 離散ひびわれ

を足し合わせることによって、容易に拡張することが可能である。

(2) 離散ひびわれ面の応力とつりあい

基本仮定より、離散ひびわれ面の応力 $\{\sigma_j\} = [\tau \sigma]^T$ はコンクリートに起因する応力 $\{\sigma_c\}$ と鉄筋に起因する応力 $\{\sigma_s\}$ の重ね合わせと考えることができ、次式で表される。

$$\begin{aligned} \{\sigma_j\} &= \{\sigma_c\} + \{\sigma_s\} \\ &= [\tau_c \sigma_c]^T + [\tau_s \sigma_s]^T \end{aligned} \quad (1)$$

ここに、 τ : 離散ひびわれ面のせん断応力

σ : 離散ひびわれ面の直応力 (引張を正)

τ_c : コンクリートのせん断応力

σ_c : コンクリートの直応力 (引張を正)

τ_s : 鉄筋によるせん断応力

σ_s : 鉄筋による直応力 (引張を正)

鉄筋軸力の方向が変形前の鉄筋軸方向に等しいことから¹⁾、ひびわれ面の鉄筋比 (ひびわれ面を貫通する全鉄筋の総断面積 ÷ ひびわれ断面積) を p^* とすると、鉄筋応力 τ_s, σ_s は次式で表される。

$$\tau_s = p^* \sigma_{as} \cos \theta, \quad \sigma_s = p^* \sigma_{as} \sin \theta \quad (2)$$

ここに、 σ_{as} : 鉄筋の軸応力

なお、鉄筋と直交する断面での鉄筋比 p と p^* の間には次式の関係がある。

$$p^* = p \sin \theta \quad (3)$$

以上をまとめると、全応力 τ, σ は鉄筋軸応力 σ_{as} とコンクリート応力 τ_c, σ_c から次式で求められる。

$$\left. \begin{aligned} \tau &= \tau_c + p \sigma_{as} \cos \theta \cdot \sin \theta \\ \sigma &= \sigma_c + p \sigma_{as} \sin^2 \theta \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

(3) 構成材料モデル

a) 鉄筋モデル

鉄筋モデルは島ら⁴⁾、申ら⁵⁾の鉄筋ひずみ-すべり関係

を基に、ひびわれ面近傍での付着劣化、鉄筋とひびわれの交差角、高塑性域のすべり戻しを考慮して得られたモデル²⁾である。モデルの詳細は前報²⁾に詳しいので、その概略を述べる。

○変形適合条件

ひびわれ面における実際の鉄筋は、ダボ作用によって曲げやせん断力を受け複雑な応力状態となっている⁶⁾が、鉄筋のせん断力負担はコンクリートによるせん断負担に比べて小さいと考え、鉄筋を線材として扱うことを仮定すると、ひびわれ面の変位とひびわれ面からの鉄筋の抜け出し量 S (鉄筋すべり) の関係は次式で表される。

$$S = (\delta \cos \theta + \omega \sin \theta) / 2 \quad (5)$$

○ひびわれ変位と鉄筋応力の関係

鉄筋ひずみ-すべりモデルは、鉄筋すべりを鉄筋径、コンクリート強度の影響を考慮して無次元化した無次元鉄筋すべり s に対して定式化されたものであり、一般に、次式で表される。

$$s = s(\epsilon_s) \quad (6)$$

ここに、 $s = S/D \cdot K_{fc}$, $K_{fc} = (f'_c/20)^{2/3}$, D : 鉄筋径,

f'_c : コンクリート強度 (MPa)

本研究では、式 (6) を s について解き、さらに、鉄筋の応力-ひずみ関係を用いることによって得られる次式を用いて鉄筋応力の算定を行っている。

$$\sigma_{as} = F_s(s) \quad (7)$$

ここに、 $F_s(s)$ は鉄筋すべり s の履歴に依存する非線形関数であり、前報²⁾に詳しい。

b) コンクリートモデル

コンクリートの応力伝達モデルは Bujadham らによる一般化接触密度モデル³⁾であり、李・前川モデル⁷⁾を基にひびわれ面での摩擦、異方性、局所破壊を考慮して拡張されたものである。コンクリート応力はひびわれ変位の非線形関数となり、一般に次式で表される。

$$\tau_c = \tau_c(\delta, \omega), \quad \sigma_c = \sigma_c(\delta, \omega) \quad (8)$$

モデルの詳細は文献 2), 3) に詳しいので、ここでの説明は省略する。

(4) RC 離散ひびわれの材料マトリクス

使用材料モデルが非線形モデルであるため、解を求める際に繰り返し演算が必要である。その際、基本となる増分形式の構成式は以下のとおりである。

鉄筋の構成モデルを増分形で表示すると、

$$d\sigma_{as} = D_s dS \quad (9)$$

となる。ここに、 $D_s = \frac{dF_s}{ds} K_{fc} / D$ である。式 (5) の増分形を式 (9) に代入し、さらに、式 (2) を用いてマトリクス表示すると、

$$\begin{aligned} \{d\sigma_j\} &= p D_s \sin \theta / 2 \cdot [R(\theta)]^T [R(\theta)] \{du\} \\ &= [D_{js}] \{du\} \end{aligned} \quad (10)$$

を得る。ここに、 $[R(\theta)] = [\cos \theta \quad \sin \theta]$ である。

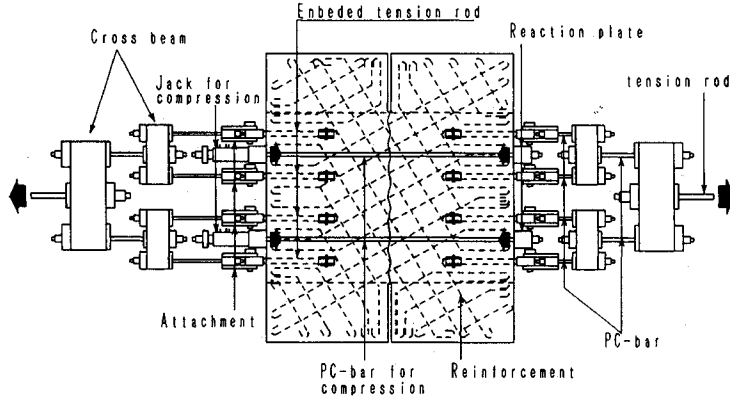


図-2 RC板試験体と載荷状況

表-1 RC板試験体諸元一覧

項目 試験体	コンクリート 強度 (MPa)	X鉄筋			Y鉄筋		
		鉄筋 径	角度 (deg.)	鉄筋比 (%)	鉄筋 径	角度 (deg.)	鉄筋比 (%)
No. 3	38.6	D10	30	1.14	D10	60	1.14
No. 4	39.2	D13	45	2.02	D10	45	1.14

また、コンクリートモデルの増分形は次式となる。

$$\left. \begin{aligned} d\tau_c &= D_{11}d\delta + D_{12}d\omega \\ d\sigma_c &= D_{21}d\delta + D_{22}d\omega \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (11)$$

ここに、 D_{11} 等は式(8)を δ, ω で偏微分して得られる微分係数である。上式をマトリクス形で表示して、

$$\{d\sigma_j\} = [D_j] \{du\} \dots\dots\dots (12)$$

を得る。式(1)の増分形に式(10)、(12)を代入することによって、以下の離散ひびわれ構成式を得る。

$$\{d\sigma_j\} = [D_j] \{du\} \dots\dots\dots (13)$$

ここに、 $[D_j] = [D_{jc}] + [D_{js}]$ である。 $[D_j]$ は離散ひびわれの接線材料マトリクスと考えることができ、成分表示すると次式となる。

$$[D_j] = \begin{bmatrix} D_{11} + \rho D_s \cos^2 \theta \sin^2 \theta / 2 & D_{12} + \rho D_s \cos \theta \sin^2 \theta / 2 \\ D_{21} + \rho D_s \cos \theta \sin^2 \theta / 2 & D_{22} + \rho D_s \sin^3 \theta / 2 \end{bmatrix} \dots\dots\dots (14)$$

3. 一本のひびわれを含むRC板試験体による検証

既報の離散ひびわれ検証用試験¹⁾は1軸正負交番載荷にて行われており、その概要は図-2、表-1に示す通りである。検証に使用したNo. 3, 4試験体は、配筋の非対称性からひびわれ面にせん断ズレ変位が発生する変形モードとなり、鉄筋とコンクリートの両者に応力が作用するものである²⁾。鉄筋のみが応力を負担するケースは、すでに材料モデル構築の過程において検証済みである²⁾。本試験体は、試験ひびわれ面の近傍に隣接ひびわれが発生しているが、隣接ひびわれの開口は非常に小さく無視し得ることが既に確認されているので、定着長が

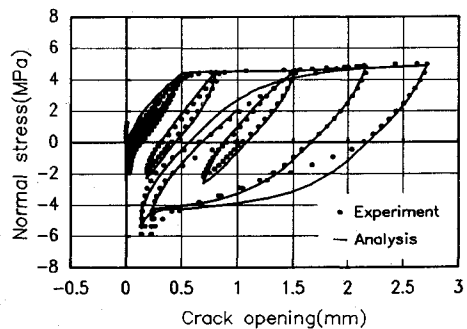


図-3 鉛直応力-開口変位関係 (No. 3)

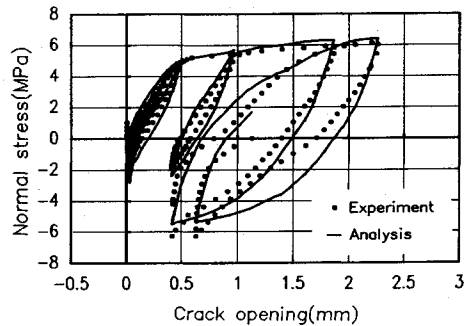


図-4 鉛直応力-開口変位関係 (No. 4)

十分長い場合の鉄筋モデル²⁾を使用した。

(1) 鉛直応力-開口変位関係

図-3, 4に各試験体の鉛直応力-開口変位の解析および試験結果を示す。ただし、実験値の開口変位は表面での測定値である。載荷、除荷、再載荷曲線とも、各試験体で比較的良好に一致しており、本解析モデルが十分な精度を有していることが確認される。圧縮載荷時にひびわれ再接触によって、剛性が增大する傾向が、試験結果及び解析においてもみられる。これは、Bujadhamらの応力伝達モデル³⁾の精度に依存するところが大きい。ただし、解析では再接触開始変位が試験結果とは異なり、若

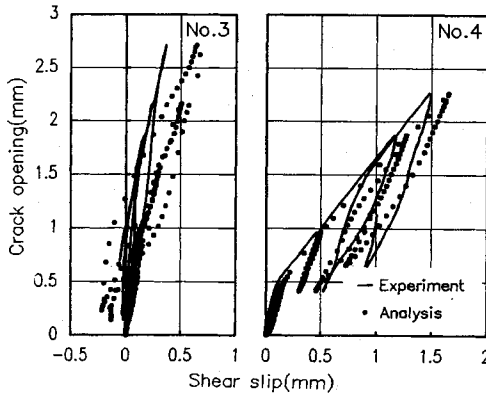


図-5 開口変位-ズレ変位関係

干の差異を生じている。さらに精度向上を図るとすれば、ひびわれ再接触に対するモデルの精度を向上させる必要がある。

(2) 開口変位-せん断ズレ変位関係

図-5に開口変位-ズレ変位関係を示す。No. 3 試験体は、鉄筋降伏後も、ほとんどせん断ズレを生じていない。ひびわれ再接触時を除いて、コンクリート応力は鉄筋応力に比べて十分小さく、No. 3 試験体の挙動を支配しているのは、主に鉄筋の抜け出し特性であることがわかる。したがって、No. 3 試験体の試験結果と解析がよく一致していることは、鉄筋の繰返し載荷モデルが妥当であることを示している。

これに対して、No. 4 試験体は鉄筋降伏後に、開口変位と同程度のせん断ズレ変位が生じており、せん断伝達によるコンクリート応力が発生する。No. 4 試験体の解析結果が、交番載荷の下で試験結果とよく一致していることから、鉄筋モデルだけでなく、コンクリートの応力伝達モデルの妥当性も確認される。なお、 y 鉄筋降伏後のひびわれ面の変位方向は、 x 鉄筋とほぼ直交方向である。式 (5) を考慮すると、 y 鉄筋降伏後には x 鉄筋の抜け出しはほとんど生じていないことになる。

(3) 鉄筋応力

図-6, 7は、No. 4 試験体の x, y 鉄筋応力を示したものである。(2) 節で述べたように、 y 鉄筋降伏後のひびわれ面の变位方向が x 鉄筋とほぼ直交方向となるため、 x 鉄筋は降伏していない。解析はこの現象を含めて、試験結果を精度よく表現している。なお、図-6において、開口変位- x 鉄筋応力関係の第2勾配に差がみられる。これは、先に述べたように、 x 鉄筋では鉄筋直交方向に大きな変位が生じているにもかかわらず、その影響を無視し、「鉄筋線材の仮定」を用いたために生じたものである。

(4) ひびわれ面で伝達されるコンクリート応力

異方配筋の場合、ひびわれ面の応力伝達機構によって、

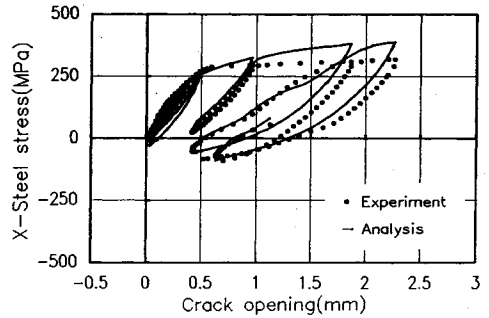


図-6 鉄筋応力 (x 鉄筋)

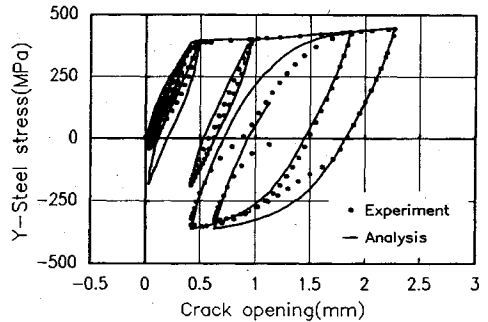


図-7 鉄筋応力 (y 鉄筋)

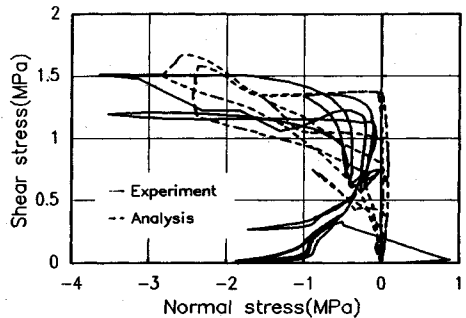


図-8 コンクリートの伝達応力の比較

ひびわれ開口後、コンクリート応力が発生する。このコンクリート応力が非常に複雑な履歴性状を示すことを既報で示した¹⁾。図-8は、No. 4 試験体のコンクリート応力の解析値と試験結果を示したものである。わずかなひびわれ変位の相異が、敏感に解析応力値の変動に反映されることを考慮すれば、解析と試験結果の履歴曲線の形状は若干異なっているが、全体的にはよく一致しているといえよう。コンクリートの伝達応力がひびわれ面の応力に占める割合 (3割程度) を考慮すると、十分な精度を有していると判断できる。

なお、本検証試験は、主として、離散ひびわれモデルを構成している鉄筋の抜け出しモデルに依存するところが大きく、相対的には、コンクリートの応力伝達モデルは主たる非線形性の担い手ではない。したがって、高応

表-2 一面せん断試験体諸元一覧

	断面 (mm)	コンクリート 強度 (MPa)	鉄筋の材料特性				降伏 強度 (MPa)	弾性 係数 (GPa)	載荷 方法	備考
			鉄筋比 (%)	径 (mm)	鉄筋 本数					
RC1	150×300	41.3	0.71	D19	1	389	192	ルーマニア	李ら	
RC3	200×300	28.0	1.88	D25	2	456	191	式	李ら	
RC4	100×200	44.3	3.80	D13	6	376	200※	プッシュ	山田ら	
RC5	190×380	27.4	0.80	D10	8	407	192	打	著者ら	

※弾性係数が不明なため、解析で使用した値。

力がひびわれ面にも作用する離散ひびわれについて、さらに、適用性を検討する必要がある。これについては、次章にて検討する。

4. 一面せん断試験との比較

ここでは、RC部材の一面せん断試験との比較を通して、高せん断変形下での当該モデルの適用性と挙動予測について検討を行う。

(1) 鉛直応力がない場合の変形特性

李はひびわれ面にあらかじめひびわれを導入した後、ルーマニア方式を用いて、ひびわれ面に鉛直応力を作用させない状態で一面せん断試験を実施している⁸⁾。李らの行った試験のうち、鉄筋比が小さい試験体(0.71%)と大きい試験体(1.88%)の2体を選定して離散ひびわれモデルの検証を行う。試験体の諸元を表-2に示す。本試験では十分長い定着長がとられていることから、無限長の定着長に対応する鉄筋モデルを採用した⁹⁾。

a) 低鉄筋比の試験体

図-9はRC1試験体のせん断ズレ-せん断応力関係の試験結果と解析を比較したものである。鉄筋モデルでダボ効果などの非1次元的要因を無視しているにもかかわらず、変形特性については、良く一致していることが分かる。耐力については、解析値の方が若干大きく、最大耐力を記録する時の変位もやや大きい。概ね、良好である。解析では、鉄筋が降伏することによって徐々にせん断応力が低下し、鉄筋降伏時に最大せん断力を記録している。本試験では、鉄筋ひずみの測定を行っていないため、実際の破壊モードは明らかでないが、 δ - τ 曲線の形状が非常に良く一致していること、使用したモデルがひびわれ面に鉛直方向の作用に対して高い精度を有していることが既に検証されていること等から判断して、実際の試験でも鉄筋の降伏によってせん断耐力が決定されたと判断される。

同図には、開口変位-ズレ変位関係を合わせて示してある。解析の開口変位が試験結果に比べて数割程度小さい。本離散ひびわれモデルの開口変位 ω は断面の平均ひびわれ幅と解析上定義されているのに対して、測定ひびわれ幅は表面ひびわれ幅である。本試験体では、断面中央に1本の鉄筋が配置されたのみであり、板試験の

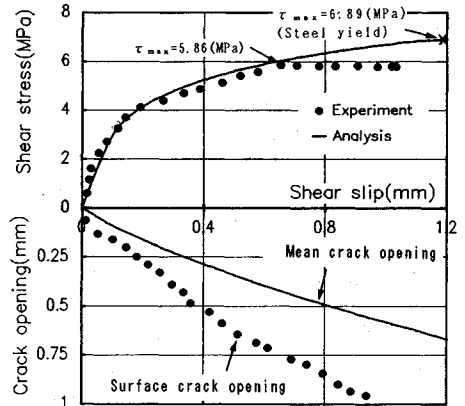


図-9 試験結果と解析結果の比較 (RC1)

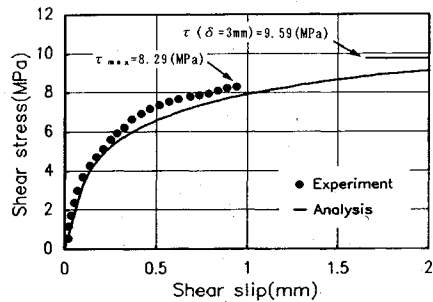


図-10 ズレ変位-せん断応力関係 (RC3)

ケースと異なり、平均ひびわれ幅と表面ひびわれ幅の差が大きいと考えられる⁹⁾。解析のひびわれ幅が小さめとなった主な理由は、測定されたひびわれ幅が、そもそも解析による平均ひびわれ幅と異なることに起因していると思われる。なお、平均ひびわれ幅と表面ひびわれ幅の関係は本モデルでは解析対象外のため、定量化していない。

b) 高鉄筋比試験体

図-10にRC3試験体の試験結果と解析結果の比較を示す。解析と試験のズレ変位-せん断応力関係は、試験初期では非常によく一致しているが、 δ が大きくなるにしたがって、解析によるせん断応力 τ が、試験より大きくなる傾向が認められる。特に、試験では、ズレ変位 $\delta=0.9$ mm時に最大耐力を記録しているのに対して、解析では $\delta=2.0$ mmになっても、鉄筋は降伏しておらず、最大耐力にも至っていない点に大きな違いがある。山田らのプッシュオフ試験結果より、高鉄筋比のプッシュオフ試験では、鉄筋が降伏応力に達する前にせん断剛性が低下し、最大耐力を記録する破壊モードがあることが知られている¹⁰⁾。本試験体もこの破壊モードに相当すると思われるが、解析モデルは、見かけ上、この破壊モードを精度よく表現できていない。ただし、最大耐力に対する算定誤差自体は、低鉄筋比のRC1試験体と大

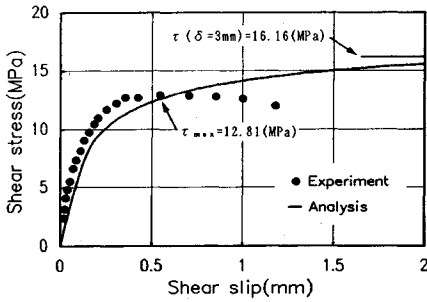


図-11 ズレ変位-せん断応力関係 (RC 4)

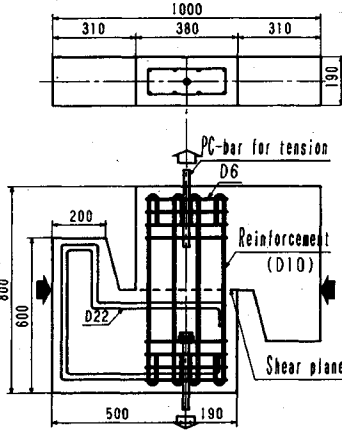


図-12 鉛直応力を受けるプッシュオフ試験体

差はない。

RC 3 試験体の鉄筋比は 1.88 % であり、比較的、高鉄筋比と言えるが、さらに高鉄筋比の場合を対称として、山田らの行ったプッシュオフ試験¹⁰⁾との比較を試みる。山田らの試験体の諸元を表-2 に示すが、鉄筋比は 3.8 % であり、極めて高鉄筋比である。解析結果を図-11 に示す。山田らの試験では、試験初期の剛性については試験の方が大きい、ズレ変位が大きくなるにしたがって、その傾向が逆転し、RC 3 試験体と同様、解析が高めの剛性を与える傾向にある。試験では、約 $\delta=0.5$ mm 時に最大耐力となっているのに対して、解析ではズレ変位 δ が 2 mm を超えても、まだ、最大耐力に達する様子は見られず、せん断応力はせん断ズレ δ とともに増加している。鉄筋比が高くなればなるほど、解析と試験結果の変形性状の差が大きくなる傾向にあることが認められた。鉄筋比が 2 % 前後およびそれ以上の高鉄筋比における精度の低下の原因については、5 章において再度考察を行う。

(2) 鉛直応力が作用した場合の変形特性

図-12 に著者らが行ったプッシュオフ試験体を示す。本試験は、李らの試験と同様に、一面せん断試験であるが、一定鉛直引張応力 ($\sigma=1.0$ MPa) を作用させた状

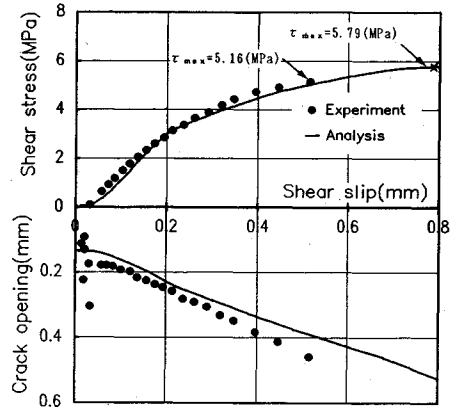


図-13 試験結果と解析結果の比較 (RC 5)

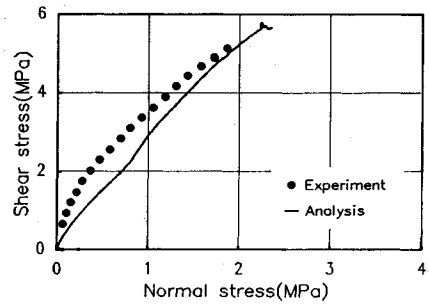


図-14 コンクリートの伝達応力

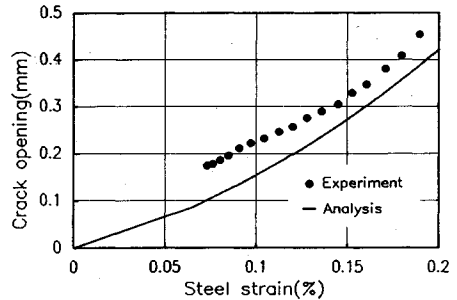


図-15 開口変位-鉄筋ひずみ関係

態にて載荷された点が異なっている。なお、十分な定着長が確保されているので、無限定着長を仮定した解析を本対象にも適用した。

図-13 に試験結果との比較を示す。ズレ変位-せん断応力関係については、試験結果と解析は良く一致しており、耐力についても十分な精度を有している。本試験体は低鉄筋比 (0.8 %) であり、引張応力を作用させた状態で載荷されたものであり、RC 1 試験体と同様に、鉄筋降伏によってせん断耐力が決定される破壊モードである。本離散ひびわれモデルが、鉄筋降伏型の破壊モードを持つ試験体に対して、よい精度を有していることが分かる。

表-3 直交配筋試験体のせん断耐力解析結果一覧

No.	種類	試験体名	コンクリート 圧縮強度 (MPa)	鉄筋 降伏強度 (MPa)	鉄筋比 (%)	軸応力 (MPa)	鉄筋径 (mm)	計算結果 (MPa)	実験結果 (MPa)	解析値		※ 解析上の 破壊モード
										実験値	破壊モード	
1		4.1AH	41.6	339.5	1.267	0.00	19	8.95	7.88	1.14	Y	
2		4.1BH	41.6	368.2	1.267	0.00	13	9.39	9.20	1.02	Y	
3		4.1BL	21.5	368.2	1.267	0.00	13	8.40	6.20	1.35	Y	
4		4.2AH	41.1	339.5	2.534	0.00	19	12.76	10.83	1.18	Y	
5		4.2BH	41.1	368.2	2.534	0.00	13	13.38	11.56	1.16	Y	
6		4.2BL	21.5	368.2	2.534	0.00	13	11.17	8.60	1.30	S	
7		4.3AH	43.4	339.5	3.801	0.00	19	14.74	13.15	1.12	S	
8		4.3BH	43.4	368.2	3.801	0.00	13	15.55	13.65	1.14	S	
9	山田ら	4.3BL	24.9	368.2	3.801	0.00	13	12.72	9.57	1.33	S	
10		4.4BH	43.5	368.2	5.068	0.00	13	16.21	14.30	1.13	S	
11	軸力なし	4.4AH	43.5	339.5	5.068	0.00	19	15.44	13.12	1.18	S	
12		4.1BH6	39.9	371.4	0.317	0.00	6	4.56	4.64	0.98	Y	
13		4.3BH6	41.7	371.4	0.950	0.00	6	8.14	9.06	0.90	Y	
14		4.5BH6	39.6	371.4	1.584	0.00	6	10.54	11.25	0.94	Y	
15		4.2AH13	41.3	368.2	1.126	0.00	13	8.81	8.02	1.10	Y	
16		4.3AH13	39.3	368.2	1.689	0.00	13	10.82	9.40	1.15	Y	
17		15.2AH-1	40.2	368.2	2.534	0.00	19	13.14	10.46	1.26	S	
18		15.4BH-1	34.8	339.5	2.250	0.00	13	11.75	10.23	1.15	Y	
19		15.1AH-1	39.5	368.2	1.267	0.00	19	9.24	7.88	1.17	Y	
20		15.2AH-2	39.5	368.2	2.535	0.00	19	13.07	10.23	1.28	S	
21		6.1AH-0.1	40.4	339.5	1.267	0.28	19	8.58	8.16	1.05	Y	
22		6.1AH-0.3	39.8	339.5	1.267	0.80	19	7.94	7.52	1.06	Y	
23		6.1AH-0.5	40.9	339.5	1.267	1.53	19	7.01	6.62	1.06	Y	
24	山田ら	6.1AH-0.7	40.9	339.5	1.267	2.14	19	6.04	5.34	1.13	Y	
25		6.1AH-3	39.6	339.5	1.267	1.09	19	7.57	7.06	1.07	Y	
26	軸力あり	6.1AH-5	37.6	339.5	1.267	1.74	19	6.56	6.10	1.07	Y	
27		6.1AH-7	39.2	339.5	1.267	2.37	19	5.57	5.66	0.95	Y	
28		6.1AH-8	39.2	339.5	1.267	2.66	19	5.07	4.98	1.16	Y	
29		6.1AH-10	39.8	339.5	1.267	2.62	19	5.16	4.43	1.17	Y	
30		M21	21.4	349.9	0.442	0.00	9.5	4.74	4.07	1.17	Y	
31		M22	21.4	349.9	0.884	0.00	9.5	6.80	4.68	1.45	Y	
32		M23	27.0	349.9	1.326	0.00	9.5	8.77	5.79	1.51	Y	
33		M24	27.0	349.9	1.768	0.00	9.5	10.17	6.89	1.48	Y	
34		M25	28.8	349.9	2.210	0.00	9.5	11.48	8.97	1.28	Y	
35		M26	28.8	349.9	2.670	0.00	9.5	12.59	9.56	1.32	Y	
36		M31	27.8	345.0	0.100	0.00	3.2	2.49	1.66	1.50	Y	
37		M32	27.6	392.0	0.139	0.00	6.4	4.96	3.59	1.38	Y	
38		M33	21.4	349.9	0.884	0.00	9.5	6.80	4.68	1.45	Y	
39	マトック	M34	27.8	325.4	1.570	0.00	12.7	9.24	7.09	1.30	Y	
40		M35	27.8	292.0	2.460	0.00	15.9	10.95	7.95	1.38	Y	
41	軸力無し	M41	28.0	455.7	0.442	0.00	9.5	5.65	4.85	1.17	Y	
42		M42	28.0	455.7	0.884	0.00	9.5	8.12	6.75	1.20	Y	
43		M43	29.9	455.7	1.326	0.00	9.5	10.18	8.13	1.25	Y	
44		M44	29.9	455.7	1.768	0.00	9.5	11.75	9.65	1.22	Y	
45		M45	23.4	455.7	2.210	0.00	9.5	11.76	9.09	1.29	S	
46		M51	16.9	349.9	0.442	0.00	9.5	4.55	3.52	1.29	Y	
47		M52	18.0	349.9	0.884	0.00	9.5	6.62	4.82	1.37	Y	
48		M53	16.5	349.9	1.326	0.00	9.5	8.07	5.59	1.44	Y	
49		M54	17.8	349.9	1.768	0.00	9.5	9.49	5.48	1.73	Y	
50		M55	18.0	349.9	2.210	0.00	9.5	10.57	6.96	1.52	Y	
51		M1EC	26.5	355.3	1.080	0.00	9.5	7.90	6.05	1.31	Y	
52		M1'1C	28.9	343.7	1.570	0.00	9.5	9.58	6.78	1.41	Y	
53		M2'2C	28.9	357.4	1.080	0.69	9.5	7.48	6.37	1.17	Y	
54		M3'3C	27.1	361.5	1.080	1.12	9.5	6.64	4.90	1.36	Y	
55	マトック	M4'4C	26.2	346.4	1.080	1.37	9.5	6.03	4.62	1.31	Y	
56		M5'5C	27.5	358.8	1.080	2.06	9.5	5.18	3.62	1.43	Y	
57	軸力あり	M6'6C	27.3	349.2	1.080	2.74	9.5	4.13	2.53	1.63	Y	
58		M7'7C	26.7	351.9	1.570	1.37	9.5	8.19	5.75	1.42	Y	
59		M8'8C	28.5	354.7	1.570	2.74	9.5	6.62	5.52	1.20	Y	

※破壊モードについて S:せん断ズレ破壊 Y:鉄筋降伏型破壊

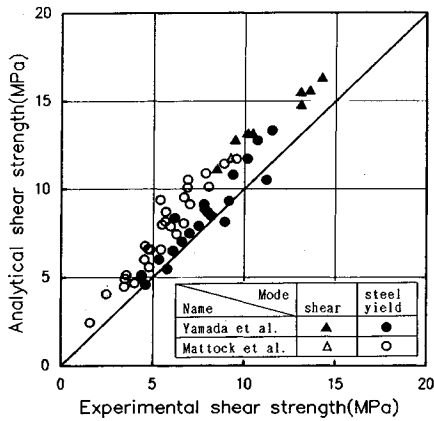
RC1試験体では解析の開口変位が小さめとなっていたのに対して、本試験体では、ズレ変位-開口変位関係についてもよく一致している(図-13)。本試験体は、図-12に示すように、多数の鉄筋が用いられており、比較的鉄筋かぶりと鉄筋間隔が小さい。このため、測定された表面ひびわれ幅と解析において定義されている平均ひびわれ幅の差が図-9の場合と比較して少なかったものと思われる。

ひびわれ面のコンクリートに発生している伝達応力についても(図-14)、初期勾配が異なっているものの、全体的な傾向はとらえており、概ね一致している。開口変位-鉄筋ひずみ関係を図-15に示すが、これについても解析と試験結果はよく一致しており、離散ひびわれモデルを構成する個々のモデル、すなわち、鉄筋の抜け出しモデル、コンクリートの応力伝達モデルが本試験体を

含め、1%程度以下の低鉄筋比の試験体については十分な精度を有していることが確認できる。

5. せん断伝達耐力に対する検証

鉄筋コンクリート部材の一面せん断試験における破壊モードは、鉄筋の降伏によってせん断耐力が決定される「鉄筋降伏型」と鉄筋降伏以前に最大耐力を迎える「せん断ズレ破壊型」に分類される。低鉄筋比試験体は鉄筋降伏型となり、鉄筋比が高くなるにつれてせん断ズレ破壊型に移行する¹⁰⁾。鉄筋降伏型の破壊モードを持つ試験体に対して、本離散ひびわれは十分な精度を有しているが、ひびわれ開口がせん断ズレに比して小さい、高鉄筋比のせん断面では、予測される剛性(特に終局付近)、耐力ともに実際を上回る結果となっている。この傾向が正しいとすれば、高鉄筋比のケースに共通する事項が、

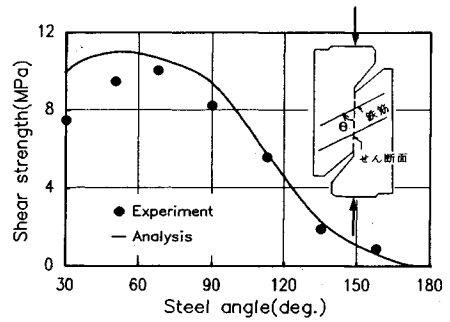


図一16 直交配筋試験体のせん断耐力の比較

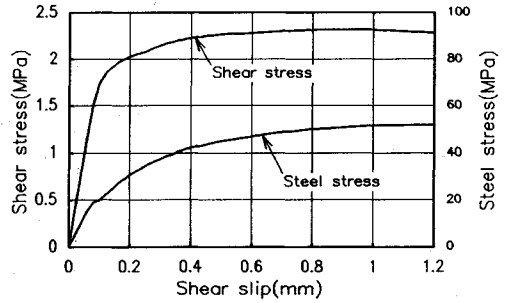
解析モデルで正しく表現できていないことになる。そこで、既往の多く試験体のせん断耐力をチェックし、この点についてさらに検討することとした。なお、ほとんどの試験体が、 $\delta=3\text{ mm}$ 以内にせん断耐力をむかえる事実を考慮して、解析において明確な最大せん断耐力が得られない場合は、 $\delta=3\text{ mm}$ のせん断応力を便宜的にせん断耐力と見なした。

(1) 直交配筋の場合

Mattock¹¹⁾ら、山田ら¹⁰⁾の試験データのうち、せん断面に鉄筋が直交補強されている試験体を選定して、計59体に対する解析を行い、最大せん断耐力の比較を行った。解析結果を表一3に示す。試験値を横軸に、解析値を縦軸にして全解析結果をプロットしたものを図一16に示す。この結果、最大せん断耐力に対する解析値/試験値の平均は1.25、変動係数は13.7%となった。せん断耐力が大きくなると解析結果と試験結果の差が大きくなる傾向が見られるが、これは、鉄筋比上昇に伴う、せん断破壊モードを解析モデルが十分に表現できない影響による。同図では、解析上鉄筋が降伏したもの（鉄筋降伏モード）とせん断ズレが3mmになっても降伏しなかったもの（せん断ズレ破壊モード）を区別してプロットしたが、鉄筋降伏モードについても、解析が若干高めのせん断耐力を与える傾向があることがわかる。特に、Mattockらの実験データについては、解析値の方が実験値に比べてかなり大きくなっている。なお、Mattockらの試験体は、山田らのそれに比べて小型であり、定着の度合いが落ちていることが考えられる。しかし、その詳細は不明なので、解析では、すべての鉄筋は完全に定着されているものとした。ただし、山田らの実験データについては、せん断ズレモードとなった解析を除くと、かなりの精度で一致している。山田らの鉄筋降伏モード試験体に対する解析値/実験値の平均は1.09、変動係数は9.2%であった。



図一17 斜め配筋された試験体のせん断耐力の比較



図一18 135°試験体のせん断応力、鉄筋応力

以上より、鉄筋降伏モードでは、本モデルは良好な精度を与えるのに対して、高鉄筋比のせん断ズレ破壊モードに対しては相対的に精度が落ちることが確かめられた。鉄筋比が高いほど鉄筋の拘束効果が大きくなり、せん断ズレ変位に比べて開口変位量が少なくなるため、鉄筋直交方向の変位を無視できず、鉄筋線材の仮定が成立しなくなることが、その原因の一つである。

(2) 斜め配筋の場合

a) せん断耐力の比較

山田らのプッシュオフ試験のうち、せん断面を通る鉄筋量を一定として、鉄筋とひびわれ面の角度をパラメータとして行われた試験¹⁰⁾に対する解析結果を図一17に示す。本試験体は、鉄筋比 $\rho^*=1.27\%$ であり、それほど高鉄筋比でないため、試験結果との対応は比較的よい。

鉄筋角度が30°の試験体のように、ひびわれ面と鉄筋のなす角度が小さい場合、試験結果との差が大きくなる傾向がみられるが、ひびわれ面と30°以下の角度で交わる鉄筋がひびわれ面の力学的特性に及ぼす影響度合いは少なく、本試験のような低鉄筋比の場合については、斜め配筋されたひびわれ面の耐力に対しても、工学上、十分な精度を有していると言える。

b) 破壊モードに対する考察

山田らの試験体の中で、135°配筋試験体の解析結果に基づき、斜め配筋されたせん断面の破壊モードに関するメカニズムを考察する。

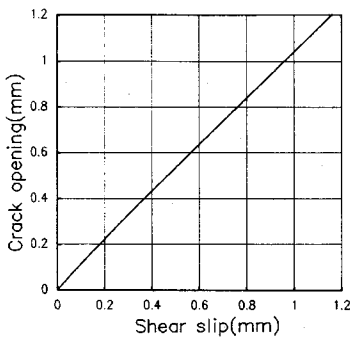


図-19 135°試験体の開口変位-ズレ変位関係

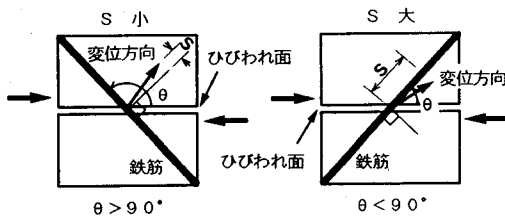


図-20 配筋角度とひびわれ変位方向の関係

図-18は、135°試験体に対するせん断ズレせん断応力、鉄筋応力関係を示したものである。同図から分かるように、鉄筋とせん断面のなす角度が大きい場合、鉄筋は降伏しないにもかかわらず（降伏強度：375.7 MPa）、せん断応力にピークが現れている。したがって、この試験体の破壊モードは、直交配筋の場合に従えば、せん断ズレ破壊モードとなる。しかし、伝達応力レベルは低く、試験結果から判断するとコンクリートひびわれ面は健全であり、破壊というには程遠い。

図-19にせん断ズレ-開口変位関係を示す。全載荷経路にわたって、せん断変位と開口変位の比はほとんど一定で、ほぼ1.0になっていることが分かる。近似的にせん断ズレと開口変位が等しいと仮定し、式(5)の変形の適合条件を考慮すると、2.(2)節でも指摘したように、鉄筋すべり S は、

$$S = (\delta \cos 135^\circ + \omega \sin 135^\circ) / 2 = 0 \dots \dots \dots (15)$$

となる。つまり、本試験体では、ひびわれが開口しているにもかかわらず、鉄筋の抜け出しはほとんど生じておらず、鉄筋応力も発生しないのである。この場合、鉄筋が構造的には有効な引張材として作用しないことになる。一方、ひびわれ面と鉄筋のなす角度が90°より小さい場合は、ひびわれ幅 ω が負になり得ないために（図-20）、ひびわれ変位の方向が鉄筋直交方向になり得ない。むしろ、ひびわれ変位方向と鉄筋軸方向は一致する傾向にあり、鉄筋が有効に引張材として作用するのである。

鉄筋が引張材として有効に作用し得るかどうか、ひびわれ面のせん断耐力に強い影響を与えており、せん断

耐力が配筋角度の影響を大きく受ける主な理由はこの点にある。せん断耐力が最大となる時の配筋角度が90°ではなく、65°程度であることも、同様の理由によって説明できる。すなわち、鉄筋軸方向とひびわれ面の変位の方向が一致するため、鉄筋が線材として最も有効に作用するのである。また、配筋角度が90°より大きい場合のせん断伝達耐力は、せん断ズレ破壊を起こしているのではなく、鉄筋が有効な拘束効果を持たないことによって決定されているのである。

4章において、耐力の予測値が現実を上回る傾向は、鉄筋の拘束効果のモデル化に関連していることが考えられるのである。

6. 結論—適用範囲—

提案した離散ひびわれモデルに対して、ひびわれ面に直交方向および平行方向に交番載荷を作用させた実験を用いて検証を行った結果、以下の適用範囲を確認した。

1) ひびわれ面に直交方向の荷重に対しては、鉄筋との交差角30~150°、コンクリート圧縮強度18~40 MPa、鉄筋比2%まで、2方向直交配筋の組み合わせの範囲内で、正負交番載荷時の開口およびせん断変形、除荷・再載荷挙動およびその耐力を、誤差±10%で予測が可能。

2) ひびわれ面に平行方向の純せん断荷重に対しては、鉄筋との交差角30~150°、コンクリート圧縮強度17~41 MPa、鉄筋比2%まで、破壊モードが鉄筋降伏先行型においては、単調載荷時のせん断・開口変形および耐力を、変動係数±10%内に予測が可能。ただし、耐力の解析値の平均は、実験耐力を数%上回る。

3) 2)と同じ条件下において、鉄筋比が2%を上回り、解析上、破壊モードが鉄筋降伏先行型とならない場合、作用せん断応力がおよそ5 MPa以下であれば、その変形挙動を良好に予測可能である。しかし、解析による耐力値は、実験値をおよそ20~50%上回ることが分かった。

解析結果と実験結果に差がでるのは、解析モデルが現実を説明しきれていないことに起因する。2)で耐力の平均値が若干、実験を上回る一因として、試験体個々の鉄筋定着の程度が考えられる。事実、同一の試験体仕様でも、試験体の寸法、鉄筋の定着長さや定着板の有無、鉄筋配置の詳細によって、耐力は異なるのである。また、定着が良好と想像される実験に対しては、本解析結果（無限定着長さを仮定）は相対的に良好な予測値を与えている。配筋の詳細と定着の良否の定量化は、本研究では定量化されておらず、今後の課題である。

高鉄筋比でのせん断耐力の予測精度が劣る原因として、一つに高せん断応力下でのせん断伝達モデルの精度に問題があることが考えられる。しかし、伝達モデルの開発において、高拘束・高せん断状態の変形特性は良好

に予測できることが材料レベルの検証で確認されており、また、鉄筋降伏先行型の破壊モードであれば、10 MPa を超える高せん断耐力でも良好に予測可能であることを考慮すると、これが決定的な原因とは考えにくい。

一方、交差角を変化させた実験の解析から、鉄筋降伏先行型でない破壊モードが、必ずしもコンクリートひびわれ面の破壊を意味するものでなく、構造的に鉄筋の拘束効果が逓減することで終局を迎える場合があることを示した。ひびわれ開口がせん断ずれに比較して小さい高鉄筋比の場合、鉄筋は軸方向のひずみのみならず、局所的に高い曲げ及びせん断変形を受けているものと考えられる。以上より筆者らは、鉄筋の非一次元的挙動により、鉄筋の軸拘束効果がモデル（完全一次元モデル）で予測されるものより逓減する可能性を検討している。すなわち、鉄筋を一次元材としてモデル化することの限界に、この原因があるものと考えている。この観点で、さらに詳細な検討を報告する予定である。

謝 辞：本研究を遂行するにあたり東京大学教授 岡村甫博士、前田建設工業技術研究所 山田一宇博士より貴重なご指導を賜りました。また、実験データの解析におきましては、同社技術研究所 原 夏生氏のご協力をいただきました。ここに、深甚なる感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) 三島・山田・前川：正負交番載荷下における鉄筋コンクリートひびわれ面の局所的挙動，土木学会論文集，No.442/V-16，pp.161~170，1992.2.
- 2) 三島・Bujadham, B.・前川・岡村：鉄筋コンクリート離
- 3) Bujadham, B., Li, B. and Maekawa, K. : Path-dependent stress transfer along crack in concrete, Proceedings of the JCI colloquium on analytical studies on shear design of reinforced concrete structures, JCI, pp.65~72, Oct. 1989.
- 4) Sima, H., Chou, L. and Okamura, H. : Micro and macro models for bond behavior in reinforced concrete, Journal of the faculty of engineering, The University of Tokyo(B), Vol.39, No.2, 1987.
- 5) 申 鉉穆：繰返し面内力を受ける鉄筋コンクリート部材の有限要素解析，東京大学博士論文，1988年6月。
- 6) Dulacska, H. : Dowel action of reinforcement crossing cracks in concrete, ACI Journal, Vol.69, No.12, pp.754~757, 1972.
- 7) 李・前川：接触面密度関数に基づくコンクリートひびわれ面の応力伝達構成式，コンクリート工学，JCI, Vol.26, pp.123~137, No.1, 1988年1月。
- 8) Li, B., Maekawa, K. and Okamura, H. : Contact density model for stress transfer across cracks in concrete, Journal of the faculty of engineering, The University of Tokyo(B), Vol.40, No.1, 1989.
- 9) 後藤・上田・満木：鉄筋コンクリートの引張部のひびわれに関する研究，コンクリートライブラリ，第14号，1965年。
- 10) 山田・青柳：ひびわれ面におけるせん断伝達，第2回RC構造のせん断問題に対する解析的研究に関するコロキウム論文集，コンクリート工学協会，pp.19~26，1983年10月。
- 11) Mattock, A.H. and Hawkins, N.M. : Shear transfer in reinforced concrete—recent research, Journal of PCI, Vol.17, No.2, pp.55~75, March-April 1972.

(1991.5.23 受付)

A DEVELOPMENT OF A RC DISCRETE CRACK MODEL UNDER REVERSED CYCLIC LOADS AND A VERIFICATION OF ITS APPLICABLE RANGE

Tetsuya MISHIMA, Buja BUJADHAM and Kohichi MAEKAWA

This paper is to develop a RC discrete crack model under reversed cyclic loading, in which the enhanced steel strain-slip model and generalized contact density model are incorporated. Although both constituent material models have already been verified independently, the discrete crack model as an assembly of micro material models should be examined as a whole. The versatility of the discrete crack model to the structural crack planes is mainly checked through the comparison of RC plates and joints. The accuracy to estimate the shear capacity of a RC crack is also verified by pure shear tests like push-off ones. Through a series of examination, especially, the limitation of 1-dimensional assumption concerning reinforcing bars is quantitatively manifested.