

### 第3章 せん断変形による破壊と復元力特性の関係

#### 3.1 はじめに

第2章の実験で、せん断変形によるエネルギー吸収量が比較的大きかった試験体、すなわち、付着破壊したC20とせん断破壊したC30、C3Rでは、最大耐力後の耐力劣化域で軸方向縮みに伴う横はらみが認められた。

また、過去の大地震で被災したRC造建物の被害には、靱性能に乏しい短柱及び壁のせん断破壊が多かった。激しくせん断破壊した柱などでは、水平耐力の低下のみならず、鉛直耐力も低下し、また横方向にはらみながら軸方向にも縮むため、上階スラブの沈下、窓や戸扉の開閉の不能、設備配管等の破損など、二次的な被害も多く誘発した。

一方、過去のRC構造物の震害調査においては、被害を受けた構造体に対し、ひびわれの幅や長さや数などを目視で調査したり、振り下げや水準器を用いて残留変形を測定している場合が多かった。又、非構造体に対しては、窓ガラスや、エキスパンションジョイントの破損状況、及び扉や窓の開閉の可否などが調査された。特別に詳細な震害調査の場合には、被災後の建物の固有周期の測定や、抽出した材料の強度試験なども行なわれた。

上述した被害調査結果を総合して被災建物の地震時の状況、例えば最大経験層間変位などが推定されてきた。それらに対して、上述した被害状況に至った原因を理論的に説明するために、設計図の内容と被災建物の実態を照合して、被災時の挙動をなるべく忠実に再現する地震応答解析も行なわれてきた。ところが、前者の震害調査の被害度に関して、定量的に表現されたものが少なく、大まかに分類するか、又は定性的に表現されているものが多いのに対し、後者の地震応答解析結果は定量的に表現されており、両者を1対1に比較することは困難である。

上述したような終局時に生じる破壊による二次的な被害の防止や、信頼性の高い震害原因の究明をするためには、RC柱で終局時に生じた破壊の程度と復元力特性を定量的に結び付けることが、重要であると考えられる。

そこで、3.2節では、せん断変形による破壊現象の一つである横はらみ現象と復元力特性、特にせん断変形性状を理論的に結びつける。又、地震力によってせん断破壊した柱の横はらみ量より、柱に生じた最大経験せん断変形量を推定する方法についても述べる。さらに、3.3節以降では、RC柱の曲げせん断実験を行ない、3.2節で誘導された理論式の妥当性について検討した結果を述べる。

### 3.2 横はらみに関する理論式の誘導

#### 3.2.1 解析で用いた応力伝達機構

RC柱のせん断降伏による横はらみ現象を理論的に説明するためには、RC柱の応力伝達機構について考える必要がある。

せん断降伏耐力のみを解析する研究では、ひび割れ発生後の応力伝達機構を説明するために、1899年のW. Ritterの平行弦トラス以来、数多くのトラスまたはアーチへ置換する方法が用いられている。我が国においては、服部・柴田・大野[3.1]は、巨視的な立場で、また吉岡・岡田・武田[3.2]は、ひび割れ発生状況を考慮して斜材を配置した別な立場で、トラス置換を行ない、ひび割れ発生後の応力伝達機構を定性的に説明している。また近年においては、鉄筋コンクリートを剛塑性体としてとらえ、組合せ応力によるコンクリートの破壊条件に基づいた極限解析を適用することによって、RC部材のせん断降伏耐力を推定する研究も行なわれている[3.3][3.4]。

F. Vecchio, M.P. Collins[3.5]は、純せん断応力を受けるRCパネルの平均的な応力-ひずみ関係を、モールの円を用いて実験結果に基づいて定式化し、そして、それを用いて、釣合い条件と適合条件を考慮した解析を行ない、RCパネルの挙動を再現した。

また、非線形有限要素法も、RC部材のせん断破壊の解析に用いられている。しかしながら、これは二～三次元的な解析であるため、各点の変位が得られるなど、広い適応性をもっているが、非線形な剛性を実状に合わせて仮定することがむずかしく、また、ひび割れを取扱う方法が複雑である上に、多量の数値計算を必要としているので、設計への応用など実用性に欠けている。

上述した解析方法を適用して、せん断降伏付近の破壊性状に関して、例えば次のような研究が行なわれている。野口、丸田[3.6]は、非線形有限要素解析によってひび割れ発生後のRC部材の変形状を解析しており、また望月 重[3.7]は、ひび割れ発生後の枠付き耐震壁の拘束効果を比較するためにトラス理論から塑性膨張係数を誘導し、それを用いて実験データを整理している。しかし、これらの研究では、せん断降伏する付近までの性状は、定量的に解析できるが、RC部材のせん断降伏した後から最終破壊に至るまでの破壊現象(注3.1)と復元力特性の関係を、定量的に把握するまでに至っていない。

前述したトラス置換や極限解析法は、有限要素法と比べて簡便な手法であるため、降伏耐力を解析するには有効であるが、降伏後の変形状を定量的に求めることができない。

そこで本研究では、有限要素法で用いる二次元異方性体モデルの近似性の良さやトラス置換の簡便さに注目し、以下のような仮定に基づき、せん断降伏するRC部材の応力伝達機構を説明する。

#### 解析モデルの仮定

- ①コア部分のコンクリートは、二つの主応力方向に平行な斜材が連続して存在するものと考え、二次元非線形異方性体とする。
- ②主筋とその周囲のコンクリートは、軸力のみを負担する軸方向に平行な一次元材とす

る。

③二次元材と一次元材は互いにピン節点で結合されている。

一般にRC部材が曲げ、せん断、軸力を受けると、配筋状態とは無関係に引張主応力方向に対して直角な方向にひび割れが生じ、引張主応力はコンクリートの代りに、主として帯筋や主筋によって伝達される。その後、まだひびわれしていない部分の引張主応力の大きさがコンクリートの引張強度を越えた場合には、その引張主応力方向に対して直交する方向に新しいひび割れがさらに発生する。つまり、ひび割れ方向は、弾塑性域においてひび割れ発生時の圧縮主応力の方向を示しているので、ひび割れ方向が一様な場合には、ひび割れ発生後の主応力の方向がほぼ一定であったと考えられる。

ここでは、図-3.1 に示すように、一方向加力によってコア部分のコンクリートにひび割れがほぼ一定の方向に平行に生じている場合を想定する。コア部分では、引張主応力はひび割れと直交した方向に、また圧縮主応力はひび割れ方向に作用している。これらの主応力は、斜材a-b及びc-dを介して弦材e-f及びg-hに伝達される。斜材a-bに生じている力は、中間主筋と帯筋の引張力やダボ効果による力、あるいはコンクリートの引張力の合力であり、斜材c-dに生じている力は、主にコンクリートの圧縮力である。また、弦材e-fに生じている力は鉄筋とコンクリートの圧縮力であり、弦材g-hに生じている力は、主に鉄筋の引張力である。図-3.1 に示す両弦材には、軸力とともに曲げモーメントとせん断力も発生すると思われるが、軸方向力が卓越していると考えられるので両弦材は軸方向のみを伝達すると仮定する。このように仮定すると、節点a, b, c, dでは、2本の直交した斜材の軸力の鉛直成分の和が、引張側では鉄筋の引張力に、また圧縮側ではコンクリー

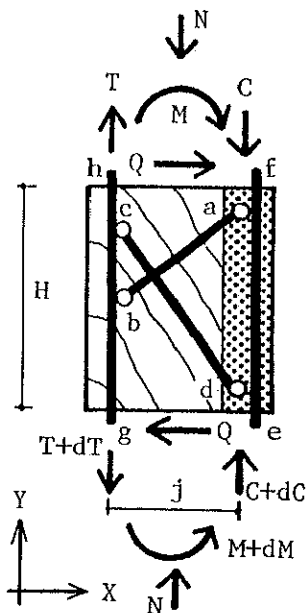


図-3.1 解析モデル

トと鉄筋の圧縮力になってそれぞれ弦材に伝達される。

RC部材をこのようなモデルに置換すると、その降伏する部分により、RC部材の破壊形式は次のように説明できる。モデルで斜材が降伏する場合は、RC部材ではせん断降伏であり、モデルで軸方向力を伝える弦材が降伏する場合は、RC部材では曲げ降伏に相当する。また、モデルで斜材の合力を弦材に伝達する節点が降伏する場合は、RC部材では付着降伏に相当する。

一方、正負繰り返し加力実験では、正負の主応力の方向が逆転するため、ひび割れは交差して生じることになる。ここでは、部材幅B、ひびわれ状況などが一様と考えられる軸方向に沿った区間Hの部分に、図-3.2に示すように正負繰り返し加力によって、正負加力に対して材軸との交差角が $\theta$ 、 $\theta'$ となる平行なひび割れが生じた場合を想定する。

一般に、正加力と負加力で生じたひび割れは直交しないので、すなわち $\theta + |\theta'| \neq 90^\circ$ となるので、正加力時に引張となる斜材と負加力時に圧縮となる斜材の方向は一致しない。そこで、今後の式の展開においては、正加力時に生ずる主応力の方向に斜材を配置した正加力用モデルと、負加力時に生ずる主応力の方向に斜材を配置した負加力用モデルの2つのモデルを用いる。なお負加力用モデルで用いる応力やひずみに対しては「'」をつけることによって、正加力用モデルのものと区別する。また、応力とひずみの符号は、引張を正に、圧縮を負と定義する。

正加力時について考えてみると、図-3.3に示すように弦材は軸方向力のみを伝達するので、節点a, b, c, dにおける水平方向の釣合いより式(3.1)を得る。

$$\text{正加力時； } \sigma_t \cos \theta = -\sigma_c \tan \theta \sin \theta \quad (3.1)$$

ここで、 $\sigma_t$  : 斜材の引張主応力 (+)

$\sigma_c$  : 斜材の圧縮主応力 (-)

負加力時も同様に式(3.1')を得る。

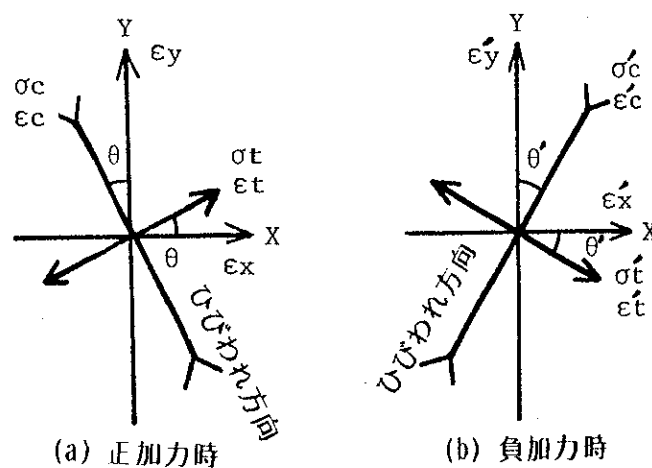


図-3.2 座標軸の定義

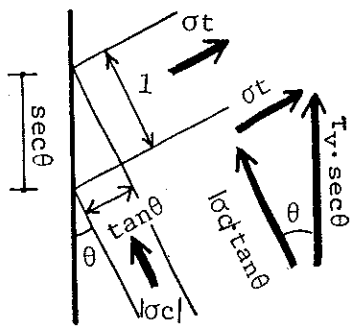


図-3.3 節点に与える主応力の鉛直成分

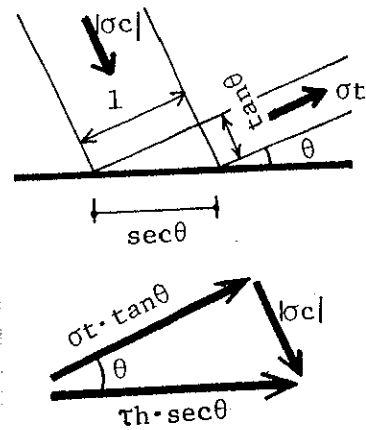


図-3.4 主応力の水平成分

$$\text{負加力時； } \sigma_t' \cos \theta' = -\sigma_c' \tan \theta' \sin \theta' \quad (3.1')$$

また、コア部分の材軸に平行な断面（鉛直断面）におけるせん断応力度  $\tau_v$  と  $\tau_v'$ （注3.2）は、式(3.2)と(3.2')で表わされる。

$$\text{正加力時； } \tau_v \sec \theta = \sigma_t \sin \theta - \sigma_c \tan \theta \cos \theta \quad (3.2)$$

$$\text{負加力時； } \tau_v' \sec \theta' = \sigma_t' \sin \theta' - \sigma_c' \tan \theta' \cos \theta' \quad (3.2')$$

正負加力時別にそれぞれ式(3.2)と(3.2')に式(3.1)と(3.1')を代入して、式(3.3)と(3.3')を得る。

$$\text{正加力時； } \tau_v = \sigma_t \cot \theta \quad (3.3)$$

$$\text{負加力時； } \tau_v' = \sigma_t' \cot \theta' \quad (3.3')$$

一方、図-3.4に示すように、斜材a-b, c-dによって断面内に生ずる応力の材軸に直交した分力（水平分力）の和は、コア部分の水平断面におけるせん断応力度  $\tau_h$  及び  $\tau_h'$  に等しいので、式(3.4)と(3.4')を得る。

$$\text{正加力時； } \tau_h \sec \theta = \sigma_t \tan \theta \cos \theta - \sigma_c \sin \theta \quad (3.4)$$

$$\text{負加力時； } \tau_h' \sec \theta' = \sigma_t' \tan \theta' \cos \theta' - \sigma_c' \sin \theta' \quad (3.4')$$

式(3.2)と(3.4)、及び式(3.2')と(3.4')がそれぞれ等価な式となることは、一般的な2次元平面問題におけるせん断応力の共役性に対応する。

正負加力時に柱に作用する水平せん断力を、それぞれQとQ'とすると、式(3.1)と(3.1')、及び式(3.4)と(3.4')から式(3.5)と(3.5')を得る。

$$\begin{aligned} \text{正加力時； } Q &= \tau_h B j = \sigma_t B j \sin \theta \cos \theta (1 + \cot^2 \theta) \\ &= \sigma_t B j \cot \theta \end{aligned} \quad (3.5)$$

$$\text{負加力時； } Q' = \sigma_t' B j \cot \theta' \quad (3.5')$$

ここで、B：部材幅（図-3.1では部材厚となる）

$j$  : 両弦材の距離 (応力中心間距離)

一方、引張側主筋の応力  $dT$ ,  $dT'$  は、鉛直断面のせん断応力度  $\tau_v$ ,  $\tau_v'$  を材軸方向に積分したものと等しく、式(3.6) と(3.6')のように表わされる。

$$\text{正加力時;} \quad dT = \tau_v B H = \sigma_t B H \cot \theta \quad (3.6)$$

$$\text{負加力時;} \quad dT' = \tau_v' B H = \sigma_t' B H \cot \theta' \quad (3.6')$$

ここで、 $H$  : 解析モデルで考えている部材の長さ

また、断面に作用するモーメントとせん断力の関係を表わす式(3.7) から、正加力と負加力に対してそれぞれ式(3.8) と(3.8')を得る。これらは、式(3.5) と(3.5')と同じであることがわかる。

$$QH = dM = dT j \quad (3.7)$$

$$\text{正加力時;} \quad Q = dT j / H = \tau_v B j = \sigma_t B j \cot \theta \quad (3.8)$$

$$\text{負加力時;} \quad Q' = dT' j / H = \tau_v' B j = \sigma_t' B j \cot \theta' \quad (3.8')$$

### 3.2.2 各ひずみ間の関係と面積膨張

図-3.2 に示すような主応力方向のひずみの増分  $d\varepsilon_t$ ,  $d\varepsilon_c$ , (負加力時では、 $d\varepsilon_t'$ ,  $d\varepsilon_c'$ , 以下同じ) と基準座標  $X$ ,  $Y$  方向のひずみの増分  $d\varepsilon_x$ ,  $d\varepsilon_y$ , ( $d\varepsilon_x'$ ,  $d\varepsilon_y'$ ) の関係は、それぞれ式(3.9) と(3.9')によって表わされる。

正加力時;

$$\begin{vmatrix} d\varepsilon_t \\ d\varepsilon_c \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \cos^2 \theta, \sin^2 \theta, \sin \theta \cos \theta \\ \sin^2 \theta, \cos^2 \theta, -\sin \theta \cos \theta \end{vmatrix} \begin{vmatrix} d\varepsilon_x \\ d\varepsilon_y \\ d\gamma \end{vmatrix} \quad (3.9)$$

負加力時;

$$\begin{vmatrix} d\varepsilon_t' \\ d\varepsilon_c' \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \cos^2 \theta', \sin^2 \theta', \sin \theta' \cos \theta' \\ \sin^2 \theta', \cos^2 \theta', -\sin \theta' \cos \theta' \end{vmatrix} \begin{vmatrix} d\varepsilon_x' \\ d\varepsilon_y' \\ d\gamma' \end{vmatrix} \quad (3.9')$$

ここで、 $d\varepsilon_x$ ,  $d\varepsilon_y$ ,  $d\gamma$  : 正加力時に生ずる  $X$ ,  
 $Y$  方向のひずみとせん断ひずみの増分  
 $d\varepsilon_x'$ ,  $d\varepsilon_y'$ ,  $d\gamma'$  : 負加力時に生ずる  $X$ ,  
 $Y$  方向のひずみとせん断ひずみの増分

式(3.9) と(3.9')より、せん断ひずみの増分  $d\gamma$  と  $d\gamma'$  はそれぞれ式(3.10)と(3.10')で表わされる。

正加力時;

$$d\gamma = (d\varepsilon_t - d\varepsilon_c) \operatorname{cosec} 2\theta + (d\varepsilon_y - d\varepsilon_x) \cot 2\theta \quad (3.10)$$

負加力時;

$$d\gamma' = (d\varepsilon_t' - d\varepsilon_c') \operatorname{cosec} 2\theta' + (d\varepsilon_y' - d\varepsilon_x') \cot 2\theta' \quad (3.10')$$

正負両加力で生じたXとY方向のひずみをそれぞれ $\underline{\varepsilon}_x$  と $\underline{\varepsilon}_y$  とすると、式(3.11)と(3.11')が成立する(注3.3)。

$$\underline{\varepsilon}_x = \int d\varepsilon_x + \int d\varepsilon_x' = \varepsilon_x + \varepsilon_x' \quad (3.11)$$

$$\underline{\varepsilon}_y = \int d\varepsilon_y + \int d\varepsilon_y' = \varepsilon_y + \varepsilon_y' \quad (3.11')$$

また面積の膨張率 $\alpha$ は、式(3.12)で表わされる。

$$\alpha = (1 + \underline{\varepsilon}_x)(1 + \underline{\varepsilon}_y) - 1 = \underline{\varepsilon}_x + \underline{\varepsilon}_y + \underline{\varepsilon}_x \underline{\varepsilon}_y \doteq \underline{\varepsilon}_x + \underline{\varepsilon}_y \quad (3.12)$$

一方、式(3.9)と(3.9')より、それぞれ式(3.13)と(3.13')を得る。

$$\text{正加力時； } d\varepsilon_x + d\varepsilon_y = d\varepsilon_t + d\varepsilon_c \quad (3.13)$$

$$\text{負加力時； } d\varepsilon_x' + d\varepsilon_y' = d\varepsilon_t' + d\varepsilon_c' \quad (3.13')$$

式(3.13)と(3.13')を積分して、それぞれ式(3.14)と(3.14')を得る。

$$\text{正加力時； } \varepsilon_x + \varepsilon_y = \varepsilon_t + \varepsilon_c \quad (3.14)$$

$$\text{負加力時； } \varepsilon_x' + \varepsilon_y' = \varepsilon_t' + \varepsilon_c' \quad (3.14')$$

式(3.12)はそれぞれ式(3.11)と(3.14)、及び(3.11')と(3.14')を用いて、式(3.15)のように表わされる。

$$\alpha = \underline{\varepsilon}_x + \underline{\varepsilon}_y = \varepsilon_x + \varepsilon_x' + \varepsilon_y + \varepsilon_y' = \varepsilon_t + \varepsilon_t' + \varepsilon_c + \varepsilon_c' \quad (3.15)$$

### 3.2.3 斜材の応力-ひずみ関係

せん断降伏した部材の変形性状を調べるためには、図-3.1に示す斜材の応力-ひずみ関係を仮定する必要がある。図-3.5は、斜材の応力-ひずみ関係の一例を示したものであり、ひびわれ前の引張側と圧縮側の剛性は、それぞれの方向のコンクリートの弾性剛性(注3.4)である。

引張斜材では、引張主応力がひびわれ強度 $F_t$ に達するとひびわれするが、適当に配筋してあれば、剛性は低下するものの、さらに耐力が上昇し(図中ではa-b)、次に引張主応力が、 $\sigma_t = \sigma_{tu}$ になると、完全に塑性化する。そして、塑性化した後に除荷すると、一般には、ひずみは原点に戻らず(注3.5)、dのように残留ひずみが生じる。その原因は、ひび割れ面に沿ったずれ(注3.6)や、ひび割れ口へのコンクリートの破片の侵入、あるいは鉄筋の残留ひずみや鉄筋とコンクリートの残留付着変形によるためと思われる。

一方、一般に圧縮斜材の強度は引張斜材の強度よりもはるかに大きいため、式(3.1)に示す力の釣合いの関係より、圧縮主応力の絶対値 $|\sigma_c|$ は、 $\sigma_{tu} \cot^2 \theta$ より大きくなり、その剛性は、常に弾性剛性に近いものと思われる。したがって、図-3.1のような解析モデルでは、RC部材のせん断塑性変形は、主に引張側斜材の塑性変形によって生じている。

正負繰返し加力を受けた場合には、両加力により生じるひび割れ線が図-3.2に示すように一般には直交しない。そのような場合には、正加力用と負加力用の解析モデルを使いわけの必要があり、XY基準座標において、加力方向が逆転する度に式(3.16)、又は

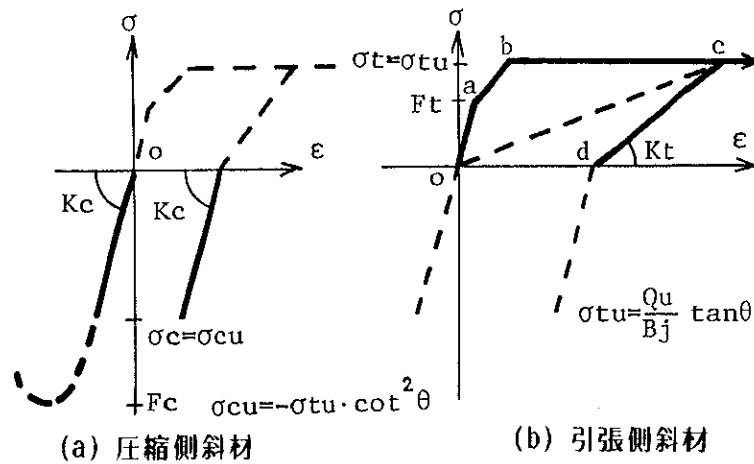


図-3.5 斜材の応力-ひずみ関係

(3.16') が初期条件として成立する。

負加力から正加力へ：

$$\begin{vmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \underline{\varepsilon}_x \\ \underline{\varepsilon}_y \\ \underline{\gamma} \end{vmatrix} \quad (3.16)$$

正加力から負加力へ：

$$\begin{vmatrix} \varepsilon_x' \\ \varepsilon_y' \\ \gamma' \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \underline{\varepsilon}_x \\ \underline{\varepsilon}_y \\ \underline{\gamma} \end{vmatrix} \quad (3.16')$$

ここで、 $\underline{\varepsilon}_x$ 、 $\underline{\varepsilon}_y$ 、 $\underline{\gamma}$ ：正負繰返し加力によって累加されたX、Y方向のひずみとせん断ひずみ

### 3.2.4 面積膨張率とせん断塑性ひずみの関係

斜材の応力-ひずみ関係は図-3.5 に示すように、引張側では、斜材の剛性は加力状態によって異なり、また、圧縮側では、斜材の剛性は常に弾性剛性（注3.4）となる。そこで、斜材の圧縮側の剛性を $K_c$ 、引張側の剛性を $K_t = K_t(\varepsilon)$  とすると、応力とひずみの関係式は式(3.17a) と(3.17a')で表わされ、それぞれに式(3.1) と(3.1')を代入すると、式(3.17b) と(3.17b')を得る。

正加力：

$$d\varepsilon_t = (1/K_t) d\sigma_t \quad (3.17a)$$

$$d\varepsilon_c = (1/K_c) d\sigma_c = -(1/K_c) \cot^2 \theta d\sigma_t \quad (3.17b)$$



負加力時：

$$d\varepsilon_t' = (1/K_t') d\sigma_t' \quad (3.17a')$$

$$d\varepsilon_c' = (1/K_c') d\sigma_c' = -(1/K_c') \cot^2 \theta' d\sigma_t' \quad (3.17b')$$

式(3.17)と(3.17')を式(3.10)と(3.10')に代入して、それぞれ式(3.18)と(3.18')を得る。

正加力時：

$$\begin{aligned} d\gamma &= \{ 1/K_t + (1/K_c) \cot^2 \theta \} \operatorname{cosec} 2\theta d\sigma_t \\ &\quad + \cot 2\theta (d\varepsilon_y - d\varepsilon_x) \\ &= \{ 1 + (K_t/K_c) \cot^2 \theta \} (1/K_t) \operatorname{cosec} 2\theta d\sigma_t \\ &\quad + \cot 2\theta (d\varepsilon_y - d\varepsilon_x) \\ &= \{ 1 + (K_t/K_c) \cot^2 \theta \} \operatorname{cosec} 2\theta d\varepsilon_t \\ &\quad + \cot 2\theta (d\varepsilon_y - d\varepsilon_x) \end{aligned} \quad (3.18)$$

負加力時：

$$\begin{aligned} d\gamma' &= \{ 1 + (K_t'/K_c') \cot^2 \theta' \} \operatorname{cosec} 2\theta' d\varepsilon_t' \\ &\quad + \cot 2\theta' (d\varepsilon_y' - d\varepsilon_x') \end{aligned} \quad (3.18')$$

図-3.6に示すようにRC部材にせん断塑性変形  $d\gamma_p$ 、 $d\gamma_p'$ が生じる時には、引張側斜材は塑性変形しており、圧縮側剛性  $K_c$ 、 $K_c'$ と引張側剛性  $K_t$ 、 $K_t'$ の関係は、式(3.19)と(3.19')で表わされる。

$$\text{正加力時： } K_t \ll K_c \quad (3.19)$$

$$\text{負加力時： } K_t' \ll K_c' \quad (3.19')$$

式(3.19)と(3.19')を、それぞれ式(3.18)と(3.18')に代入すると式(3.20)と(3.20')を得る。

正加力時：

$$d\gamma_p = \operatorname{cosec} 2\theta d\varepsilon_t + \cot 2\theta (d\varepsilon_y - d\varepsilon_x) \quad (3.20)$$

負加力時：

$$d\gamma_p' = \operatorname{cosec} 2\theta' d\varepsilon_t' + \cot 2\theta' (d\varepsilon_y' - d\varepsilon_x') \quad (3.20')$$

いま、正負両加力によって生じたひびわれが、 $\theta = |\theta'| = 45^\circ$ で材軸と交差する場

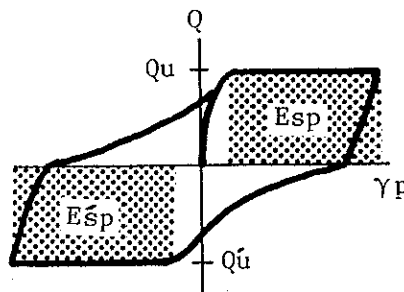


図-3.6 せん断塑性エネルギー吸収量の定義

合には、式(3.20)と(3.20')は、それぞれ式(3.21)と(3.21')に書き換えられる。

$$\text{正加力時； } d\gamma_p = d\varepsilon_t \quad (3.21)$$

$$\text{負加力時； } d\gamma_p' = -d\varepsilon_t' \quad (3.21')$$

一方、塑性変形時には主ひずみの増分が式(3.22)と(3.22')の関係になることを考慮すると式(3.14)は式(3.23)のように表わされる。

$$\text{正加力時； } |d\varepsilon_c| \ll |d\varepsilon_t| \quad (3.22)$$

$$\text{負加力時； } |d\varepsilon_c'| \ll |d\varepsilon_t'| \quad (3.22')$$

$$\alpha = \varepsilon_t + \varepsilon_t' + \varepsilon_c + \varepsilon_c' \doteq \int d\varepsilon_t + \int d\varepsilon_t' \quad (3.23)$$

式(3.21)と式(3.21')を式(3.23)に代入して式(3.24)を得る。

$$\alpha = \int d\gamma_p(45^\circ) - \int d\gamma_p'(45^\circ) = \gamma_p(45^\circ) + |\gamma_p'(45^\circ)| \quad (3.24)$$

ここで、 $\gamma_p(45^\circ)$  : 正加力によって生じたせん断塑性ひずみの総和

$\gamma_p'(45^\circ)$  : 負加力によって生じたせん断塑性ひずみの総和

ひびわれ角が材軸と45°で交差する場合には、正負加力によるせん断塑性ひずみの総和は面積膨張率に等しいことを式(3.24)は示している。

### 3.2.5 柱部材の横はらみ率とせん断塑性ひずみの関係

一般に、柱部材では軸圧力により軸方向ひずみ $\varepsilon_y$ が拘束されるため、 $\varepsilon_x$ と $\varepsilon_y$ 、(負加力では $\varepsilon_x'$ と $\varepsilon_y'$ )の関係は、式(3.25)と式(3.25')のように表わされる(注3.7)。

$$\text{正加力時； } |d\varepsilon_y| \ll |d\varepsilon_x| \quad (3.25)$$

$$\text{負加力時； } |d\varepsilon_y'| \ll |d\varepsilon_x'| \quad (3.25')$$

いま、正負加力によって、材軸に対して対称なひびわれが生じた時、すなわち、ひびわれ線と材軸の交差角が $\theta = |\theta'|$ となる場合について考える。式(3.20)と(3.20')は、式(3.25)と(3.25')を用いて、それぞれ式(3.26)と(3.26')に書き換えられる。

$$\text{正加力時； } d\gamma_p = \operatorname{cosec} 2\theta d\varepsilon_t - \cot 2\theta d\varepsilon_x \quad (3.26)$$

$$\text{負加力時； } d\gamma_p' = -\operatorname{cosec} 2\theta d\varepsilon_t' + \cot 2\theta d\varepsilon_x' \quad (3.26')$$

一方、式(3.22)と(3.22')及び式(3.25)と(3.25')を考慮すると、式(3.13)と(3.13')は式(3.27)と(3.27')に書き換えられる。

$$\text{正加力時； } d\varepsilon_t \doteq d\varepsilon_x \quad (3.27)$$

$$\text{負加力時； } d\varepsilon_t' \doteq d\varepsilon_x' \quad (3.27')$$

式(3.26)と(3.26')にそれぞれ式(3.27)と(3.27')を代入して式(3.28)と(3.28')を得る。

$$\text{正加力時； } d\varepsilon_x = d\gamma_p / (\operatorname{cosec} 2\theta - \cot 2\theta) \quad (3.28)$$

$$\text{負加力時； } d\varepsilon_x' = -d\gamma_p' / (\operatorname{cosec} 2\theta - \cot 2\theta) \quad (3.28')$$

柱部材では、X方向のひずみは、横はらみ率に相当する。そこで正負加力で生じた横はらみ率を $\varepsilon_x$ と定義すると、 $\varepsilon_x$ は式(3.29)で表わされる。

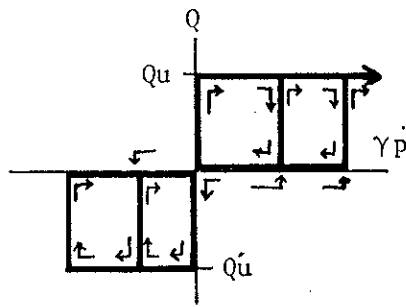


図-3.7 スリップ型モデル

$$\underline{\varepsilon}_x = \varepsilon_x + \varepsilon_x' = \int d\varepsilon_x + \int d\varepsilon_x' \quad (3.29)$$

式(3.29)に式(3.28)と(3.28')を代入して式(3.30)を得る。

$$\begin{aligned} \underline{\varepsilon}_x &= \left( \int d\gamma_p - \int d\gamma_p' \right) / (\operatorname{cosec} 2\theta - \cot 2\theta) \\ &= (\gamma_p - \gamma_p') / \tan \theta \\ &= (\gamma_p + |\gamma_p'|) / \tan \theta \end{aligned} \quad (3.30)$$

式(3.30)において $\gamma_p = |\gamma_p'|$ となる時すなわち、正負加力で生じたせん断塑性変形量の総和が等しい場合には、式(3.30)は式(3.31)に書き換えられる。

$$\gamma_p = 0.5 \tan \theta \cdot \underline{\varepsilon}_x \quad (3.31)$$

RC部材が正負繰り返し加力を受けた時のせん断力とせん断ひずみの関係が、図-3.7に示すように、前回の除荷時のせん断ひずみと今回の塑性変形が始まる時のせん断ひずみが一致する場合には、正負繰り返し加力によって生じるせん断塑性ひずみの総和 $\gamma_p$ 、 $\gamma_p'$ は最大経験せん断塑性ひずみ $\gamma_{max}$ と一致する。従って、その場合には、横はらみ率 $\underline{\varepsilon}_x$ と最大経験せん断塑性ひずみ $\gamma_{max}$ の関係は式(3.32)で表わされる。

$$\gamma_{max} = 0.5 \tan \theta \cdot \underline{\varepsilon}_x \quad (3.32)$$

式(3.32)で用いる横はらみ率 $\underline{\varepsilon}_x$ は、部材がせん断塑性変形する時に生じた横はらみ量の総和であり、引張側斜材の塑性変形によって生じたものである。

正負繰り返し加力において図-3.5(b)に示すように引張側斜材で前回の除荷時の引張主ひずみの量と今回の塑性変形が始まる時の引張主ひずみの量が一致すると仮定できる場合には、せん断塑性変形によって生じた柱の横はらみ率 $\underline{\varepsilon}_x$ は残留している横はらみ率 $\underline{\varepsilon}_{x0}$ と実験より得られる横はらみの残留率 $\beta$ から式(3.33)を用いて推定できる。

$$\underline{\varepsilon}_x = (1/\beta) \underline{\varepsilon}_{x0} \quad (3.33)$$

ここで、 $\beta$ ：横はらみ率の残留率（除荷開始時の横はらみ率に対する残留している横はらみ率の割合）

$\underline{\varepsilon}_{x0}$ ：残留している横はらみ率

従って式(3.33)を代入することにより、残留している横はらみ率 $\underline{\varepsilon}_{x0}$ と最大経験せん断

塑性ひずみ  $\gamma_{max}$  の関係は式(3.34)で表わされる。

$$\gamma_{max} = (0.5 / \beta) \tan \theta \cdot \underline{\varepsilon}_{x0} \quad (3.34)$$

式(3.34)は残留横はらみ率  $\underline{\varepsilon}_{x0}$  と最大経験せん断塑性ひずみ  $\gamma_{max}$  が比例関係にあることを示している。

次に、式(3.34)を適用してせん断破壊したRC柱の残留している横はらみ量から最大経験せん断塑性変形量  $\delta_s$  を推定する方法について述べる。

せん断破壊した柱の横はらみ率は材軸に沿って一様でない場合には、図-3.8 に示すように数ヶ所で横はらみ率を測定する必要があり、各測定区間の最大経験せん断塑性ひずみ  $\gamma_{max i}$  は、式(3.34)より式(3.35)のように表わされる。

$$\gamma_{max i} = (0.5 / \beta_i) \tan \theta_i \cdot \underline{\varepsilon}_{x0 i} \quad (3.35)$$

ここで、 $\gamma_{max i}$  : i番目の測定区間の最大経験せん断塑性ひずみ

$\beta_i$  : i番目の測定区間の横はらみ率の残留率

$\theta_i$  : i番目の測定区間の材軸とひびわれ線の交差角

$\underline{\varepsilon}_{x0 i}$  : i番目の測定区間の残留している横はらみ率の平均値

各測定区間の最大経験せん断塑性ひずみ  $\gamma_{max i}$  が、ほぼ同時に生じると考えられるので、式(3.35)を材軸に沿って累加することにより、RC柱の最大経験せん断塑性変形  $\delta_s$  は、式(3.36)のように表わされる。

$$\delta_s = \sum h_i \cdot \gamma_{max i} = \sum (0.5 h_i / \beta_i) \cdot \tan \theta_i \cdot \underline{\varepsilon}_{x0 i} \quad (3.36)$$

ここで、 $h_i$  : i番目の測定区間の区間長さ

一般にひびわれは測定区間とは無関係に材軸方向に連続して発生している。そこでひびわれ角度  $\theta_i$  と横はらみ率の残留率  $\beta_i$  は、材軸に沿ってほぼ一定値となると仮定すれば、式(3.36)は、式(3.37)に書き換えられる。

$$\delta_s = (0.5 / \beta) \tan \theta \cdot \sum h_i \cdot \underline{\varepsilon}_{x0 i} \quad (3.37)$$

横はらみ率が材軸に沿ってほぼ一様とみなせる場合には、式(3.37)は式(3.38)で表わされる。

$$\delta_s = (0.5 / \beta) \tan \theta \cdot H \cdot \underline{\varepsilon}_{x0} = 0.5 \cdot B \cdot \underline{\varepsilon}_{x0} / \beta \quad (3.38)$$

ここで、H : 斜めに貫通したひびわれの下端から上端までの高さ ( $H = B \cot \theta$ )

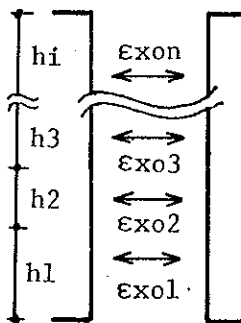


図-3.8 横はらみ量の測定方法

### 3.2.6 R C柱の塑性エネルギー吸収量と横はらみ率の関係

前述したようにせん断降伏したR C部材のせん断塑性変形は、主として、斜材の引張塑性変形により生じるものであるため、R C部材がせん断変形によって吸収する塑性エネルギー量は、斜材が引張時に吸収する塑性エネルギーとほぼ一致するものと考えられる。いま、柱が一回の正負繰り返し加力によって吸収したせん断変形によるエネルギー量のうち、図-3.6において黒い点で示した部分、すなわち一回の正負加力でせん断塑性変形により吸収したせん断塑性エネルギー吸収量  $c\underline{E}_{sp}$  は、式(3.39)で表わされる。

$$\begin{aligned} c\underline{E}_{sp} &= \int dE_{sp} + \int dE_{sp}' \\ &= \int Q_u \cdot H \cdot d\gamma_p + \int Q_u' \cdot H \cdot d\gamma_p' \end{aligned} \quad (3.39)$$

ここで、 $c\underline{E}_{sp}$  : 一回の正負加力によるせん断塑性エネルギー吸収量

$\int dE_{sp}$  : 一回の正加力によるせん断塑性エネルギー吸収量の積分値

$\int dE_{sp}'$  : 一回の負加力によるせん断塑性エネルギー吸収量の積分値

$Q_u$  : 正加力側のせん断降伏耐力

$Q_u'$  : 負加力側のせん断降伏耐力

$H$  : 考慮されている区間の高さ

R C柱の復元力特性を図-3.7に示すような完全スリップモデルと仮定することができるならば、R C柱が数回の繰り返し加力を受けて吸収するせん断塑性エネルギー吸収量  $\underline{E}_{sp}$  は式(3.40)で表わされる。

$$\underline{E}_{sp} = \sum c\underline{E}_{sp} \quad (3.40)$$

ここで、 $\underline{E}_{sp}$  : 数回の正負繰り返し加力によって吸収するせん断塑性エネルギー量の総量

式(3.40)は式(3.20)と(3.20')を用いて次式のように表わせる。

$$\begin{aligned} \underline{E}_{sp} &= Q_u \cdot H \left( \operatorname{cosec} 2\theta \int d\varepsilon_t + \cot 2\theta \left( \int d\varepsilon_y - \int d\varepsilon_x \right) \right) \\ &\quad + Q_u' \cdot H \left( \operatorname{cosec} 2\theta' \int d\varepsilon_t' + \cot 2\theta' \left( \int d\varepsilon_y' - \int d\varepsilon_x' \right) \right) \end{aligned} \quad (3.41)$$

$\theta = |\theta'| = 45^\circ$  の場合、式(3.5)と(3.5')の関係式を用いると、式(3.41)は式(3.42)と書き換えられる。また式(3.42)は斜材が引張塑性変形で吸収した塑性エネルギーとも一致する。

$$\underline{E}_{sp}(45^\circ) = \sigma_{tu} \cdot B \cdot j \cdot H \int d\varepsilon_t + \sigma_{tu}' \cdot B \cdot j \cdot H \int d\varepsilon_t' \quad (3.42)$$

ここで、 $\underline{E}_{sp}(45^\circ)$  :  $\theta = |\theta'| = 45^\circ$  の時に、数回の正負繰り返し加力によって吸収するせん断塑性エネルギー量の総量

さらに、正負加力において降伏耐力が等しく  $Q_u = |Q_u'|$  となる場合には、式(3.41)は式(3.43)と書くことができる。さらに、式(3.43)に式(3.23)を代入すると、式(3.44)を得る。

$$\begin{aligned} \underline{E}_{sp}(45^\circ) &= Q_u \cdot H \left( \int d\varepsilon_t + \int d\varepsilon_t' \right) \\ &= Q_u \cdot H \left( \varepsilon_t + \varepsilon_t' \right) \end{aligned} \quad (3.43)$$

$$\underline{E}_{sp} (45^\circ) = Q_u \cdot H \cdot \alpha \quad (3.44)$$

いま、正負両加力時の降伏耐力が等しく、すなわち  $Q_u = |Q_u'|$ 、かつ、ひびわれ交差角が  $\theta = |\theta'|$  となる場合には、式(3.41)は式(3.25)と(3.25')を考慮し、式(3.27)と(3.27')を用いて式(3.45)のように表わされる。

$$\begin{aligned} \underline{E}_{sp} &= Q_u \cdot H \left\{ \operatorname{cosec} 2\theta \left( \int d\varepsilon_t + \int d\varepsilon_t' \right) \right. \\ &\quad \left. - \cot 2\theta \left( \int d\varepsilon_x + \int d\varepsilon_x' \right) \right\} \\ &= Q_u \cdot H \left\{ \operatorname{cosec} 2\theta (\varepsilon_t + \varepsilon_t') - \cot 2\theta (\varepsilon_x + \varepsilon_x') \right\} \\ &= Q_u \cdot H \cdot \underline{\varepsilon}_x (\operatorname{cosec} 2\theta - \cot 2\theta) \\ &= Q_u \cdot H \cdot \tan \theta \cdot \underline{\varepsilon}_x \quad (3.45) \end{aligned}$$

RC柱のせん断変形の履歴特性を図-3.7に示すような完全スリップ型で、かつ、正負加力で吸収したせん断塑性エネルギー量が等しいと仮定できる場合には、高さHの部材の最大経験せん断塑性ひずみ  $\gamma_{max}$  は、式(3.46)で表わされる。また、これは式(3.32)と一致することがわかる。

$$\gamma_{max} = \underline{E}_{sp} / (2 Q_u H) = 0.5 \cdot \tan \theta \cdot \underline{\varepsilon}_x \quad (3.46)$$

### 3.3 実験概要

#### 3.3.1 試験体

試験体は図-3.9 に示すような片持ち型実大RC柱であり、変位履歴の違いが横はらみ性状や軸方向伸縮性状や復元力持性に与える影響を調べるために、同寸法同断面の試験体を4体製作した。柱の断面設計にあたっては、変位履歴の違いにより破壊性状が変化するように、曲げ降伏耐力とせん断降伏耐力をほぼ等しくし、曲げとせん断による複合破壊が生じるように考慮した。なお、使用した鉄筋とコンクリートの諸強度を表-3.1 に示す。

#### 3.3.2 実験方法

一定の軸圧縮力  $\sigma_0 = 20 \text{ kg/cm}^2$  を与えた後、図-3.10 に示す加力計画に従って、各試験体に加力した。C11 では、正負両方向で単調加力によって臨界破壊点（第5章参照）を確認した後に除荷した。C12 では正負交番漸増加力を行なった。C13 では  $1\delta y$  まで C12 で与えた変形角を4回づつ繰り返して、さらに  $2\delta y$  では破壊に至るまで7回、その後  $3\delta y$  で1回繰り返して加力した。また、C14 では多数回繰り返して加力による破壊と変形の増大による破壊の相違を調べるために、 $2\delta y$  で4回繰り返した後、 $4\delta y$  まで加力した。なお、降伏変位  $1\delta y$  はC11 の実験結果より決めた。

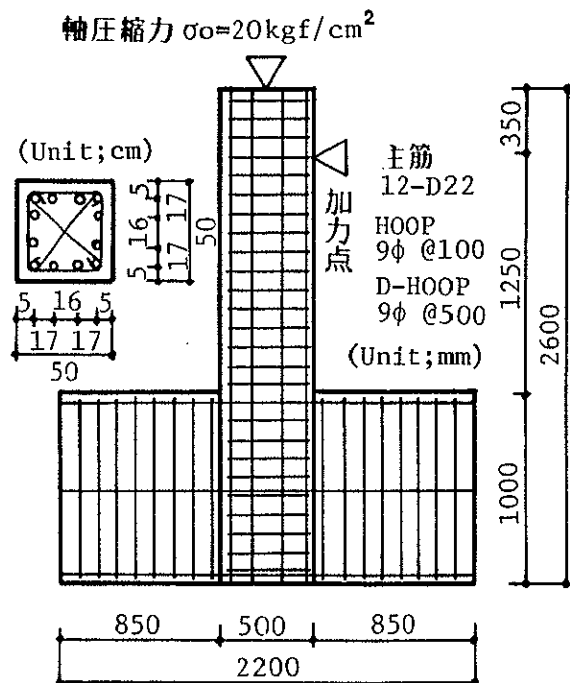


図-3.9 試験体配筋図

表-3.1 材料試験結果

(a) 鉄筋

鉄筋径	降伏強度 kgf/cm <sup>2</sup>	引張り強度 kgf/cm <sup>2</sup>	ヤング率 tonf/cm <sup>2</sup>
D-22	4570	6400	1980
9φ	3650	5020	2020

$\sigma_y, \sigma_b, E$  は公称断面を用いて算出した。

(b) コンクリート (材令35日)

空中養生		水中養生	
圧縮強度 kgf/cm <sup>2</sup>	割線剛性 tonf/cm <sup>2</sup>	圧縮強度 kgf/cm <sup>2</sup>	割線剛性 tonf/cm <sup>2</sup>
154	130	207	195

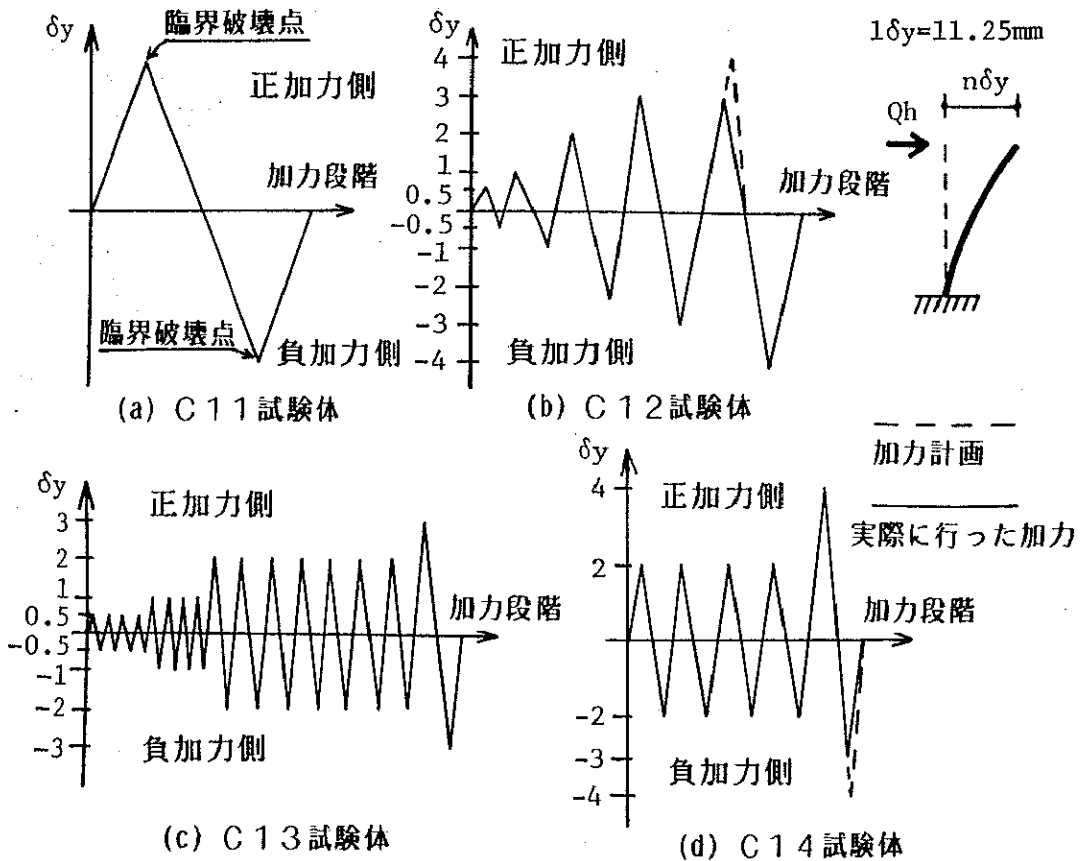


図-3.10 加力計画



### 3.3.3 測定方法

本実験では、各試験体の破壊現象を詳細に調べるため、図-3.11(a) に示すようにPIゲージ(クリップ型ひずみゲージ式変位計、精度1/1000mm)を、図-3.11(b) に示す方法でコア部分のコンクリートに不静定トラス状に設置し、各標点間の変位を測定した。

### 3.3.4 実験経過

最大耐力は全試験体とも最外部鉄筋の引張降伏で決まっており、その直後に圧縮側コンクリートが圧壊し、その後せん断降伏、付着破壊へと進行し、最終破壊に至った。繰返し回数が多い試験体ほど、せん断降伏の開始が早く、またその破壊程度も激しかった。最終ひびわれ状況を図-3.12に示す。

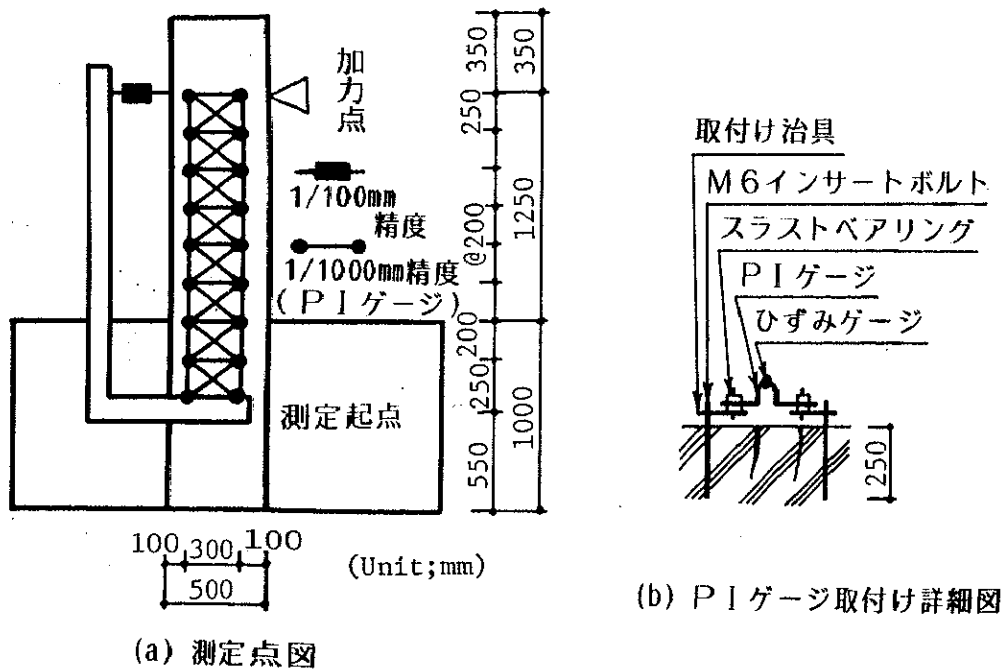


図-3.11 測定方法

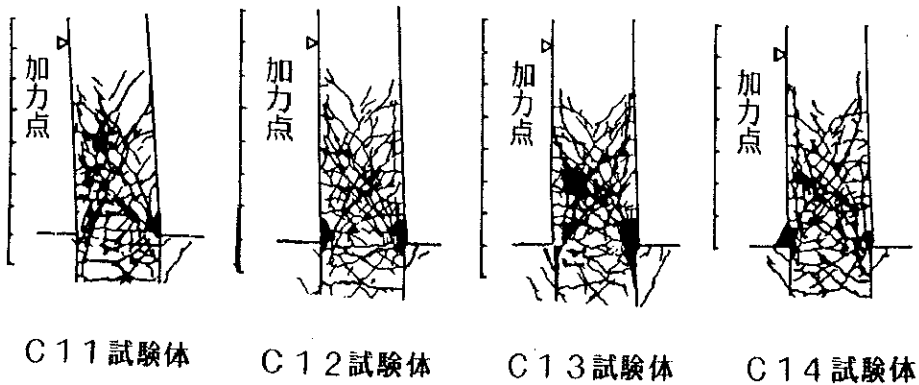


図-3.12 最終ひび割れ状況

### 3.3.5 荷重－変形曲線

各測定区間で測定した曲率とせん断ひずみを式(3.47)～(3.49)に従って累加し、曲げ変形とせん断変形を求めた。

$$\delta s = \sum \gamma_i \cdot \Delta h \quad (3.47)$$

$$\delta b = \sum \phi_i \cdot \Delta h \cdot h_i \quad (3.48)$$

$$\delta t = \delta s + \delta b \quad (3.49)$$

ここで、 $\delta s$ ：基礎ばりに対する加力点のせん断変形による相対水平変位

$\delta b$ ：基礎ばりに対する加力点の曲げ変形による相対水平変位

$\delta t$ ：基礎ばりに対する加力点の相対水平変位

$h_i$ ：加力点から  $i$  番目の測定区間の中央までの長さ

$\Delta h$ ：測定区間の長さ

$\gamma_i$ ： $i$  番目の測定区間の平均せん断ひずみ

$\phi_i$ ： $i$  番目の測定区間の平均曲率

図-3.13(a) は曲げ変形とせん断変形の和とせん断力の関係、すなわち測定起点に対する加力点の相対水平変位とせん断力の関係であり、繰返し回数の多いものほど、臨界破壊点（第5章参照）の変位の塑性率が低下していることが認められる。図-3.13 (b),(c) はそれぞれ曲げ変形とせん断力、及びせん断変形とせん断力の関係を示したものである。C 13では  $2\delta y$  の定変位繰返し加力を受けると、曲げ変形成分が減少し、せん断変形成分が増加していくことが認められる。

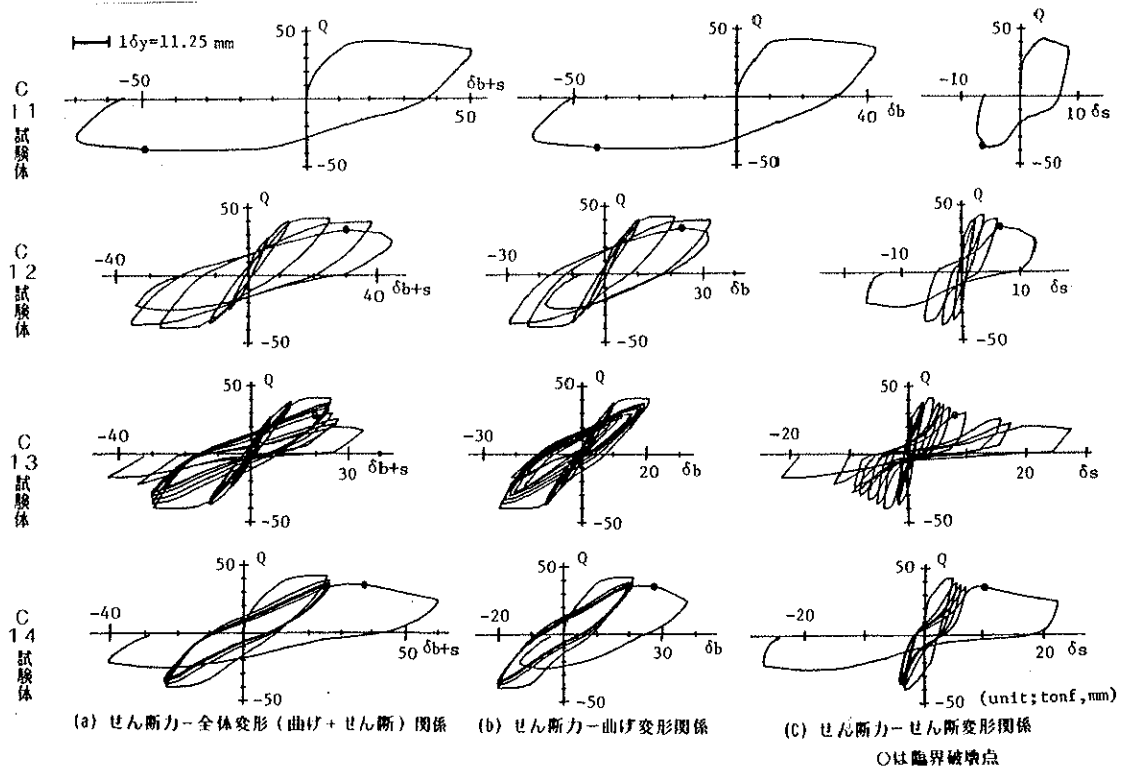


図-3.13 せん断力－変形曲線

### 3.4 横はらみ量とせん断塑性変形の関係

#### 3.4.1 横はらみ性状

最も横はらみ量の大きかった区間の横はらみ量と、対角方向の変形とせん断力の関係を図-3.14に示す。測定区間の対角方向は、ひびわれ方向と完全には一致していないが、対角方向の変形性状は、引張時には変形が増大し、その残留変形が圧縮時にあまり戻らないため、繰り返し加力下で標点間の変形が増大する一方のものであり、3.2.3節で理想化した斜材の変形性状とほぼ一致している。また、横はらみ量は正負加力時で常に増加していることが認められる。

次に、臨界破壊時（第5章参照）における横はらみ量 $\delta w$ 、及びそれまでに吸収したせん断変形による総エネルギー量 $E_s$ の材軸方向の分布を図-3.15に示す。せん断変形によって吸収されたエネルギー量が多い部分で横はらみが大きくなっており、両者の材軸方向の分布性状は強い相関性をもっていることが認められる。これはせん断塑性エネルギー吸収量と横はらみ量が式(3.45)に示したように理論的には比例関係にあることを実験的に裏づけるものであると考えられる。このことについては、次節以降で詳細に検討する。

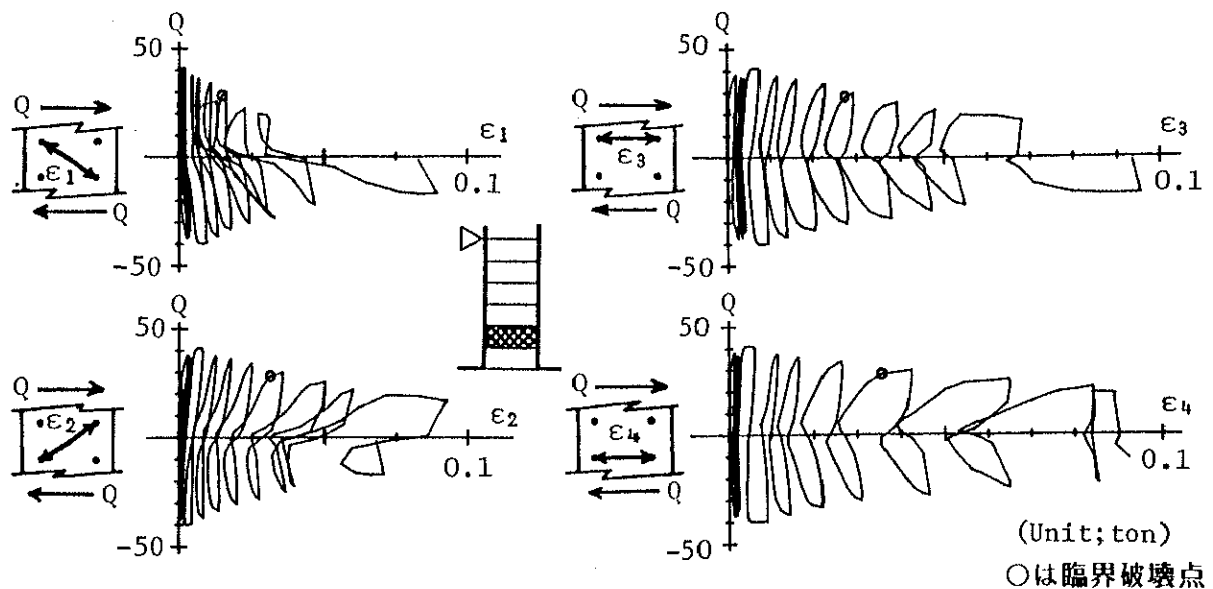
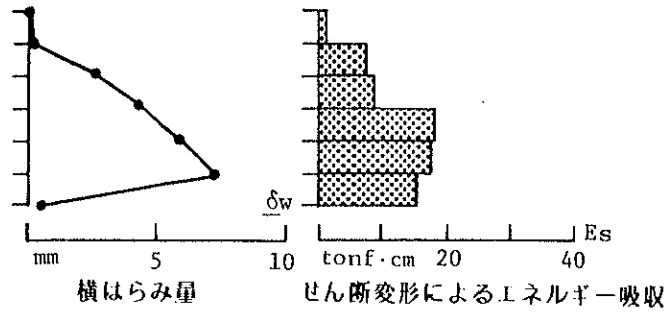
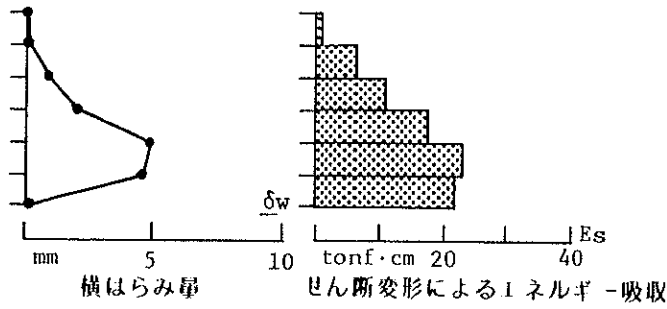


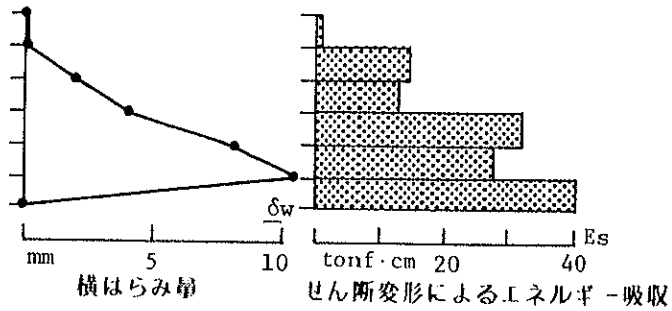
図-3.14 各標点間のひずみとせん断力の関係（C13試験体）



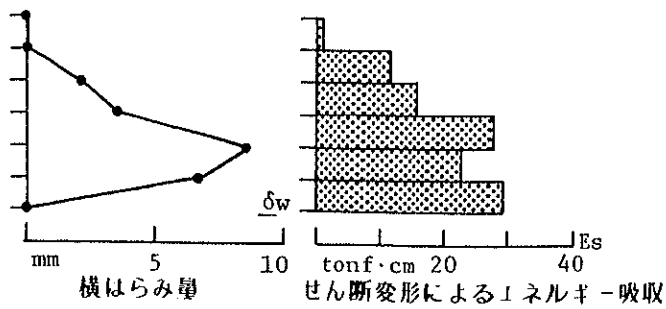
(a) C11 試験体



(b) C12 試験体



(c) C13 試験体



(d) C14 試験体

図-3.15 臨界破壊点における横はらみ量とせん断変形によるエネルギー吸収量の材軸方向分布

### 3.4.2 横はらみ率と軸方向ひずみの関係

3.2.5 節で、RC柱の最大経験せん断ひずみと横はらみ率の関係を求める際に、軸圧縮力によって軸方向ひずみが拘束されるため、横はらみ率  $d\varepsilon_x$  と軸方向ひずみ  $d\varepsilon_y$  の関係を式(3.50)のように仮定した。

$$d\varepsilon_y \ll d\varepsilon_x \quad (3.50)$$

そこで本節では、実測値に基づき、式(3.50)の妥当性について検討する。

測定区間内の平均的な横はらみ率と軸方向ひずみを図-3.16に示すような方法で求め、図-3.17に各測定区間における横はらみ率と軸方向ひずみの関係を示した。

横はらみ率は、除荷した直後では減少しているが、全体的な傾向としては加力の方向とは無関係に単調に増加している。

一方、軸方向ひずみに関しては、伸びている場合と縮んでいる場合がある。軸方向ひずみは、曲げ変形による伸びとせん断変形による縮みの和が実測されるからであり、図-3.18(a)に示すように曲げ変形が卓越している区間では、曲げひびわれの影響で軸方向に伸びが生じているのに対し、同図(b)に示すようにせん断変形が卓越している区間では、軸圧縮力によるせん断ひびわれ面に沿ったずれや圧縮側のコンクリートの圧壊などにより軸方向に縮みが生じるためであると考えられる。言いかえると、曲げ変形によっては軸方向縮みがほとんど生じないので、本試験体のように曲げ変形成分が多いRC柱の一部の測定区間で軸方向縮みが生じている場合には、それはせん断変形によって生じているものと思われる。したがって、RC柱における式(3.50)の仮定は、図-3.17より妥当であると考えられる。

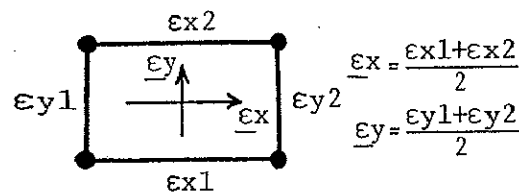
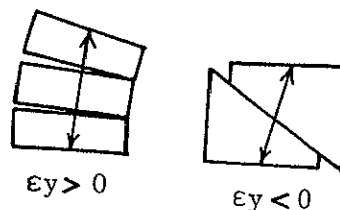
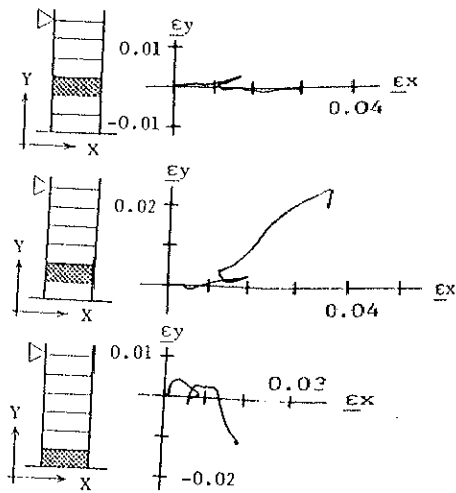


図-3.16 横はらみ率と軸方向ひずみの算出方法

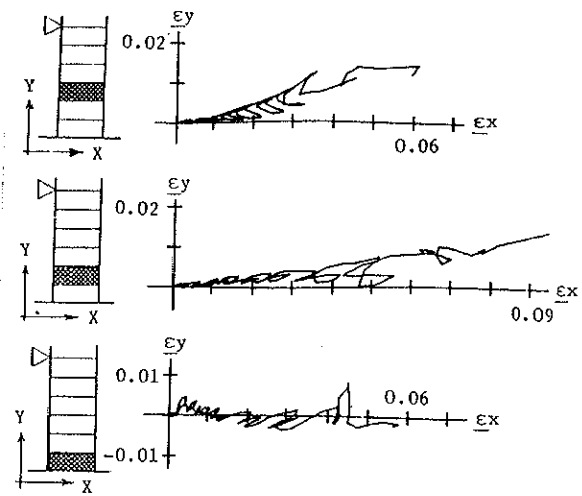


(a) 曲げ変形による軸方向ひずみ (b) せん断変形による軸方向ひずみ

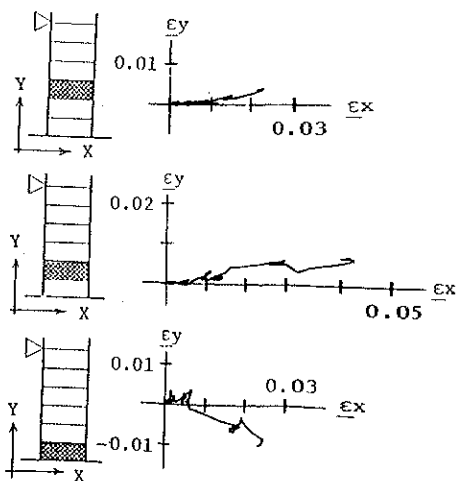
図-3.18 曲げ変形とせん断変形による軸方向ひずみ



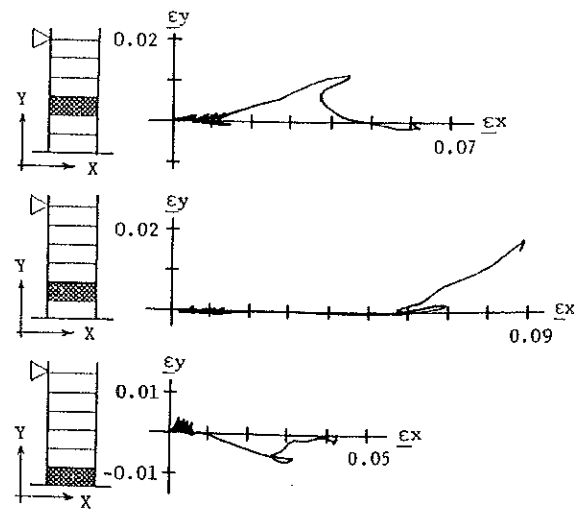
(a) C11 試験体



(c) C13 試験体



(b) C12 試験体



(d) C14 試験体

図-3.17 横はらみ率と軸方向ひずみの関係

### 3.4.3 横はらみ率とせん断変形によるエネルギー吸収量の関係

せん断破壊の激しかった部分で実測された横はらみ率 $\varepsilon_x$ とそれまでに吸収したせん断変形によるエネルギー量 $E_s$ の関係を図-3.19に示す。図中の破線は理論式(3.45)で推定した塑性変形時の勾配である。それらの計算に際しては、 $\theta$ の値には表-3.2に示すものを用いて(注3.8)、 $Q_u$ については降伏直後の耐力である $Q_u = 40\text{ton}$ と臨界破壊点付近の耐力である $Q_u = 30\text{ton}$ の2種類の場合を想定して勾配を推定した。大変形時では、加力時に実測された勾配は、2種類の推定勾配の間にあり、せん断塑性変形時に生じる横はらみ量と実測されたせん断塑性エネルギー吸収量が式(3.45)によって関係づけられることが確認される。

また、実測されたエネルギー吸収量 $E_s$ は、式(3.45)からの推定値 $E_{sp}$ よりも常に大きい。それは、図-3.20で示したように推定勾配から得られるエネルギー吸収量が、加力時に生ずるせん断塑性変形によって吸収されるせん断塑性エネルギー量の総和(第1, 3象限のみ)であるのに対して、実測されたエネルギー吸収量は、繰り返し加力によって同図の第2, 第4象限で吸収されるエネルギー量も含むためと思われる。

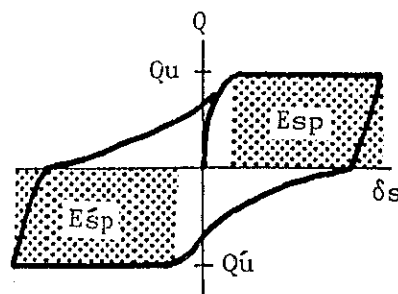
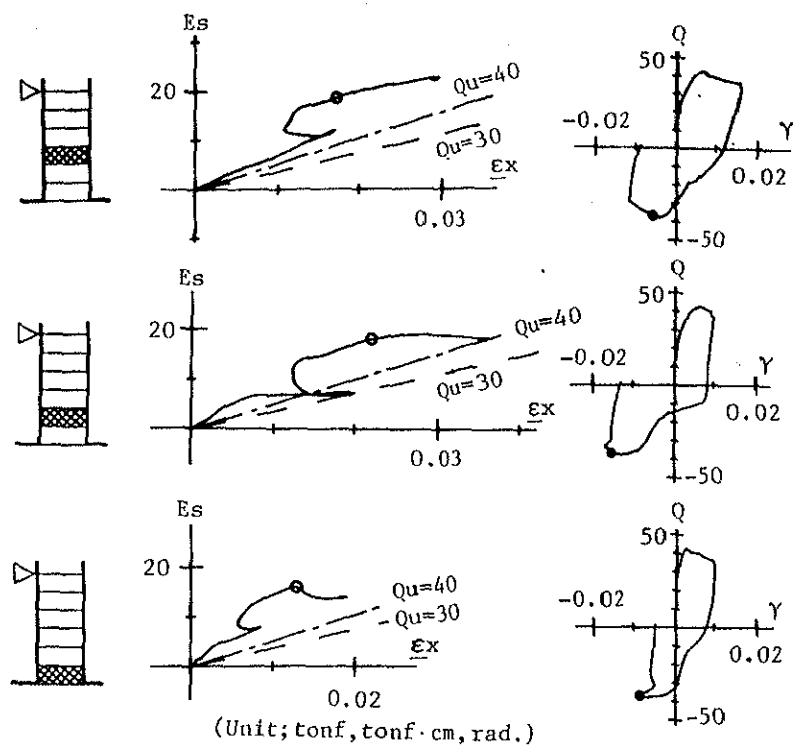


図-3.20 せん断塑性エネルギー吸収量の定義

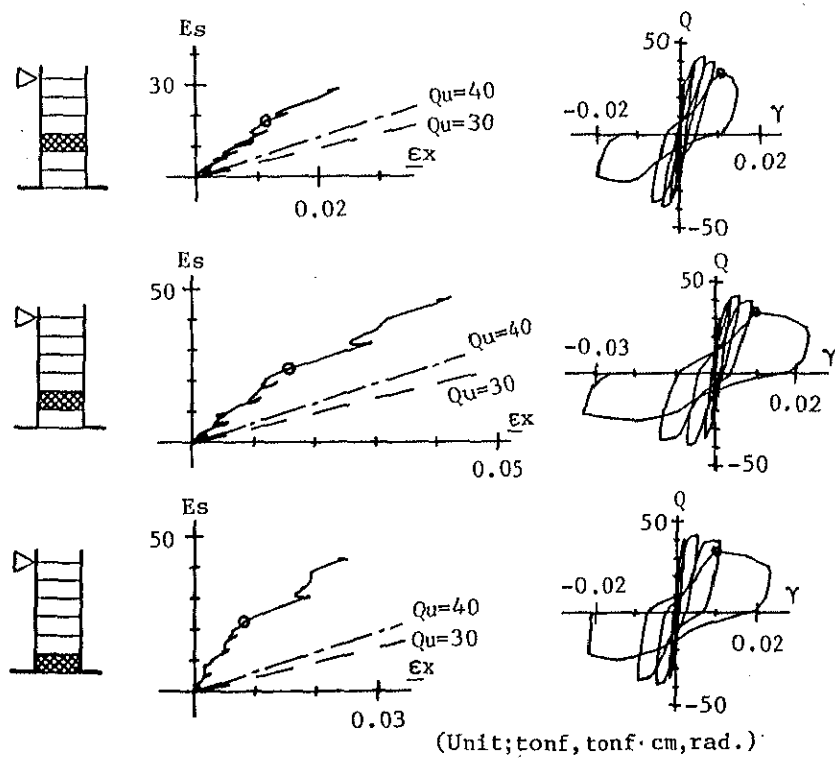
表-3.2 ひび割れ線と材軸の交差角度

試験体	C 1 1	C 1 2	C 1 3	C 1 4
ひびわれ交差角 $\tan \theta$ (正負の平均)	20/30 (34°)	20/25 (39°)	20/20 (45°)	20/25 (39°)



(a) C11 試験体

○は臨界破壊点

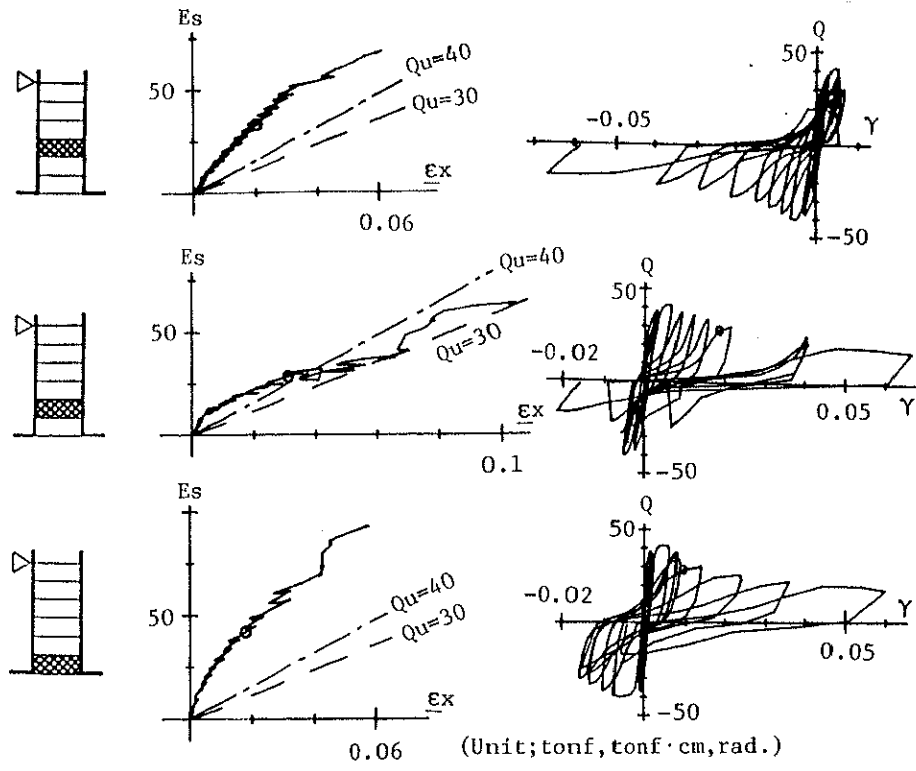


(b) C12 試験体

○は臨界破壊点

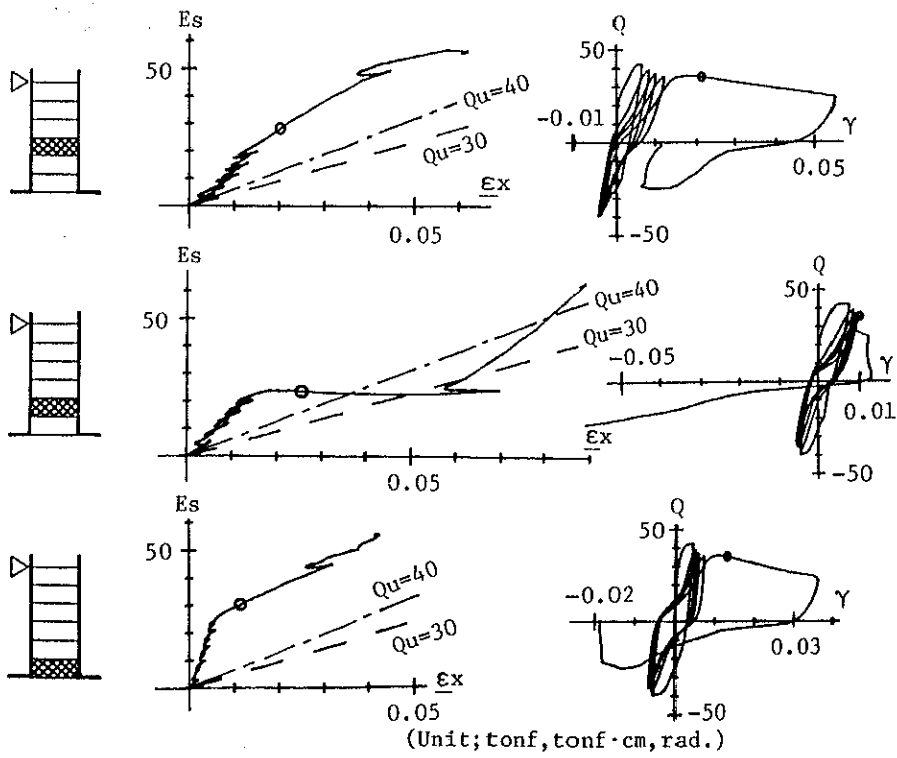
図-3.19 各測定区間の横はらみ率とせん断変形によるエネルギー吸収量、およびせん断力とせん断ひずみの関係





(c) C13 試験体

○は臨界破壊点



(d) C14 試験体

○は臨界破壊点

図-3.19 各測定区間の横はらみ率とせん断変形によるエネルギー吸収量、およびせん断力とせん断ひずみの関係 (続)

### 3.4.4 最大経験横はらみ率と最大経験せん断ひずみの関係

せん断降伏後に生じるせん断塑性ひずみと横はらみ率は、式(3.34)で関係づけられる。しかし、せん断降伏したRC柱に荷重が零の時に残留している横はらみ率は、せん断ひびわれ発生後からせん断降伏までに生じた横はらみ率も含んでいるものと考えられる。そこで、せん断ひびわれ発生後からせん断降伏までに生じる横はらみ率とせん断ひずみの関係が、せん断降伏後と同様に式(3.51)で表わされると仮定すると、最大経験せん断ひずみの推定値は、残留している横はらみ率から式(3.34)を用いて求められる。

$$d\gamma = \tan\theta \cdot d\varepsilon_x \quad (3.51)$$

ここで、 $d\gamma$  : せん断ひずみの推定値の増分

$d\varepsilon_x$  : 実測された横はらみ率の増分

横はらみ率が増加している時のせん断ひずみの挙動を図-3.21に示す。図中の太い実線は横はらみ率が増加している時を示している。せん断力とせん断ひずみの関係(左側の図)において、せん断塑性変形が生じている時に、右側の図において横はらみ率が増加していることが認められる。せん断ひびわれ発生後からせん断降伏までの間でも横はらみ率は生じているので、式(3.34)の最大経験せん断塑性ひずみ $\gamma_{max}$ はせん断ひびわれ発生後からせん断降伏に至るまでを含めた最大経験せん断ひずみを推定しているものと考えられる。一方単調加力で生じた横はらみ率 $\varepsilon_x$ とせん断ひずみの推定値 $\gamma_{sp}$ の関係は式(3.52)示される。

$$\gamma_{sp} = \tan\theta \cdot \varepsilon_x \quad (3.52)$$

そこで、C11試験体の正加力側を用いて実測値と推定値の対応性を調べる。図-3.21(a)に示すように、必ずしも式(3.52)で得られたせん断塑性ひずみの推定値は実測値と一致していない。また、負加力側においても横はらみ率とせん断ひずみの関係は、実測値が式(3.52)とあまりよく対応していないことが認められる。この理由については、3.4.6節で考察することにする。

一方、多数回の繰り返し加力の受けた場合には、せん断力とせん断ひずみ関係を完全スリップ型と仮定し、式(3.53)を用いて式(3.34)を導いた。

$$\gamma_{max} = (\gamma_p + |\gamma_p'|) / 2 \quad (3.53)$$

ここで、

$\gamma_{max}$  : 最大経験せん断ひずみの推定値

$\gamma_p$  : 正加力により横はらみが生じている時のせん断ひずみの累加総和の推定値

$\gamma_p'$  : 負加力により横はらみが生じている時のせん断ひずみの累加総和の推定値

図-3.21(b)に示すように、横はらみ率が増加する時に実測されたせん断ひずみは、前回までのひずみとほとんど重ならず、すなわち、横はらみとせん断ひずみの増加は1対1に対応しており、式(3.53)による仮定の妥当性が認められる。

各測定区間における各正負繰り返し加力までに生じた最大横はらみ率から求めた最大経験せん断ひずみの推定値と実測値の比較を図-3.22に示す。ここで示した $\gamma_{max}$ の推定値

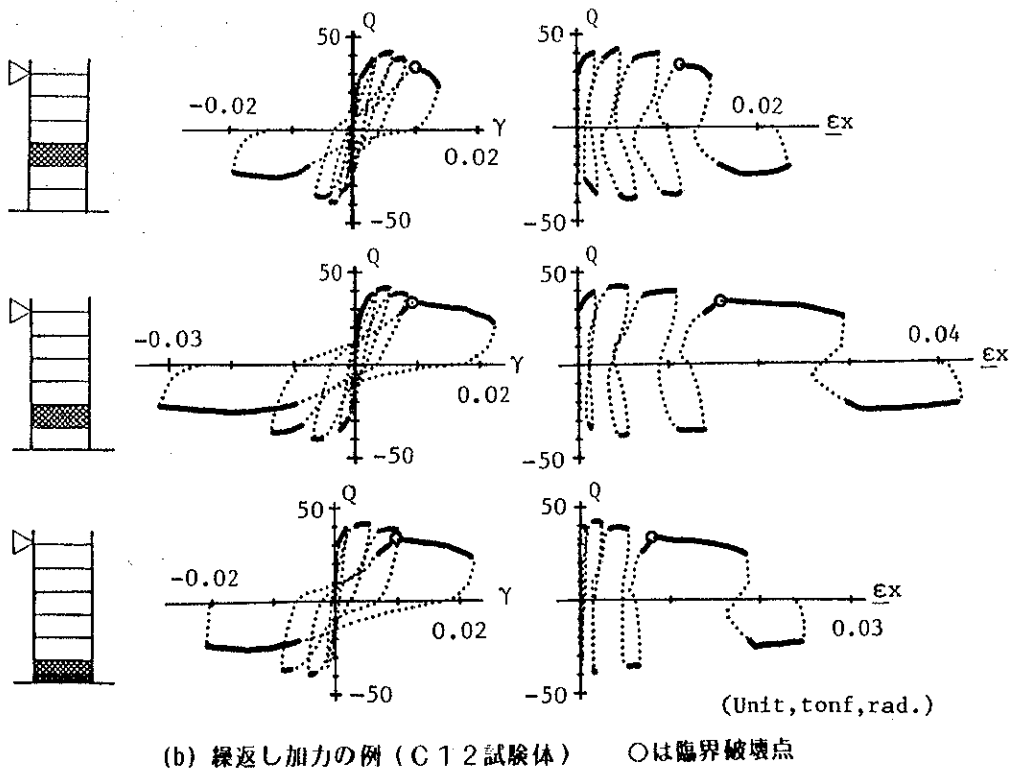
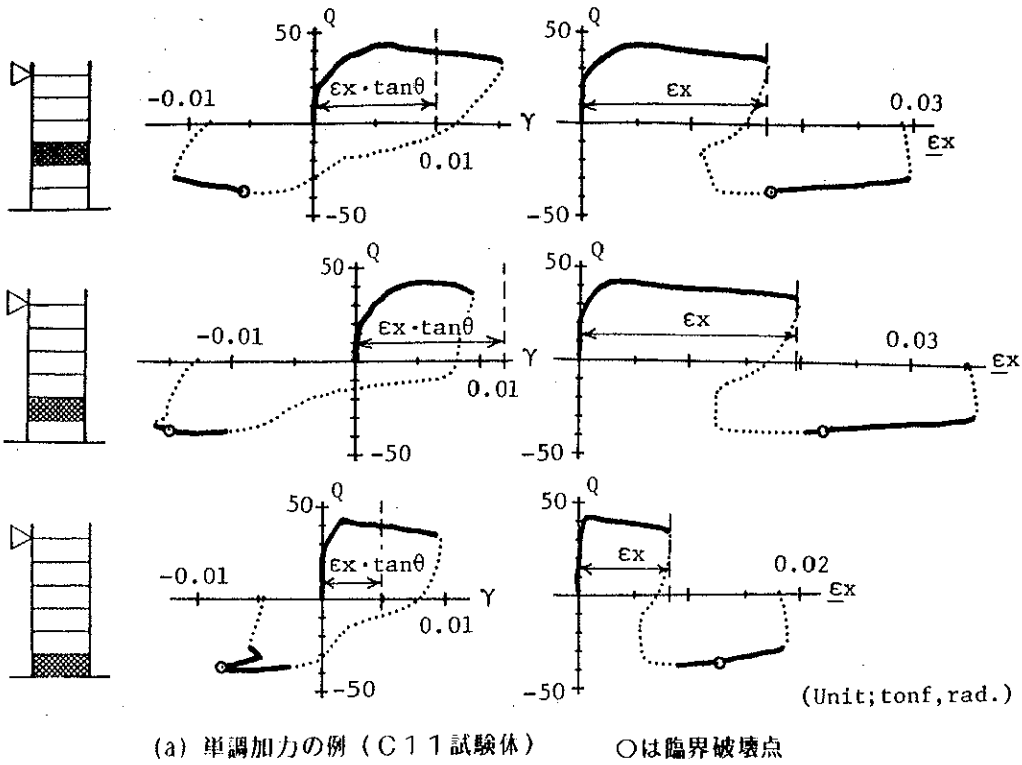


図-3.21 横はらみ率とせん断ひずみの関係

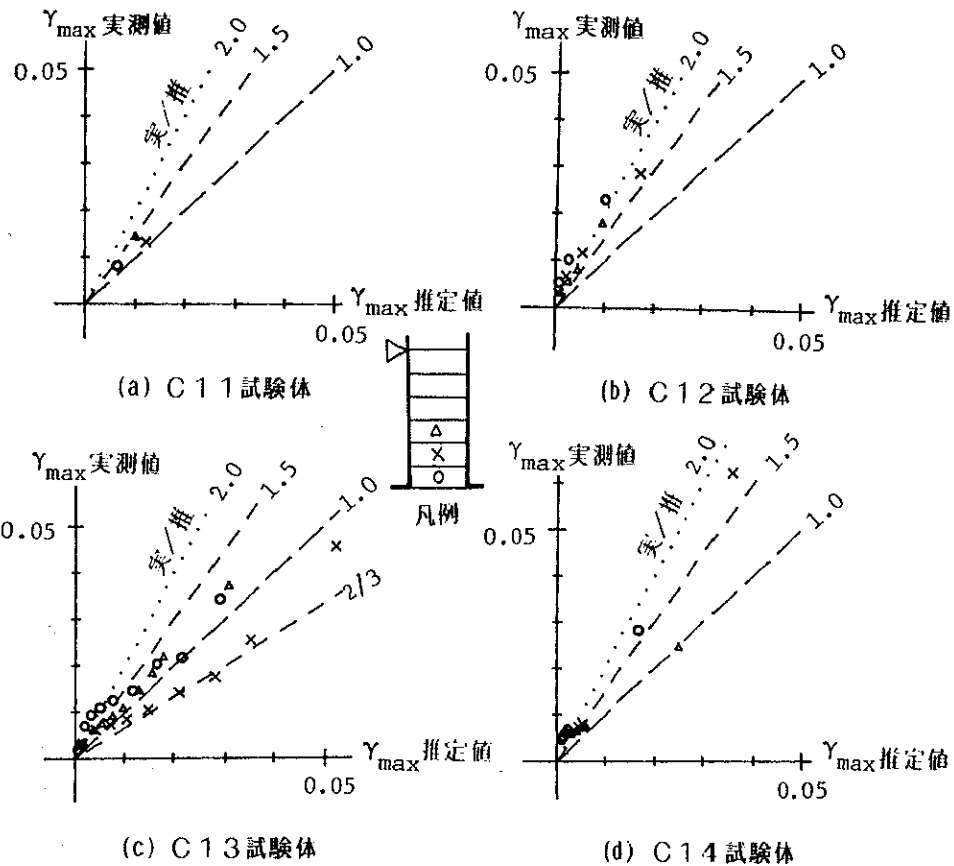


図-3.22 せん断ひずみの推定値と実測値の比較

は式(3.34)を用いて求めたものであり、 $\gamma_{max}$  の実測値は各正負繰り返し加力で生じた正負の最大せん断ひずみの平均値である。試験体によってばらつき具合は異なるが、実測値は推定値の2/3 ~ 2倍であることが認められる。

### 3.4.5 最大経験せん断変形の推定

各正負繰り返し加力で実測された最大経験横はらみ率から式(3.37)で得られた最大経験せん断変形  $\delta s$  の推定値と実測値(正負の平均)の比較を図-3.23に示す。C13試験体では、推定値と実測値が非常によく一致している。全体として実測値は推定値の1~2倍にあり、図-3.23は、横はらみ率の実測値から式(3.37)を用いて、最大経験せん断ひずみを推定することが十分可能であることを示している。

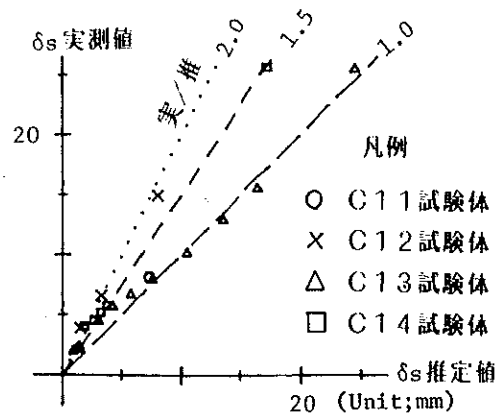


図-3.23 せん断変形の推定値と実測値の比較

#### 3.4.6 推定値に誤差が生じる理由

式(3.34)と(3.37)で得られた推定値が実測値よりも全体的に小さくなる原因としては、次の理由が考えられる。

- ① せん断変形や横はらみの原因となるせん断ひびわれに関しては、解析モデルでは、無数の小さなひびわれがコア部分に生じていると仮定しているが、実際には、数本の幅広いひびわれがコア部分に生じており、横はらみ率の測定を行なった標点が必要もその測定区間における横はらみ率の最大値を示す位置と一致していない。
- ② せん断ひびわれの方向には、ある程度のばらつきがあり、各測定区間で生じているせん断ひびわれ線と材軸との交差角が必要も表-3.2で示した値と一致していない。

### 3.4.7 最大経験横はらみ率と残留横はらみ率の関係

地震被害調査において、破壊したRC柱で測定される横はらみ量は残留横はらみ量であって、最大経験横はらみ量ではない。従って、残留している横はらみ率を用いて、最大経験せん断ひずみを推定する際、残留している横はらみ率の最大経験横はらみ率に対する割合が小さい場合、最大経験せん断ひずみは少な目に推定されるので、最大経験横はらみ率と残留横はらみ率の関係を、実測値に基づいて調べる必要がある。横はらみ率の残留率 $\beta$ は、最大経験横はらみ率 $\underline{\varepsilon}_{x\max}$ と荷重を零に戻した時に残留している横はらみ率 $\underline{\varepsilon}_{x0}$ を用いて、式(3.54)で定義される。

$$\beta = \underline{\varepsilon}_{x0} / \underline{\varepsilon}_{x\max} = \underline{\delta}_{w0} / \underline{\delta}_{w\max} \quad (3.54)$$

ここで、 $\underline{\delta}_{w\max}$  : 最大経験横はらみ量

$\underline{\delta}_{w0}$  : 荷重を零に戻した時の横はらみ量

図-3.24に示すように残留している横はらみ率が $\underline{\varepsilon}_{x0} \leq 0.01$ では、残留率 $\beta$ の平均値は $\beta \doteq 0.8$ 、 $0.01 < \underline{\varepsilon}_{x0} \leq 0.07$ では $\beta \doteq 0.9$ となり、また $\underline{\varepsilon}_{x0} > 0.07$ では $\beta \doteq 1$ となることが認められる。

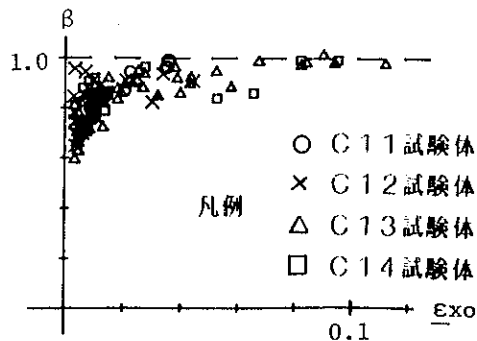


図-3.24 残留している横はらみ率と残留率の関係

### 3.5 まとめ

本章では、せん断変形による破壊と復元力特性の関係を調べるために、せん断変形による破壊である横はらみと復元力特性、特にせん断変形を理論的に結付け、その妥当性を実験によって確認した。また、実測された残留横はらみ量から最大経験せん断変形を推定する方法を提案し、推定値と実測値を比較検討した。本章で得られた知見を以下に示す。

- (1) 横はらみ現象の発生機構は、図-3.1 に示す解析モデルを用いて定量的に説明できる。
- (2) せん断塑性変形と横はらみ量は、図-3.1 に示す解析モデルの引張側斜材の塑性変形によって生じる。
- (3) 横はらみ量とせん断塑性エネルギー吸収量は、式(3.45)によって関係づけられ、また実験的に確認された。
- (4) 最大経験せん断変形は残留横はらみ量を用いて理論的に式(3.37)で推定でき、本実験では推定値に対する実測値の割合は、1~2倍であった。
- (5) 本実験では、最大経験横はらみ率 $\underline{\varepsilon}_x \max$  に対する残留横はらみ率 $\underline{\varepsilon}_{x0}$  の割合 $\beta$  は 0.8~1.0 であった。

### 3.6 注釈

- (注3.1) ここで用いた「破壊現象」は、例えば、ひびわれの幅、長さ、間隔や横はらみ量や軸方向伸縮のように、目視によって確認できるものであり、耐震解析上重要な復元力特性等は含まれていない。
- (注3.2) 鉛直断面におけるせん断応力度 $\tau_v$ に厚み $B$ を乗じた値 $\tau_v B$ が、斜材の力が弦材に伝わる時のせん断力であり、これを鉄筋の周長 $\Phi$ で除した値 $\tau_v B / \Phi$ が、鉄筋とコンクリート付着応力度 $\tau_b$ に相当する。
- (注3.3) 本章で積分で表わした関数は、単調加力時では連続関数であり、繰返し加力時には不連続関数となるが、積分領域が連続するように累加しているため、ここでは、一般的な積分記号で表現している。
- (注3.4) ここで用いた弾性剛性は二軸応力状態のものなので、一軸圧縮によるコンクリートのヤング率を $E_c$ 、ポアソン比を $\nu$ とすると、ひびわれ前の斜材の弾性剛性は $E_c / (1 - \nu)$ で表わされる。実際には、斜材は引張と圧縮の応力状態を繰返すので、圧縮側の剛性も低下するものと思われる。しかしながら引張斜材の降伏後の低い剛性と比較すると、圧縮側の剛性ははるかに大きい。
- (注3.5) 枠付きRC耐震壁のように周辺枠から強い拘束がある場合には、大破する以前では、除荷するとひびわれ幅はほとんどなくなり、斜材の応力-ひずみ関係はかなり原点指向型に近くなる[3.8][3.9]。しかし、RC柱の場合には、周辺からの拘束力が無いため、図-3.5に示すように原点指向型にはならないことが図-3.14の実験結果から認められる。
- (注3.6) せん断ひびわれに沿ったずれと変形性状の関係は滝口によって実験的に調べられている[3.10]。
- (注3.7) せん断降伏後の軸方向ひずみが横はらみ率と比べ、非常に小さいことは、実験で確認されており、3.4.2節で詳細に述べてある。
- (注3.8) ひびわれ線と材軸との交差角は、正確には各測定区間で異なり、かつ測定区間内であっても一様でない場合が多い。しかし、ここではひびわれ幅の最も大きいせん断ひびわれの平均的な方向と材軸の交差角を実験終了後に測定した。



### 3. 7 参考文献

- [3.1] 服部高重，柴田拓二，大野和男；「鉄筋コンクリート部材のせん断耐力機構に関する考察」，日本建築学会論文報告集第 200号，昭和47年10月
- [3.2] 吉岡研三，岡田恒男，武田寿一；「鉄筋コンクリート柱の変形性能向上に関する研究（第2報 破壊機構並びに補強筋の歪分布について）」，日本建築学会論文報告集第 282号，昭和54年 8月
- [3.3] 南 宏一；「せん断を受ける鉄筋コンクリート部材の極限解析について」，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，日本コンクリート工学協会，1982.6
- [3.4] 檜貝 勇；「最近の塑性理論およびトラス理論について」，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，日本コンクリート工学協会，1982.6
- [3.5] F.Vecchio, M.P.Collins；「Stress - Strain Characteristics of Reinforced Concrete in Pure Shear」，Final Report of IABSE Colloquium on Advanced Mechanics of Reinforced Concrete, Delft, June 1981
- [3.6] 野口 博，丸田 誠；「鉄筋コンクリートばりのせん断抵抗機構の非線形有限要素解析」，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，日本コンクリート工学協会，1982.6
- [3.7] 望月 重；「鉄筋コンクリート壁体の亀裂発生後の壁筋および架構の拘束効果について」，日本建築学会論文報告集第 113号，昭和40年 7月
- [3.8] 今井 弘；「内蔵ばりのある鉄骨枠付き耐震壁の弾塑性々状に関する研究—その1 間接実測値から見た内蔵ばりの効果—」，日本建築学会論文報告集第 311号，昭和57年 1月
- [3.9] 今井 弘；「内蔵ばりのある鉄骨枠付き耐震壁の弾塑性々状に関する研究—その2 解析から見た内蔵ばりの効果—」，日本建築学会論文報告集第 317号，昭和57年 7月
- [3.10] 滝口克己；「丸鋼を用いた鉄筋コンクリート柱の被災判定と復旧技術に関する研究」，昭和58年度建設省総合技術開発プロジェクト報告書，震災構造物の復旧技術の開発（鉄筋コンクリート造建築物（2）），昭和59年 3月