

剛体-バネモデルを用いた RC パネルの せん断二次破壊に関する解析的研究

斉藤 成彦¹・中村 光²・檜貝 勇³

¹正会員 博(工) 山梨大学助教授 工学部土木環境工学科 (〒400-8511 甲府市武田 4-3-11)

²正会員 博(工) 名古屋大学大学院助教授 工学研究科土木工学専攻 (〒464-8603 名古屋市千種区不老町)

³正会員 工博 山梨大学教授 工学部土木環境工学科 (〒400-8511 甲府市武田 4-3-11)

本研究では、離散型の解析手法である剛体-バネモデルを用いて、純せん断力を受ける RC パネルの解析を行った。せん断力を受ける鉄筋コンクリート部材は、ある条件下でひずみの局所化が起こり、通常のせん断破壊に比べて脆性的な破壊を示すことが確認されている。この破壊形態はせん断二次破壊と呼ばれ、その破壊メカニズムと発生条件はいまだ十分に解明されていない。剛体-バネモデルは材料の不連続現象を比較的容易に表現できることから、RC パネルのせん断破壊挙動について詳細な考察を行うことで、せん断二次破壊の破壊メカニズムの解明を試みた。また、コンクリートの圧縮強度、補強鉄筋の降伏強度、補強鉄筋比の3つのパラメータを変化させたパラメトリック解析を行い、せん断二次破壊の発生条件を解析的に調べた。

Key Words: rigid-body-spring model, discrete cracking, reinforced concrete panels, sliding shear failure

1. はじめに

鉄筋コンクリート(以下、RC)部材の主要な破壊形態の一つであるせん断破壊は、種々の要因が関わる複雑な破壊メカニズムを有するため、その破壊挙動は十分に解明されているとはいえない。せん断力を受ける RC 部材は、ある条件下でひずみの局所化が起こり脆性的な破壊を示すことが知られている。Vecchio and Collins¹⁾によるせん断力を受ける RC パネルの実験では、パネル内に一様な初期ひびわれが発生した後、荷重の増加に伴いひびわれ幅が増大して破壊に至るような通常のせん断破壊を示すものと、ある荷重段階で初期ひびわれと全く異なった方向にひずみの局所化領域を形成し破壊に至るものがあることが報告されている。この破壊形態は、せん断二次破壊(sliding shear failure)と呼ばれ、その破壊メカニズムはまだ十分に解明されていない。

これまで、せん断二次破壊を解析的に捉えた研究は極めて少ない。Yu and Tanabe²⁾は、非線形有限要素法解析において分岐問題を扱うことにより、せん断二次破壊を予測することに唯一成功している。この手法は、要素の局所化判定により破壊モードの変化と局所

化の方向を予測するものであるが、その破壊挙動の詳細な検討には至っていない。

RC 部材のせん断破壊挙動は、ひびわれの発生に起因するコンクリートの不連続現象が支配的となるため、連続体力学に基づく有限要素法により予測を行うことは非常に困難であり、複雑な構成モデルや高度なテクニクを必要とする。これに対し、Kawai³⁾により提案された剛体-バネモデル(RBSM: Rigid-Body-Spring Model)は、塑性変形や破壊の本質はすべりにあるとして開発されたモデルで、要素自身を剛体と仮定し、要素境界面上に体積変化とせん断変形に抵抗するバネを設け、要素内の仕事の代わりに要素境界面上に集中化された表面力の仕事を用いてエネルギーを評価する方法であり、分布ひびわれモデルを用いた有限要素法と比べ、ひびわれのような材料の不連続現象の取扱いが比較的容易であるという利点がある。

Ueda ら⁴⁾は、剛体-バネモデルを用いて RC 構造物の解析を行い、実験結果との比較によりその適用性を示している。しかしながら、剛体-バネモデルでは、コンクリートのひびわれが要素境界面に沿って発生するため、ひびわれ進展経路が要素分割に大きく依存する。そのため、予めひびわれ経路を予測して要素分割

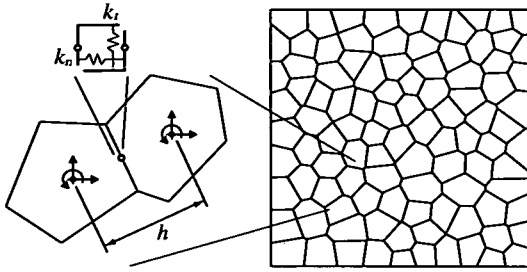


図-1 剛体-パネモデル

を行う必要があり、汎用性を高めるには至っていない。離散ひびわれモデルを用いた有限要素法解析でも同様に、コンクリートの不連続現象を直接的に表現することは可能であるが、この手法でも予めひびわれ進展経路を想定して要素分割を行う必要がある⁵⁾。本研究で扱うせん断二次破壊は、初期ひびわれとは異なった方向に局所化領域を形成するため、解析前に破壊性状を予測して適切な要素分割を行うことは困難である。また、破壊メカニズムを探る上でも、要素分割により予めひびわれ進展経路を制限してしまうことは不都合である。

剛体-パネモデルは、各要素を剛体と仮定することから、任意多角形要素を利用することができる。Uedaら⁶⁾は、Voronoi多角形を用いてランダムな要素分割を施すことで、予めひびわれ進展経路を予測して要素分割を行う必要がないことを示している。しかしながら、Uedaらの方法では、ランダムな要素分割内に鉄筋を配置することができないため、無筋コンクリート梁への適用に留まっている。

著者ら⁷⁾は、コンクリートの要素分割に依らず任意に配置可能な離散型鉄筋モデルを開発し、Voronoi多角形を用いたランダムな要素分割を施して、RC構造物の解析を行った。その結果、RC橋脚の曲げ破壊に加え、せん断補強筋の無いRC梁のせん断破壊も精度良く捉えることができた。特に、分布ひびわれモデルを用いた有限要素法に比べ、ひびわれの発生・進展状況がより実際に近いかたちで表現され、破壊挙動の詳細な考察に本解析手法が有効であることが示された。

本研究では、離散型の解析手法である剛体-パネモデルを用いて、純せん断力を受けるRCパネルの数値解析を行った。著者ら⁸⁾は、本解析手法によりせん断二次破壊を予測できることを既に示しており、本論ではより多くの供試体について解析を行うことで、せん断二次破壊の破壊メカニズムの解明を試みた。また、VecchioとCollinsの実験供試体に基づき、コンクリートの圧縮強度、補強鉄筋の降伏強度、補強鉄筋比の3

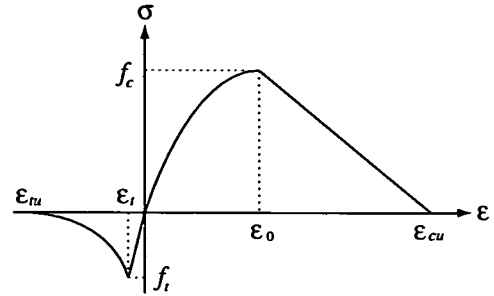


図-2 コンクリートの応力-ひずみ関係

つのパラメータを変化させたパラメトリック解析を行い、せん断二次破壊の発生条件を解析的に調べた。

2. 解析手法

(1) 剛体-パネモデルによるコンクリートの離散化
Kawai³⁾によって提案された剛体-パネモデルをコンクリート材料の離散化に適用した。剛体-パネモデルは、対象物を有限個の要素に分割し、要素自体は剛体と仮定し、各要素をその境界面上に連続して分布しているパネによって連結させ、パネの変形によって内力の伝達が行われると仮定したものである。

図-1のように、コンクリート要素を剛体と仮定し、要素の境界面に分布する垂直パネ(k_n)およびせん断パネ(k_t)からなるパネ系を設ける。各要素内の任意点(例えば重心点)に2次元剛体変位の3自由度(u , v , θ)を配置し、表面面に関する評価点としての積分点を要素境界辺上の中点にとる。要素境界辺上に分布するそれぞれのパネに、対象とする材料の特性を導入し、このパネに蓄えられるエネルギーを評価することによって要素境界辺上の力を求める。このため、要素間のすべりやひびわれなどの不連続現象を比較的簡単に表現できる。要素剛性マトリックスの定式化等は、文献³⁾に詳しい。

本解析手法におけるコンクリートのひびわれは、要素境界面に沿って発生するため、ひびわれの発生・進展がコンクリートの要素分割に大きく依存する。三角形や四角形要素を用いて分割を行った場合、ひびわれ進展経路に大きな制約を加えることになるため、解析前に要素分割を適切に行うための予備的な配慮が必要である。そこで、剛体-パネモデルでは任意形状の要素を使用できるという利点を活かし、計算幾何学の概念であるVoronoi多角形分割を用いてコンクリートをランダムな要素に分割し、ひびわれの要素分割依存性を低減した(図-1)。Voronoi図は空間内に置かれた

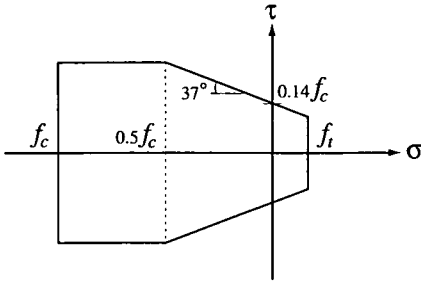


図-3 モール・クーロン型破壊条件

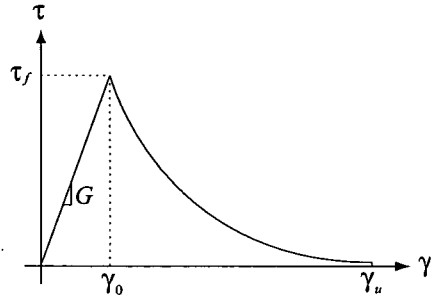


図-4 せん断軟化モデル

有限個の点(母点)の勢力図を表す領域分割図であり、母点を予めランダムに生成することによりランダムな形状の要素分割が得られる。Schlangen and Garbocki⁹⁾の格子モデルでは、ランダムな要素分割を用いた場合に一樣なひずみを受ける供試体内部に一樣なひずみ場を表現するためには、梁要素の断面積や断面2次モーメントに特別な配慮を必要とする。一方、Voronoi 分割を用いた剛体-バネモデルでは、要素辺は隣接する母点との垂直二等分線として形成されるため、Voronoi 多角形の母点を自由度設定点に選ぶだけで一樣なひずみ場を表現できるという利点を有する¹⁰⁾。したがって、Voronoi 多角形を用いることで、ひびわれ進展経路を考慮した要素分割を行う必要がなくなり、その幾何学的特性によりランダムな要素分割を用いた場合でも解析精度を保持することができる。

(2) コンクリートの材料モデル

剛体-バネモデルでは、要素境界边上に分布するバネに材料の1軸特性を直接導入するため、連続体力学に基づく有限要素法に比べて材料のモデル化が比較的容易である。コンクリートの材料特性は、要素境界边上の垂直バネおよびせん断バネに、それぞれ引張-圧縮挙動、せん断すべり挙動を以下のようにモデル化することで表現した。

図-2に示すように、圧縮応力下のコンクリートの特性は、垂直応力が圧縮強度 f_c に達するまで放物線で仮定し¹¹⁾、その後は圧縮終局ひずみ ϵ_{cu} に達するまで線形で軟化するよう、次式で設定した。

$$\sigma = \begin{cases} f_c \left\{ \frac{2\epsilon}{\epsilon_0} - \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_0} \right)^2 \right\} & (0 \leq \epsilon \leq \epsilon_0) \\ f_c \frac{(\epsilon_{cu} - \epsilon)}{(\epsilon_{cu} - \epsilon_0)} & (\epsilon_0 < \epsilon \leq \epsilon_{cu}) \end{cases} \quad (1)$$

ここで、 $\epsilon_0 = 2f_c/E_c$ 、 E_c はコンクリートの弾性係数である。 ϵ_{cu} は、要素寸法に依らず一定の破壊エネルギーを消費するよう、次式で仮定した。

$$\epsilon_{cu} = \frac{2G_{fc}}{f_c h} + \frac{\epsilon_0}{2} \quad (2)$$

ここで、 h は隣接する2要素の自由度設定点間の距離である(図-1)。 G_{fc} (MPa mm)は圧縮破壊エネルギーで、次式より求めた¹²⁾。

$$G_{fc} = 8.8\sqrt{f_c} \quad (3)$$

引張特性は、垂直応力が引張強度 f_t に達するまで線形と仮定し、その後は、徐々に応力が低下するように引張軟化挙動を考慮した(図-2)。引張軟化曲線は、指数曲線を用いて次式で仮定した⁷⁾。

$$\sigma = f_t \exp\left[-\frac{5}{\epsilon_u}(\epsilon - \epsilon_t)\right] \quad (4)$$

ここで、引張終局ひずみ ϵ_u は、要素寸法によらず一定の引張破壊エネルギー G_t が消費されるよう、次式で近似した。

$$\epsilon_u = 5 \left(\frac{G_t}{f_t h} - \frac{f_t}{2E_c} \right) \quad (5)$$

引張破壊エネルギーは、CEBのモデルコード¹³⁾に従って算出した。引張・圧縮モデルにおける除荷・再負荷経路は、ともに原点指向型とした。

せん断バネに対しては、コンクリートのせん断伝達機構のモデル化を行った。せん断強度は、図-3に示すようなモール・クーロン型の破壊条件を用いて次式で算出されるものと仮定した⁴⁾。

$$\tau_f = \begin{cases} c - \sigma \tan \phi & (\sigma \geq 0.5f_c) \\ c - 0.5f_c \tan \phi & (\sigma < 0.5f_c) \end{cases} \quad (6)$$

ここで、 $c = 0.14f_c'$ 、 $\phi = 37^\circ$ とした。破壊線到達後は、終局せん断ひずみ($\gamma_u = 0.004$)に達するまで破壊線上を移動するものとし、終局せん断ひずみに達したバネの応力は解放し、剛性はゼロとした。

ひびわれ面(垂直バネが引張強度に達し軟化域にある面)におけるせん断バネについては、せん断ひずみの増大とともにせん断伝達特性が劣化するものと仮定し、図-4のようなせん断軟化モデルを導入した⁷⁾。

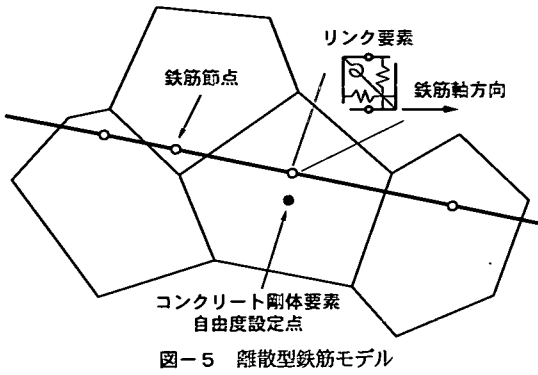


図-5 離散型鉄筋モデル

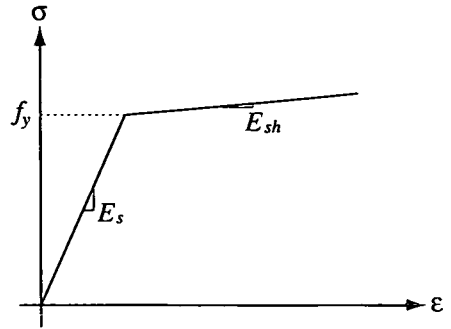


図-6 バイ・リニア型応力-ひずみ関係

軟化曲線は、次式で表される。

$$\tau = \beta \tau_f \exp\left[-\frac{s}{\gamma_u}(\gamma - \gamma_0)\right] \quad (7)$$

ここで、 $\gamma_0 = \tau_f / G$ であり、 G は初期せん断剛性である。 β は、ひびわれ幅の増大とともにせん断剛性が低下することを表現するせん断剛性低減係数であり、次式で表される。

$$\beta = \frac{\epsilon_c}{\epsilon} \exp\left[-\frac{0.3}{\epsilon_u}(\epsilon - \epsilon_c)\right] \quad (8)$$

本来であれば、せん断軟化曲線の決定に関しても破壊エネルギーの概念を導入すべきであるが、軟化曲線の形状やモード II 破壊エネルギーは、まだ十分に解明されていないため、ここでは引張軟化曲線と同様の軟化曲線を仮定し、終局せん断ひずみは一定値 ($\gamma_u = 0.004$) とした^{7), 14)}。せん断バネの除荷・再負荷は、初期せん断剛性に従うものと仮定した。

(3) 離散鉄筋モデル

Ueda ら⁴⁾ の剛体-バネモデルによる RC 構造物の解析では、鉄筋を等価な直交異方性板に置き換えた鉄筋コンクリート剛体要素を用いている。そこでは、一層のコンクリート要素と数層の鉄筋異方性要素の重ね合わせを行って一つの鉄筋コンクリート要素を表現し、ひび割れ後の付着効果は、コンクリートにテンション・スティフニング効果を持たせることにより表現している。この他に、剛体-バネモデルにおいて鉄筋を扱う場合に鉄筋を棒要素として離散化する方法もあるが、いずれの場合もコンクリートの要素分割が鉄筋の配置に大きく影響を与えるため、前節で述べた Voronoi 多角形を用いたランダムな要素分割を用いることは困難である。そこで、著者ら⁷⁾ によって開発されたコンクリートの要素分割に依存しない新たな離散鉄筋要素を用いて鉄筋のモデル化を行った。

それぞれの鉄筋は、一連の梁要素によって構成され、梁要素の節点においてリンク要素を介してコンクリー

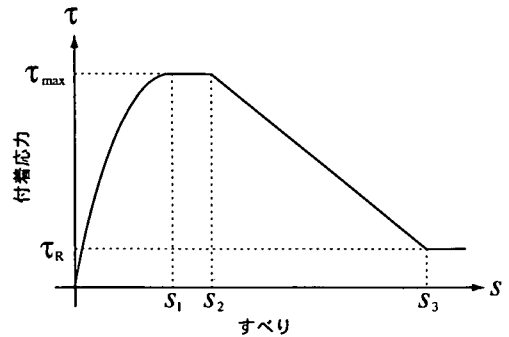


図-7 付着応力-すべり関係

ト剛体要素に接合される (図-5)。コンクリート剛体要素上の任意点 (x', y') の変位 (u', v', θ) は、微小回転を仮定すると剛体要素の自由度設定点 (x, y) の変位 (u, v, θ) を用いて以下の式より求めることができる。

$$u' = u - (y' - y)\theta \quad (6)$$

$$v' = v + (x' - x)\theta$$

したがって、点 (x', y') を鉄筋節点の座標とすれば、コンクリート剛体要素と鉄筋梁要素の節点との相対変位 $\mathbf{d}^T = [\delta, \delta_n, \phi]$ は、コンクリート剛体要素および鉄筋節点の変位 $\mathbf{u}^T = [u, v, \theta, u', v', \theta']$ より次式で表される。

$$\mathbf{d} = \mathbf{B}\mathbf{u} \quad (7)$$

ここで、

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} -1 & 0 & (y' - y) & 1 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & -(x' - x) & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (8)$$

この相対変位 \mathbf{d} をリンク要素のバネの変位とすれば、鉄筋要素をリンク要素を介してコンクリート剛体要素に結合することが可能である。モデル化の詳細は、文献⁷⁾ を参照されたい。

鉄筋の材料モデルには、図-6 のようなバイ・リニア型の応力-ひずみ関係を用いた。図中の f_y は降伏強度、 E_s はヤング率、 E_{sh} は降伏後の剛性で、 $E_{sh} = E_s / 100$ とした。鉄筋要素とコンクリート要素を結合するリンク要素は、鉄筋軸方向、垂直方向、回転

表-1 供試体材料諸元

供試体名	コンクリート 圧縮強度 f_c (MPa)	縦方向鉄筋		横方向鉄筋		破壊モード	
		鉄筋比 ρ	降伏強度 f_y (MPa)	鉄筋比 ρ	降伏強度 f_y (MPa)	実験	解析
PV1	34.5	0.01785	483	0.01680	483	SF	△
PV2	23.5	0.00183	428	0.00183	428	×	×
PV3	26.6	0.00483	662	0.00483	662	×	×
PV4	26.6	0.01056	242	0.01056	242	×	×
PV6	29.8	0.01785	266	0.01785	266	×	×
PV7	31.0	0.01785	462	0.01785	462	SF	△
PV9	11.6	0.01785	455	0.01785	455	○	○
PV20	19.6	0.01785	460	0.00885	297	○	×
PV21	19.5	0.01785	458	0.01296	302	×	△
PV22	19.6	0.01785	458	0.01524	420	○	△
PV27	20.5	0.01785	442	0.01785	442	○	○

破壊モード： ×：せん断破壊 △：中間的な破壊 ○：せん断二次破壊 SF：shear key の破壊

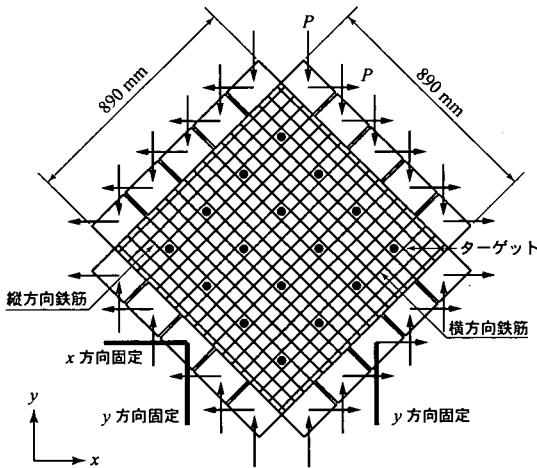


図-8 供試体概要

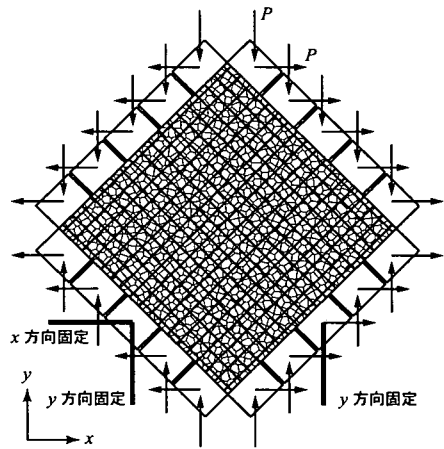


図-9 解析モデル

方向のパネによって構成され、鉄筋軸方向のパネを適切にモデル化することによって、鉄筋とコンクリート間の付着すべりを表現することができる。鉄筋とコンクリート間の付着応力-すべり関係には、図-7で表される CEB のモデルコード^{1,3)} に示されている関係を用いた。図中のパラメータは、拘束・付着条件の良いコンクリートに関するものを用いた。また、垂直方向、回転方向のパネには無限大の剛性を与えた。

本鉄筋モデルでは、鉄筋をコンクリート剛体要素内の任意の位置に配置することができるため、コンクリートの要素分割に依存しない。したがって、Voronoi 分割を利用した任意多角形からなるランダムな要素分割に対しても適用することができる。また、コンクリ

ート要素分割を変えずに鉄筋の配置のみを変化させて解析を行うことができるため、要素分割の手間を軽減することが可能である。

3. RC パネルのせん断破壊の数値解析

(1) 解析概要

本研究では、Vecchio and Collins¹⁾ が行った RC パネルのせん断実験を解析対象に選んだ。このせん断実験は、ほとんどの供試体で RC パネル内にひびわれが分散し、平均的な挙動を示すことから、有限要素法にお

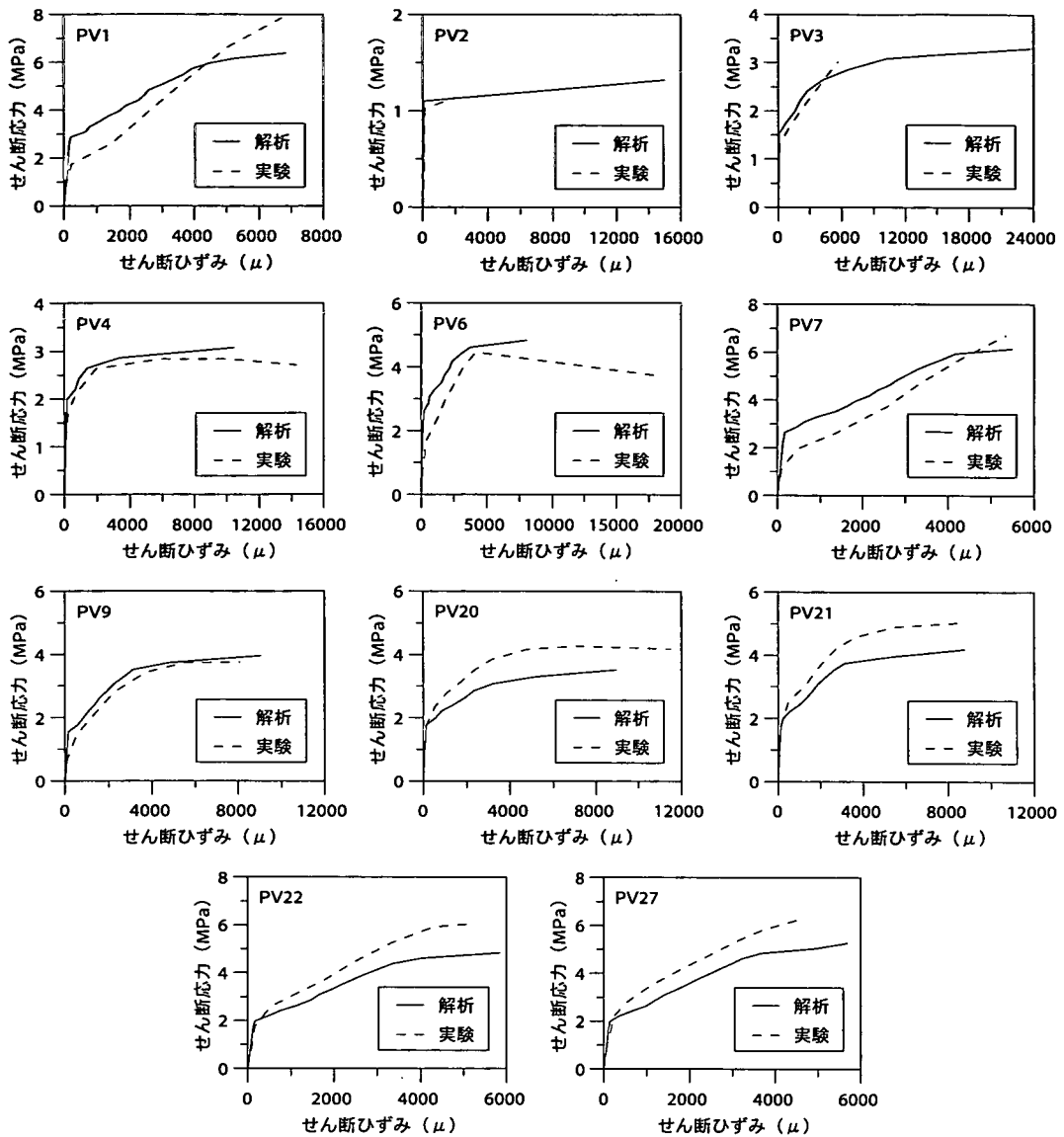


図-10 せん断応力-せん断ひずみ関係

ける RC 要素の構成モデルの検証用としても用いられている。しかしながら、一部の供試体では明確な局所化領域が形成され、比較的脆性的な破壊を示しており、本研究では、せん断二次破壊と呼ばれるこれらの破壊挙動について考察を行った。

実験供試体の概要および載荷状態を図-8に示す。正方形 RC パネル供試体は、一辺が 890mm、厚さ 70mm で、4 辺にそれぞれ 5 つの shear key が取り付けられている。それぞれの shear key を介して、鉛直方向および水平方向に等価な荷重を与えることにより、パネルには純せん断力が作用する。また、供試体下部左側

において鉛直方向および水平方向が固定され、右側で鉛直方向が固定されている。

供試体の材料諸元を表-1に示す。実験では、RC パネルの耐荷力および破壊挙動の主要な影響因子として、コンクリートの圧縮強度、縦・横方向補強鉄筋比、補強鉄筋の降伏強度を変化させている。解析では、実験で得られたこれらの材料定数を用い、提示されていないコンクリートの弾性定数および引張強度については、コンクリート標準示方書に従って算出した。

解析モデルを図-9に示す。パネルのコンクリート部分は、Voronoi 多角形を用いて 1000 剛体要素に分割

し、補強鉄筋は、離散鉄筋モデルを用いて実験供試体の配筋通りにモデル化した。実験と同様にパネル側面に shear key を設け、鉛直方向および水平方向に等価な荷重を作用させ、荷重増分法により単調漸増荷重を行った。

(2) せん断応力-せん断ひずみ関係

実験と解析により得られたせん断応力-せん断ひずみ関係を図-10に、供試体の破壊性状を図-11および図-12に示す。ここでのせん断応力とは、供試体に一樣に作用するせん断応力であり、shear key に作用させた鉛直力と水平力の合力より計算される。実験におけるせん断ひずみは、図-8に示されるように、補強鉄筋位置のコンクリートパネルに等間隔に埋め込まれたターゲット間の補強鉄筋縦方向、横方向および鉛直方向、水平方向の相対変位より計算されるひずみを平均化したものであり、パネル供試体の平均的なせん断ひずみである¹⁾。解析結果のせん断ひずみも、実験のターゲットと同位置の変位から相対変位を計算し、実験と同様の方法で平均的なせん断ひずみを算出した。実験・解析ともに荷重制御で行っているため、供試体破壊後のせん断応力低下域での曲線は得られていない。解析では、ひずみが著しく増加した場合に解析終了と判断した。

全般的に、解析により得られたせん断応力-せん断ひずみ曲線は、実験結果とほぼ同様の傾向を示しており、供試体鉛直方向にせん断ひびわれが発生した後、せん断ひずみが急激に増大することが確認された。

PV2, PV3, PV4, PV6 供試体は、供試体鉛直方向にせん断ひびわれが発生した後、せん断ひずみが急激に増加していることが確認できる。これらは、パネル内に一樣な初期ひびわれが発生した後、せん断応力の増加に伴ってひびわれ幅が増大し、補強鉄筋の降伏とともに破壊に至るものであり、本研究ではこの破壊形態を通常のせん断破壊と呼ぶこととする。一方、PV9, PV22, PV27 供試体では、図-12に見られるように、供試体鉛直方向に発生した初期ひびわれとは全く異なった方向に局所化領域を形成するせん断二次破壊を示しており、通常のせん断破壊を示した供試体に比べ、緩やかにひずみが増大しているのが確認できる。

(3) 破壊性状

図-11および図-12に、実験と解析により得られた供試体の破壊性状を示す。また、表-1に、実験および解析結果の破壊モードを示す。なお、解析によるひびわれ性状は、最大ひびわれ幅の10%未満のひびわれを取り除いたものである。

PV3, PV4, PV6 供試体は、実験・解析ともに通常

のせん断破壊を示したものである。これらの供試体では、供試体鉛直方向にせん断ひびわれが発生し、せん断応力の増加に伴ってひびわれ幅が増大し破壊に至っている。本実験では、せん断応力によりひびわれが発生するが、その載荷状態からひびわれに沿うすべりは生じず、ひびわれ幅が増大し、補強鉄筋の降伏によって最終破壊を迎える。解析でも、実験と同様に、供試体鉛直方向に発生したひびわれにより破壊しているのが確認できる。

PV2 供試体は、実験で鉛直方向のひびわれが載荷前から観察されており、パネル内に一樣なひびわれが形成される前に、この初期ひびわれに沿って局所的な破壊を示している。解析では、PV3, PV4, PV6 供試体と同様に、通常のせん断破壊を示した。

PV9, PV22, PV27 供試体は、実験でせん断二次破壊を示したもので、供試体鉛直方向にせん断ひびわれが発生するまでは通常のせん断破壊と同様であるが、せん断応力が増加すると初期ひびわれとは全く異なる方向に局所化領域を形成し破壊に至っている。PV9 および PV27 供試体の解析結果は、実験結果と同様に、鉛直方向ひびわれとは全く異なった方向に破壊の局所化が生じている。PV22 供試体の解析結果では、鉛直方向に発生する初期ひびわれとは異なる方向に破壊が生じているが、PV9 供試体ほど明確な局所化領域を形成していない。

PV20 供試体の解析結果は、せん断二次破壊を示した実験結果と異なり、鉛直方向に発生したひびわれによって破壊に至っている。また、PV21 供試体の実験での破壊形態は通常のせん断破壊であるのに対し、解析ではせん断二次破壊に近い中間的な破壊形態を示した。これらの供試体で、実験と解析で破壊形態が異なった原因については、後述する。

PV1 および PV7 供試体は、実験で shear key を抜き取るような破壊を示したものである。PV1 および PV7 供試体の解析では、ともに鉛直方向ひびわれとは異なる方向に破壊を生じている。特に、PV7 供試体の解析では、供試体左側部分で破壊が生じており、実験と同様に shear key を抜き取るような破壊であると判断できる。これらの供試体の破壊形態は、その材料特性から、前述した通常のせん断破壊とせん断二次破壊との中間的な破壊形態であるとみなすことができる。

以上のことから、本解析により、通常のせん断破壊だけでなく、せん断二次破壊と明確に判断できる破壊形態を得ることができ、それらの中間的な破壊形態を示す供試体が存在することも確認された。

(4) せん断応力-鉄筋ひずみ関係

図-13に示すせん断応力-鉄筋ひずみ関係より、

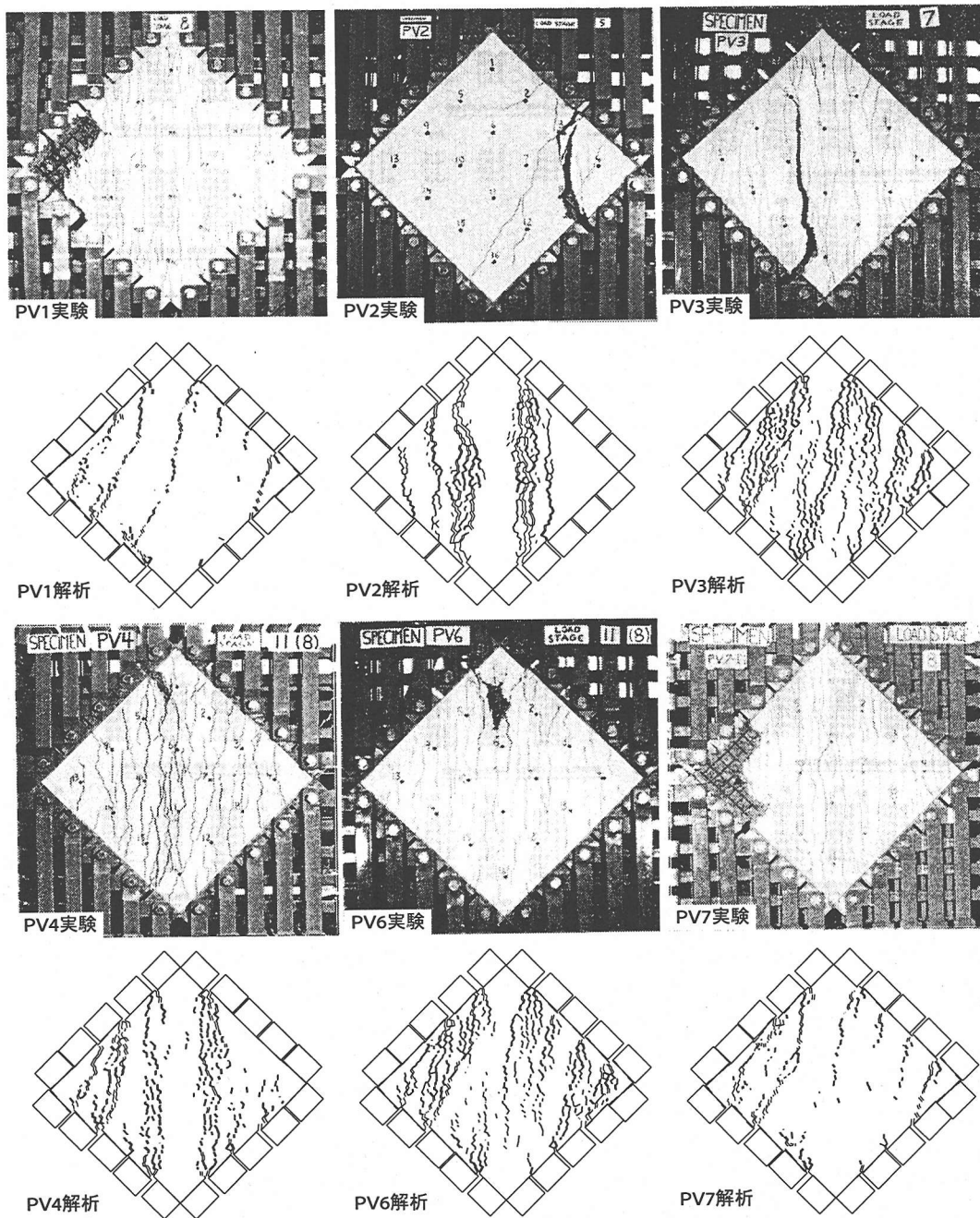
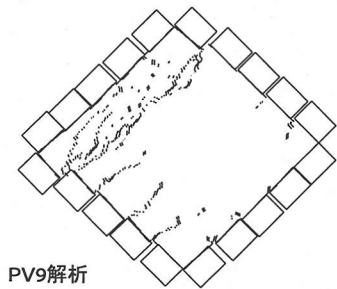
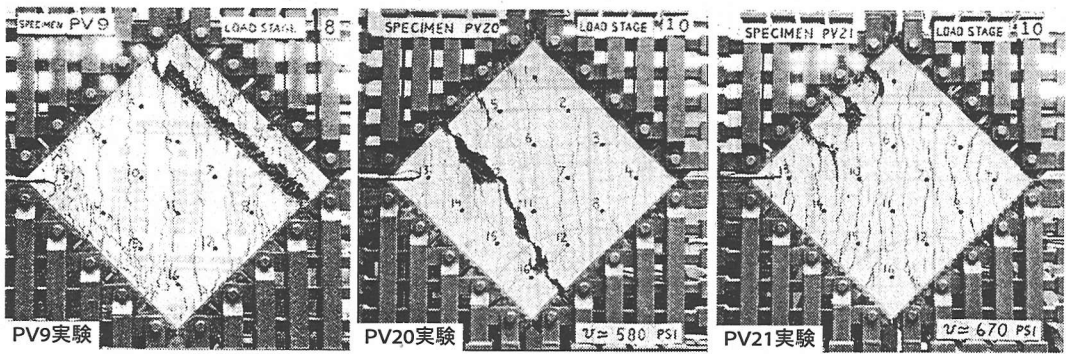


図-11 破壊性状

破壊形態の違いを考察する。ここで、実験での鉄筋ひずみは、ひずみゲージ等で直接計測したものではなく、補強鉄筋位置のコンクリートに埋め込んだターゲット間の相対変位から求めたひずみを平均化したものであり、解析での鉄筋ひずみは、縦方向および横方向補強鉄筋要素のひずみを直接求めて平均化したものである。なお、実験では、最終破壊時の鉄筋ひずみ（ターゲット

ト間の相対変位）を計測できていない供試体があると推測される。

通常のせん断破壊を示した PV2, PV3, PV4, PV6 供試体の解析結果では、ひびわれ発生後、補強鉄筋のひずみが急激に増大し、最終破壊時には鉄筋が降伏しているのが確認できる。PV2 および PV3 供試体の実験では、破壊時の鉄筋ひずみが収録できていないと考



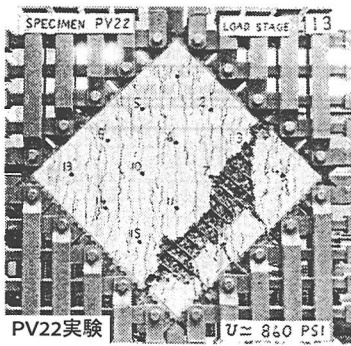
PV9解析



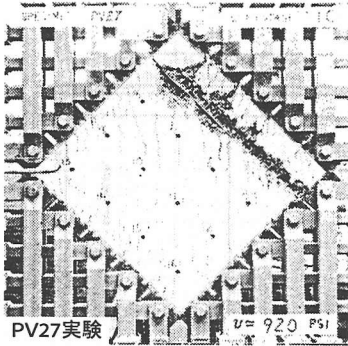
PV20解析



PV21解析



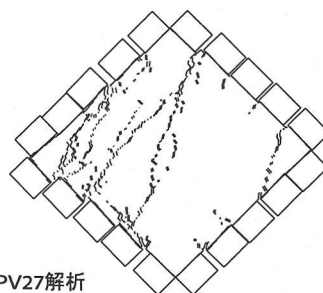
PV22実験



PV27実験



PV22解析



PV27解析

図-12 破壊性状

えられ、実際には解析と同様に、最終破壊時に鉄筋は降伏していたものと考えられる。

実験でせん断二次破壊を示した PV9, PV22, PV27 供試体では、ひびわれ発生後に鉄筋ひずみは増大するが、破壊時のひずみは降伏ひずみよりも小さい。解析結果でも同様に、PV9, PV22, PV27 供試体では、破壊時に鉄筋は降伏していない。したがって、解析で通

常のせん断破壊とせん断二次破壊の中間的な破壊を示した PV22 供試体も、せん断二次破壊に近い破壊形態であったことが確認できる。

PV20, PV21, PV22 供試体は、縦方向鉄筋に比べて横方向鉄筋の鉄筋比と降伏強度が小さい。これらの供試体の中で最も鉄筋比および降伏強度が小さい PV20 供試体では、実験・解析ともに横方向鉄筋が降

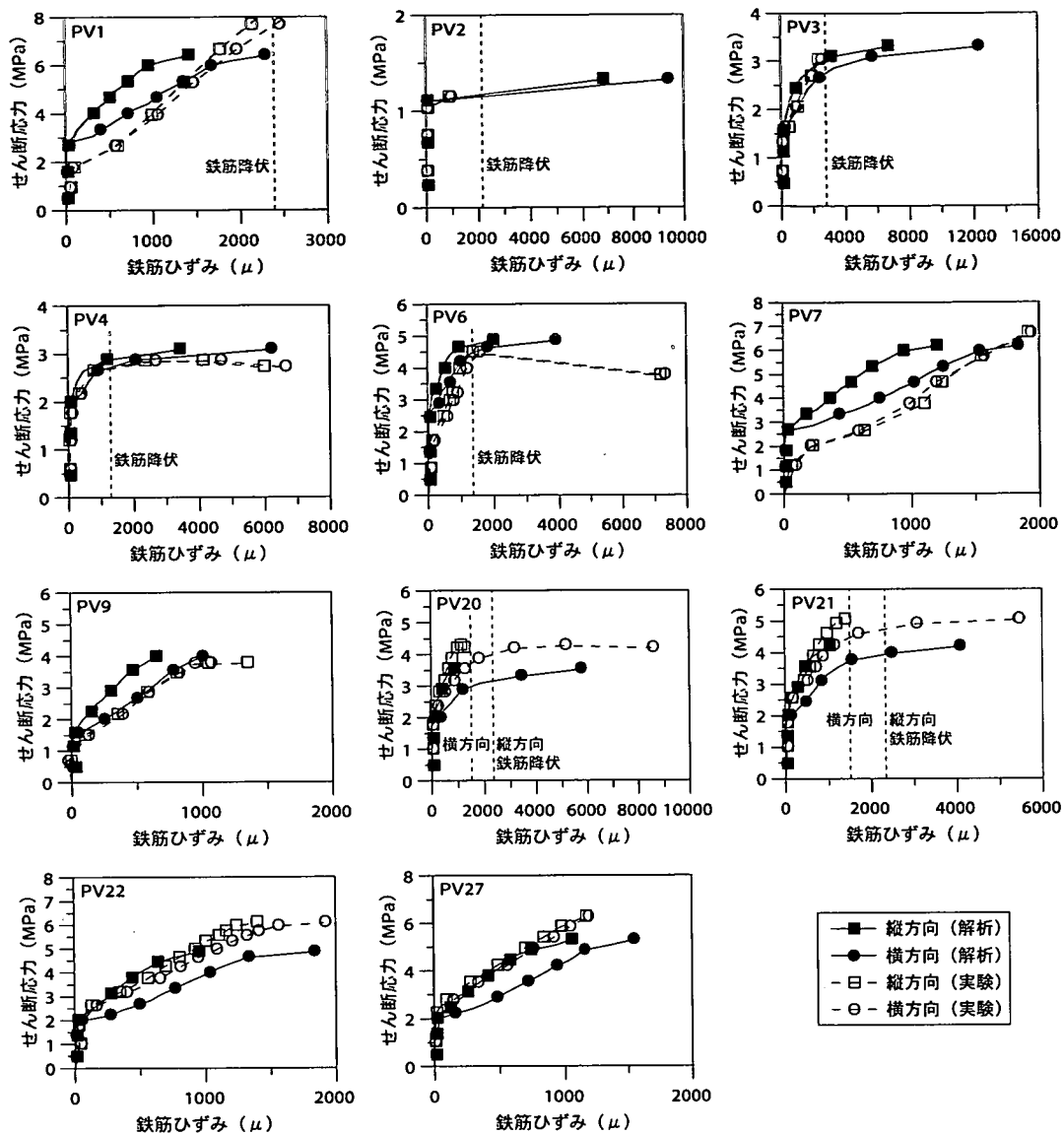


図-1.3 せん断応力-鉄筋ひずみ関係

伏しているのが確認できる。この PV20 供試体は、解析では通常のせん断破壊を示したが、実験ではせん断二次破壊を示した。また、PV21 および PV22 供試体のように、横方向鉄筋比が徐々に大きくなるにつれて、中間的な破壊形態を示すようになり、横方向鉄筋比が縦方向鉄筋比と等しくなる PV27 供試体では、鉄筋は降伏せず、明確なせん断二次破壊を示した。

実験で shear key を抜き取るような破壊を示した PV1 および PV7 供試体の解析結果では、鉄筋ひずみは降伏ひずみに達していないことが分かる。したがって、これらの供試体は、通常のせん断破壊とせん断二次破壊の中間的な破壊を示したと判断することができる。

(5) せん断二次破壊の破壊メカニズム

せん断二次破壊の破壊メカニズムを探るために、通常のせん断破壊を示した PV4 供試体と、明確なせん断二次破壊を示した PV9 供試体の破壊挙動について詳細に考察する。

図-1.4 に、二つの供試体の破壊進展状況図を示す。PV4 供試体は、初期に発生した鉛直方向のひびわれがそのまま進展し、鉄筋の降伏によりひびわれ幅が増大し、破壊に至っている。一方、せん断二次破壊を起こした PV9 供試体は、PV4 と同様に鉛直方向ひびわれが発生するが、ある段階で、初期に形成されたひび

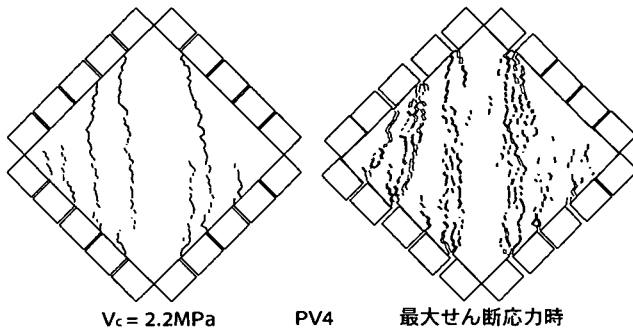


図-14 破壊進展状況

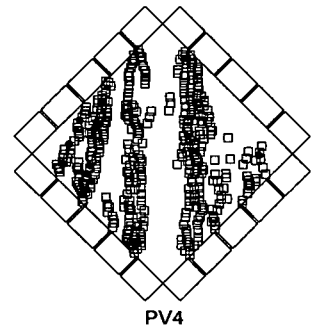


図-15 パネの損傷状況

表-2 解析ケース

解析ケース	圧縮破壊エネルギー	せん断軟化
ケース1	考慮	考慮
ケース2	考慮しない	考慮
ケース3	考慮	考慮しない
ケース4	考慮しない	考慮しない

われとは全く異なる方向にひびわれが生じて破壊に至っているのが確認できる。

PV4 および PV9 供試体の破壊時におけるパネの損傷状況を図-15に示す。図中の印は、□：垂直パネのひずみが引張軟化域に達している状態、●：垂直パネのひずみが圧縮軟化域に達し、せん断パネがすべりを生じている状態であることを示す。PV4 供試体では、ひびわれに沿って引張による損傷が卓越しているのが確認できる。一方、せん断二次破壊を示したPV9 供試体では、鉛直方向ひびわれとは全く異なる方向に生じた破壊領域で、圧縮とせん断すべりによる損傷を受けているのが分かる。この破壊形態は、PV4 供試体の破壊形態とは明らかに異なるものであり、せん断二次破壊がコンクリートの圧縮破壊に起因する破壊であることが確認できる。

上述の結果を踏まえ、せん断破壊の2つの破壊メカニズムについてまとめれば、以下の通りである。

通常のせん断破壊は、パネル鉛直方向にひびわれが発生した後、既存のひびわれ幅が増大し、鉄筋の降伏を伴って破壊に至るものである。一方、せん断二次破壊は、パネル鉛直方向のひびわれの発生・進展は通常のせん断破壊と同様であるが、ある段階で、既存のひびわれとは全く異なる方向に、コンクリートの圧縮破壊とすべりを伴ったひずみの局所化領域が形成され破壊に至るものである。

4. 解析モデルの検証

(1) 材料モデルの影響

本解析で使用した材料モデルの特徴は、圧縮応力下のコンクリートに破壊エネルギーの概念を導入したこと、ならびに、ひびわれ面のせん断パネに軟化を考慮したことである。そこで、これら2つのモデルが解析結果に及ぼす影響について検討するため、表-2のような4つのケースについて、それぞれPV4およびPV9 供試体の解析を行った。圧縮破壊エネルギーを考慮しない場合は、圧縮終局ひずみを一定値 ($\epsilon_{cu} = 4 \cdot \epsilon_o$) とし、せん断軟化を考慮しない場合は、せん断強度 τ_f に到達後、せん断応力は低下せず一定値 ($\tau = \tau_f$)

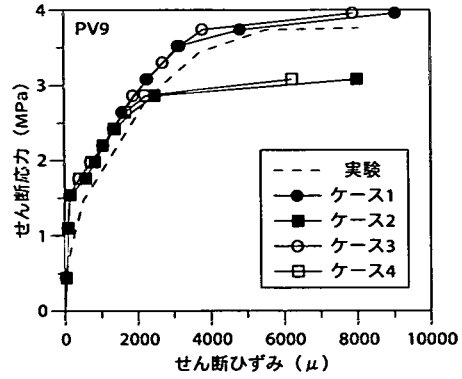
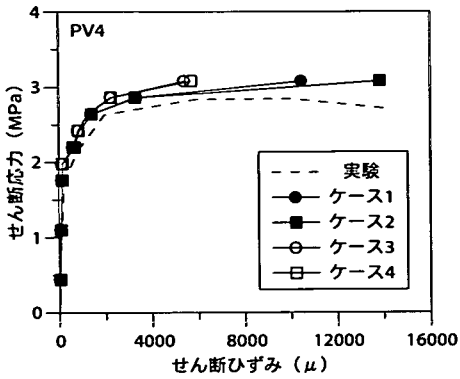


図-16 材料モデルの影響

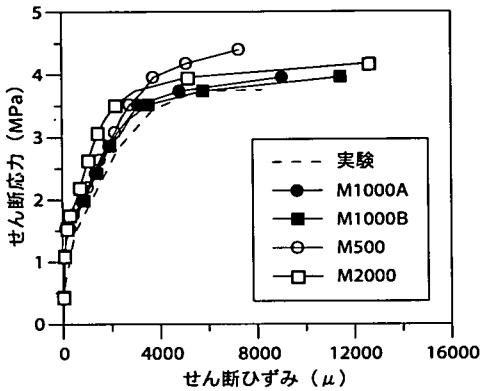


図-17 要素分割の影響

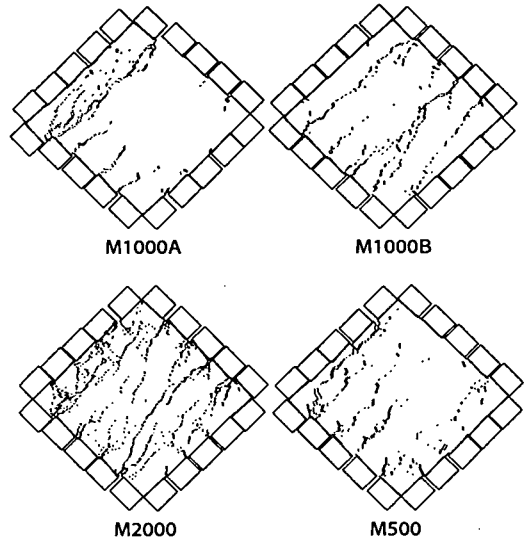


図-18 破壊性状に及ぼす要素分割の影響

をとるものとした。

図-16に、せん断応力-せん断ひずみ関係を示す。全てのケースで、PV4 供試体は通常のせん断破壊を示し、PV9 供試体はせん断二次破壊を示した。圧縮破壊エネルギーとせん断軟化モデルは、ともに PV4 供試体の解析結果にほとんど影響を与えていない。これは、PV4 供試体の破壊がコンクリートの圧縮破壊を伴わず、また、この荷重状態では、ひびわれ面に沿うすべりを生じないためである。コンクリートの圧縮破壊を伴うせん断二次破壊を示した PV9 供試体の解析でも、ひびわれ面のせん断伝達特性の劣化を考慮したせん断軟化モデルは、解析結果にほとんど影響を与えていない。しかしながら、PV9 供試体の解析では、圧縮破壊エネルギーを考慮しない場合に、コンクリートが圧縮強度に達した後の破壊の進行が早く、最大せん断応力をかなり低めに予測している。これは、本解析での要素寸法が 20mm 程度であるため、圧縮破壊エネルギーを考慮した場合の圧縮終局ひずみが、考慮しない場合に比べて、数倍程度大きいためである。本解析では、圧縮破壊エネルギーを考慮した方が、コン

クリートの圧縮破壊を伴うせん断二次破壊の破壊挙動をより精度良く予測することができた。

(2) 要素分割の影響

本解析手法では、コンクリートの要素分割がひびわれ進展経路に与える影響を低減するため、Voronoi 多角形を用いたランダムな要素分割を用いている。このため、解析前に予めひびわれ位置を特定して要素分割を行う必要がない。また、既報⁷⁾において、要素寸法が解析結果に与える影響は小さいことが確認されている。しかしながら、せん断二次破壊はやや複雑な破壊挙動を示すため、本論でも、要素分割が解析結果に及ぼす影響について検討を行った。

ここでは、せん断二次破壊を示した PV9 供試体に

表-3 パラメトリック解析供試体の材料諸元および解析結果

供試体名	f_c (MPa)	ρ	f_y (MPa)	補強度 $\frac{\rho f_y}{f_c}$	最大 せん断応力 V_f (MPa)	補強鉄筋の降伏		破壊モード
						縦方向	横方向	
VC1	20	0.01	300	0.15	3.08	降伏	降伏	△
VC2			400	0.2	3.52	—	降伏	△
VC3		0.02	300	0.3	5.28	降伏	降伏	△
VC4			400	0.4	5.94	—	降伏	○
VC5		0.04	300	0.6	4.04	—	—	○
VC6			400	0.8	7.26	—	—	○
VC7	30	0.01	300	0.1	3.30	降伏	降伏	×
VC8			400	0.13	3.96	降伏	降伏	×
VC9		0.02	300	0.2	5.94	降伏	降伏	△
VC10			400	2.67	6.82	降伏	降伏	△
VC11		0.04	300	0.4	9.02	—	降伏	○
VC12			400	0.53	9.42	—	—	○
VC13	40	0.01	300	0.075	3.52	降伏	降伏	×
VC14			400	0.1	4.18	降伏	降伏	×
VC15		0.02	300	0.15	6.38	降伏	降伏	×
VC16			400	0.2	7.26	—	降伏	△
VC17		0.04	300	0.3	10.34	—	降伏	△
VC18			400	0.4	11.00	—	—	○

破壊モード： ×：せん断破壊 △：中間的な破壊 ○：せん断二次破壊

ついて、異なる要素分割を用いて解析を行った。せん断応力-せん断ひずみ関係を図-17に示す。解析には4種類の分割を用い、M1000AおよびM1000Bは1000剛体要素(要素平均寸法:24mm)に、M2000は2000剛体要素(要素平均寸法:17mm)に、M500は500剛体要素(要素平均寸法:34mm)に、それぞれVoronoi多角形を用いてランダムに分割したものである。ここで、M1000Aは、前述の解析に用いた要素分割であり、M1000Bは、要素分割は同じく1000剛体要素であるが、M1000Aとは異なるVoronoi分割を用いたものである。コンクリートを1000剛体要素に分割したM1000AおよびM1000Bの解析結果はほぼ一致しており、Voronoi多角形を用いたランダムな要素分割は、解析結果に影響を及ぼさないことが分かる。2000剛体要素に分割したM2000や500剛体要素に分割したM500の解析でも、ほぼ同様の結果が得られており、要素寸法を変えても解析結果はほとんど影響を受けないことが確認された。

図-18に、それぞれの分割によって得られた破壊状況を示す。要素数が1000および2000の分割で得られた結果は、鉛直方向ひびわれとは異なった方向に破

壊の局所化領域を形成しており、せん断二次破壊を示したものと判断できる。しかしながら、要素数が500の場合では、やや高めにせん断応力を予測しており、明確な破壊の局所化領域を形成していない。したがって、あまり要素寸法を大きくすると、破壊進展経路を制限することになるため、できるだけ細かい要素分割を用いることが望ましい。有限要素法や本解析手法によるコンクリート構造の解析では、材料構成モデルにコンクリートの平均化した非線形特性を用いるため、一般に要素の最小寸法は最大粗骨材寸法の数倍程度が望ましいとされる。本解析では、1000要素および2000要素に分割した場合の剛体要素の平均寸法が20mm前後であることから、実験での最大粗骨材寸法(6mm)の3倍程度となっている。

5. せん断二次破壊の発生要因の検討

(1) 解析概要

せん断力を受けるRCパネルの破壊挙動に及ぼす影響因子について調べるために、材料パラメータを変

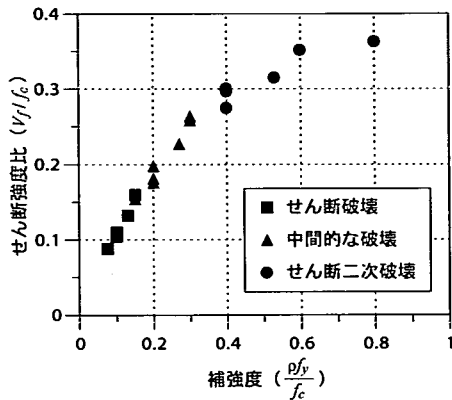


図-1 9 補強度と破壊形態の関係(解析)

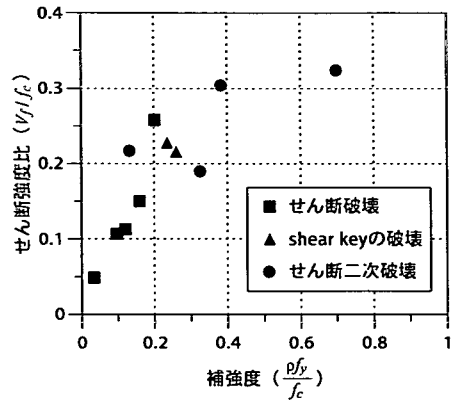


図-2 0 補強度と破壊形態の関係(実験)

化させたパラメトリック解析を行った。表-3に示されるように、Vecchio と Collins による試験体を基に、せん断二次破壊の発生に影響を及ぼすと考えられるコンクリートの圧縮強度、補強鉄筋比、補強鉄筋の降伏強度の3つの材料パラメータを変化させ、パネルの耐力および破壊モードに及ぼす影響について検討し、せん断二次破壊の発生条件について考察を行った。

(2) 解析結果

解析により得られた最大せん断応力、破壊モードおよび補強鉄筋の降伏状況を表-3に示す。せん断二次破壊を示した供試体は、両方向の鉄筋がともに破壊時に降伏していない場合が多く、コンクリートの圧縮破壊によって供試体の破壊が決定するため、コンクリートの圧縮強度が比較的低いものほどせん断二次破壊が生じやすいことが確認できる。一方、補強鉄筋量が少ない場合や補強鉄筋の降伏強度が低い場合には、コンクリートが圧縮破壊を生じる前に鉄筋が降伏するため、通常のせん断破壊を生じやすいことが分かる。また、せん断二次破壊を示した供試体の破壊耐力は、コンクリートの圧縮破壊によって決まるため、鉄筋が降伏した通常のせん断破壊を生じる供試体に比べて、最大せん断応力が高いことが分かる。

通常のせん断破壊とせん断二次破壊の中間的な破壊形態を示した供試体では、コンクリートの圧縮破壊と鉄筋の降伏がともに生じている。これらの供試体では、コンクリートが圧縮破壊を生じたため、供試体鉛直方向に生じる初期ひびわれとは異なった方向にひびわれが発生するが、鉄筋も早期に降伏するため、せん断二次破壊を生じた供試体ほど明確な局所化領域を示さなかった。中間的な破壊形態を示した供試体では、片方の鉄筋のみが降伏している場合が多く、shear key 付近で局所的な破壊が生じたものも見られた。

図-1 9に示すせん断強度比 (V_f/f_c) と鉄筋の補強度 ($\rho_f y/f_c$) の関係を用いて、純せん断力を受けるRCパネルの破壊形態とせん断強度について定量化を試みた。

図-1 9より、せん断二次破壊を示す供試体のせん断強度比は、通常のせん断破壊を示す供試体のものより高く、また、補強度が高いほどせん断二次破壊を生じやすいことが確認できる。Vecchio と Collins の実験結果についても、同様に図-2 0に示す。ここで、軸方向鉄筋と横方向鉄筋の鉄筋比および降伏強度が異なる供試体については、鉄筋比が小さい方向の鉄筋比および降伏強度を用いて算出した。補強度が0.2から0.4の間で、解析では通常のせん断破壊とせん断二次破壊の中間的な破壊形態を示しており、Vecchio と Collins の実験でも、通常のせん断破壊やせん断二次破壊を生じる供試体に加えて、shear key の破壊を生じた供試体が見られることから、通常のせん断破壊とせん断二次破壊との間の破壊形態の遷移域であることが確認できる。また、実験のせん断強度比と補強度の関係にもかなりばらつきが見られ、この辺りの補強度では、破壊形態や破壊耐力の特定が難しいことが分かる。前章において、PV20 および PV21 供試体で実験と解析での破壊形態が異なった原因は、これらの供試体の補強度がこの遷移領域にあるためであり、実験では、材料強度の不均一性や載荷装置の不具合等によっても破壊性状が影響を受けたためであると考えられる。実験で、補強度が最も大きい供試体はPV9供試体(補強度0.7)であり、この供試体の補強度が他に比べ一際大きいことから、PV9供試体の解析結果において、せん断二次破壊が最も明確に表れたものと考えられる。解析結果と実験結果をまとめると、補強度が0.2を超える供試体はせん断二次破壊を起こす可能性があり、補強度が0.4を超える供試体はせん断二次破壊を生じるものと考えられる。

6. まとめ

離散型の解析手法である剛体-バネモデルを用いて純せん断力を受ける RC パネルの数値解析を行い、破壊挙動の考察を行った。本研究で得られた成果を以下にまとめる。

(1) 剛体-バネモデルを用いた数値解析により得られたせん断応力-せん断ひずみ関係は、実験結果と比較的良好に対応しており、本解析手法の妥当性が示された。また、離散型の本解析手法により、通常のせん断破壊に加えて、これまで予測が困難であったせん断二次破壊も再現することができた。

(2) 数値解析結果より、通常のせん断破壊は、パネル鉛直方向にひびわれが発生した後、既存のひびわれ幅が増大し、鉄筋の降伏を伴って破壊に至るものであることが確認された。一方、せん断二次破壊は、パネル鉛直方向のひびわれの発生・進展は通常のせん断破壊と同様であるが、ある段階で、既存のひびわれとは全く異なった方向に、コンクリートの圧縮破壊とすべりを伴ったひずみの局所化領域が形成され破壊に至るものであることが明らかにされた。

(3) せん断二次破壊の発生条件の定量化を試みた結果、鉄筋による補強度が高いほど、せん断二次破壊が生じやすいことが確認された。

謝辞：本研究を遂行するにあたり、札立重好氏（山梨大学大学院）、ならびに藤井真二郎氏（(株)トクヤマ）に御協力を頂いた。ここに記し、謝意を表します。

参考文献

- Vecchio, F. and Collins, M. P. : The response of reinforced concrete to in-plane shear and normal stresses, Publication No.82-03, University of Toronto, 1982.
- Yu, G-X. and Tanabe, T. : The analysis of localized failure of reinforced concrete shear wall, コンクリート工学年次論文集, Vol.17, No.2, pp.1257-1262, 1995.
- Kawai, T. : New discrete models and their application to seismic response analysis of structure, *Nuclear Engineering and Design*, Vol.48, pp.207-229 1978.
- Ueda, M., Takeuchi, N., Higuchi, H. and Kawai, T. : A discrete limit analysis of reinforced concrete structures, *Computer-Aided Analysis and Design of Concrete Structures*, Pineridge Press, pp.1369-1384, 1984.
- 野口 博, 長沼一洋 : RC パネルの非線形パラメータ解析, 第2回 RC 構造物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, JCI, pp.147-154, 1983.
- Ueda, M., Kambayashi, A., Kito, H. and Takeuchi, N. : Size effect analysis using RBSM with Voronoi elements, *Size effect in Concrete Structures*, E&FN Spon, pp.221-232, 1994.
- Saito, S. and Hikosaka, H. : Numerical analyses of reinforced concrete structures using spring network models, *Journal of Materials, Concrete Structures, and Pavements*, JSCE, V-44, pp.289-303, 1999.
- 札立重好, 藤井真二郎, 齊藤成彦, 檜貝勇 : せん断力を受ける RC パネルの RBSM 解析, コンクリート工学年次論文集, Vol.23, No.3, pp.1021-1026, 2001.
- Schlangen, E. and Garboczi, E. J. : New method for simulating fracture using an elastically uniform random geometry lattice, *International Journal of Engineering Science*, Vol.34, pp.1131-1144, 1996.
- Bolander, J. E. and Saito, S. : Fracture analyses using spring network models with random geometry, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.61, pp.569-591, 1998.
- Owen, D. R. J., Figueiras, J. A. and Damjanic, F. : Finite element analysis of reinforced and prestressed concrete structures including thermal loading, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Elsevier Science Publishers, Vol.41, pp.323-366, 1983.
- Nakamura, H. and Higai, T. : Compressive fracture energy and fracture zone length of concrete, *Seminar on Post-Peak Behavior of RC Structures Subjected to Seismic Load*, JCI, pp.259-272, 1999.
- Comite Euro-International du Beton : *CEB-FIP Model Code 1990 First Draft*, CEB, 1990.
- An, X., Maekawa, K. and Okamura, H. : Numerical simulation of size effect in shear strength of RC beams, *Journal of Materials, Concrete Structures, and Pavements*, JSCE, Vol.564, pp.297-316, 1997.

(2001. 10. 12 受付)

ANALYTICAL STUDY ON SLIDING SHEAR FAILURE OF RC PANELS USING RIGID-BODY-SPRING MODELS

Shigehiko SAITO, Hikaru NAKAMURA and Takeshi HIGAI

This paper presents numerical analyses of reinforced concrete (RC) panels subjected to pure shear forces using rigid-body-spring models. RC members under certain conditions exhibit brittle failure with strain localization relative to ordinary shear failure. This failure mode is called a sliding shear failure whose mechanisms of failure are not well clarified. The rigid-body-spring model is one of the discrete type models that are suited towards problems where material discontinuities are dominant. Numerical predictions obtained by the model are therefore useful to comprehensively understand the mechanisms of the failure. The parametric analyses with regard to compressive strength of concrete, yield strength of reinforcement, and reinforcing ratio are also carried out to investigate the conditions when the sliding shear failure occurs.