

# 鉄筋コンクリート円形スラブの非線形有限要素解析

塩屋 俊幸  
(技術研究所)

川崎 廣貴  
(土木本部開発部)

国田 二郎  
(原子力設計部)

## § 1. はじめに

従来、鉄筋コンクリートスラブのせん断耐力に関する研究として、柱とスラブの結合部など局部的に大きな荷重を受けた場合の、いわゆる押し抜きせん断破壊に対する研究例は多いが、等分布荷重を受ける円形スラブの破壊モード、せん断耐力、せん断抵抗機構に関する研究例はほとんどない。また、非線形有限要素法によるせん断抵抗機構に関する解析的研究は主に2次元構造であるはり部材について行なわれており、最近の研究例としては Niwa・Okamura<sup>1)</sup>、野口・丸田<sup>2)</sup>などが挙げられるが、円形スラブのような軸対称構造での面外せん断に対する解析例は少ない。そこで本報告は、軸対称構造である円形スラブ特有のせん断抵抗機構の把握の第1段階として、せん断補強筋のない単純はりと同周単純支持円形スラブの有限要素解析を行ない、併せて実験結果と比較検討したものである。

## § 2. 有限要素解析モデル

解析に当って、解析手法の総合的な解析精度を調べるために2種類の独立した解析プログラムを用いた。各々のプログラムをプログラムA、Bと称し、各プログラムにおける材料特性のモデル化を以下に示す。プログラムAは当社技術研究所磯畑<sup>3)</sup>の開発した非線形解析プログラムをベースとして機能追加したものであり、プログラムBは当社開発の粘弾塑性解析プログラムである。両プログラムとも複雑なモデル化が可能であるが、将来のパラメトリックスタディに備えて出来るだけ基本的なモデル化を用いた。

### 2.1 コンクリート

コンクリート要素には4節点アイソパラメトリック要素を用いる。数値積分は2×2の積分点を持つガウス積

分とする。コンクリートの弾塑性は、この積分点ごとのひずみと応力によって判定する。

### 2.1.1 プログラムA

#### (a)構成法則

主応力方向を異方性軸とするような直交異方性によるモデルを採用している。以下、磯畑によって展開された構成法則の概要を記す。詳細については文献3)を参照されたい。

円筒座標系  $(r, \theta, z)$  において軸対称な荷重を考え、主応力方向  $(1, 2, 3)$  を異方性軸にとって(図-1)、増分応力  $\Delta\sigma$  と増分ひずみ  $\Delta\epsilon$  の間に次の線形関係を満たすような応力-ひずみマトリックス  $D_{ep}$  を仮定する。

$$\Delta\sigma = D_{ep} \cdot \Delta\epsilon \quad \dots\dots(1)$$

$$\Delta\sigma = \{\Delta\sigma_1, \Delta\sigma_2, \Delta\sigma_3, \Delta\tau_{31}\}^T \quad \dots\dots(2)$$

$$\Delta\epsilon = \{\Delta\epsilon_1, \Delta\epsilon_2, \Delta\epsilon_3, \Delta\gamma_{31}\}^T \quad \dots\dots(3)$$

異方性軸に関する3個のヤング係数  $E_1, E_2, E_3$  と6個のポアソン比  $\nu_{12}, \nu_{21}, \nu_{23}, \nu_{32}, \nu_{31}, \nu_{13}$  に関して、

$$E_i = \eta_i E_0 \quad \dots\dots(4)$$

$$\xi_{ij} = (\nu_{ij} \nu_{ji})^{1/2} \quad (i, j=1, 2, 3) \quad \dots\dots(5)$$

なるパラメータ  $\eta_i, \xi_{ij}$  を考えれば、 $D_{ep}$  は相反則式(6)を用いて式(7)で表わされる。

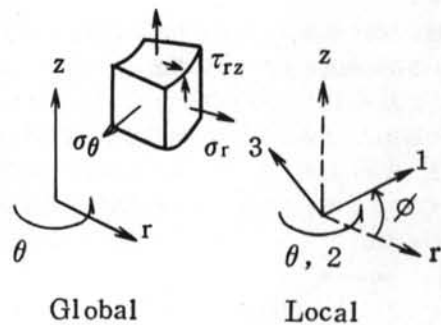


図-1 座標系

$$E_{ijkl} = E_{jlik} \quad \dots\dots(6)$$

$$D_{ep} = \frac{E_0}{\beta} \begin{bmatrix} (1-\xi_{23}^2)\eta_1 & & & & \\ (\xi_{12} + \xi_{23}\xi_{31})\eta_1^{1/2}\eta_2^{1/2} & (1-\xi_{31}^2)\eta_2 & & & \\ (\xi_{31} + \xi_{12}\xi_{23})\eta_3^{1/2}\eta_1^{1/2} & & (\xi_{23} + \xi_{31}\xi_{12})\eta_2^{1/2}\eta_3^{1/2} & & (1-\xi_{12}^2)\eta_3 \\ 0 & 0 & 0 & \beta G_{31}/E_0 & \\ \text{sym.} & & & & \end{bmatrix} \quad \dots\dots(7)$$

$$\beta = 1 - (\xi_{12}^2 + \xi_{23}^2 + \xi_{31}^2) - 2\xi_{12}\xi_{23}\xi_{31} \quad \dots\dots(8)$$

そこで、多軸応力下のコンクリートについて  $\varepsilon_t = 0$  のとき  $E_t = E_0$  とし、 $\eta_i, \xi_{ij}$  および  $G_{31}$  がひずみ  $\varepsilon_t$  の関数であるような上記の直交異方性応力場を考える。そして、関数形を一軸および二軸圧縮試験から決めることができるように、以下の仮定を設ける。

(i) パラメータ  $\eta_i$  は、一軸応力-ひずみ関係を表わす実験式：

$$\sigma_t = F_1(\varepsilon_t) \quad \dots\dots(9)$$

によって次式で示すような接線係数で与える。

$$\eta_i = \eta(\varepsilon_t) = dF_1(\varepsilon_t)/E_0 d\varepsilon_t \quad \dots\dots(10)$$

(ii) パラメータ  $\xi_{ij}$  は、 $\varepsilon_i = 0$  におけるポアソン比を  $\nu_0$  とするとき、実験式  $k(\varepsilon_i, \varepsilon_j)$  を用いて次のように表わす。

$$\xi_{ij} = \xi(\varepsilon_i, \varepsilon_j) = \{1 - (1 - 2\nu_0)k(\varepsilon_i, \varepsilon_j)\}/2 \quad \dots\dots(11)$$

(iii) セン断弾性係数  $G_{31}$  は、初期条件  $\varepsilon_t = 0$ :  $G_{31} = E_0/2(1 + \nu_0) = G_0$  と、suffix の対称性を考慮して  $\eta, \xi$  を用いて次のように表わす。

$$G_{31} = \eta^{1/2}(\varepsilon_1)\eta^{1/2}(\varepsilon_3)E_0/2\{1 + \xi(\varepsilon_1, \varepsilon_3)\} \quad \dots\dots(12)$$

実験式の決定については以下の手順に従う。

式(9)に示す応力-ひずみ曲線を、一軸圧縮試験結果に基づいて理想化した次式で近似する。

$$F_1(x) = C_1 \varepsilon_c E_0 x / (|x|^3 + C_2|x| + C_1) \quad \dots\dots(13)$$

$$x = \varepsilon/\varepsilon_c$$

ここに  $C_1, C_2$  は未定係数であり、 $\varepsilon_c$  は一軸圧縮強度に対応するひずみを表わす。本解析における異方性モデルでは未定係数を下式のようにおいた (図-2)。

$$C_1 = 2/\{(1 - \eta_c(\varepsilon_c E_0/f_c)^2)\} \quad \dots\dots(14)$$

$$C_2 = 2(\varepsilon_c E_0/f_c - 1)/\{1 - \eta_c(\varepsilon_c E_0/f_c)^2\} - 1 \quad \dots\dots(15)$$

### (b) 破壊条件

多軸応力時の破壊は、引張応力による分離破壊 (ひびわれ) と圧縮破壊を次のように考慮した。

(i) 主応力  $\sigma_i (i=1, 2, 3)$  の中、少なくとも1つが引張応力の場合は、下式に表わす二軸応力時の岡島式<sup>4)</sup>をそのまま3次元に拡張して、主ひずみ  $\varepsilon_i$  がひびわれ発生限界ひずみ  $\varepsilon_{cr}$  を超えるとき、 $\sigma_i$  と垂直なひびわれが生ずるものとする。

$$\varepsilon_{cr} = a\sigma_{oct} + b \quad \dots\dots(16)$$

ここに、 $\sigma_{oct} = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$

$$a = 3(c\varepsilon_{cr} - t\varepsilon_{cr})/(f_c - f_t)$$

$$b = (t\varepsilon_{cr}f_c - c\varepsilon_{cr}f_t)/(f_c - f_t)$$

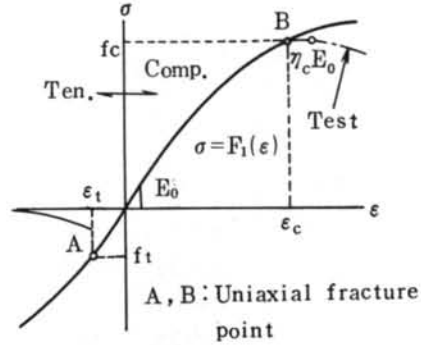


図-2 一軸応力-ひずみ関係

式中、 $\sigma_{oct}$  は8面体垂直応力、 $f_t$  は一軸引張強度であり、 $t\varepsilon_{cr}$  としては  $f_t$  に対応する式(13)ひずみ  $\varepsilon_t$ 、 $c\varepsilon_{cr}$  に対しては  $-\nu_{cr}\varepsilon_c$  をとるものとする。ひびわれ発生後は、ひびわれ面と平行な面のヤング係数は零として、ひびわれ面と平行な面のせん断弾性係数は破面状態と aggregate interlock の効果を考慮した係数  $a_G$  を用いて

$$G_{31} = a_G G_0, \quad 0 \leq a_G \leq 1 \quad \dots\dots(17)$$

とした。さらに、ひびわれ発生後の破面に垂直な方向の残存応力  $\sigma_r$  を  $r_1, r_2$  を実験係数として次式で仮定した。

$$\sigma_r = r_1 f_t \exp\{(1 - \varepsilon/\varepsilon_t)r_2\} \quad \dots\dots(18)$$

(ii) 主応力が引張力を含まない場合は、8面体応力破壊説に基づき、8面体せん断応力  $\tau_{oct}$  が次式の関係にあるとき圧縮破壊が起こるものとした。

$$\tau_{oct} = n\sigma_{oct} + c \quad \dots\dots(19)$$

ここに、

$$\tau_{oct} = \{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\}^{1/2}/3$$

$n, c$  は実験係数であるが、本研究では一軸圧縮時破壊:  $\sigma_1 = 0, \sigma_2 = \sigma_3 = m \cdot f_c$  の2つの条件を満たすように次のように決めた。

$$c = -\sqrt{2}mf_c/3(2m-1) \quad \dots\dots(20)$$

$$n = -\sqrt{2}(m-1)/(2m-1) \quad \dots\dots(21)$$

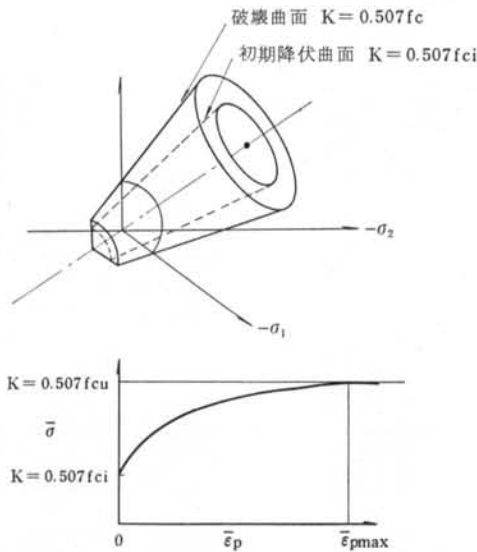
なお、 $m$  は一軸圧縮強度に対する二軸圧縮時の強度比を表わす。

### 2.1.2 プログラム B

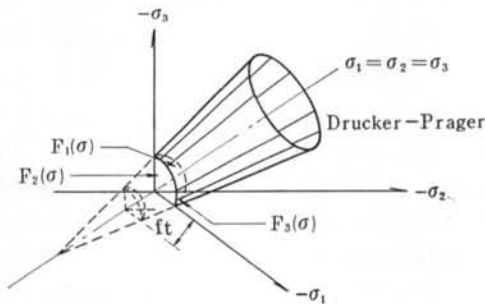
#### (a) 構成法則

構成方程式は塑性理論によって求める。降伏条件は Drucker-Prager の式を採用し、等方硬化則を仮定する。

$$F(\sigma) = f(\sigma) - K \quad \dots\dots(22)$$



図—3 相当応力  $\bar{\sigma}$ —相当塑性ひずみ  $\bar{\varepsilon}_p$  関係



図—4 主応力空間における降伏曲面

$F_i(\sigma) < 0$ : 弾性状態,  $F_i(\sigma) = 0$ : 塑性状態

ここに,  $f(\sigma) = \alpha J_1 + \sqrt{J_2}$

$$J_1 = \sigma_{ii}, \quad J_2 = \frac{1}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij}$$

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{\delta_{ij}}{3} J_1$$

いま, 一軸降伏応力を  $f_c$ , 二軸降伏応力を  $f_{bc}$  とすれば式(2)の係数は

$$\alpha = (f_c - f_{bc}) / \sqrt{3}(f_c - 2f_{bc}) \quad \dots\dots(23)$$

$$K = f_c \cdot f_{bc} / \sqrt{3}(f_c - 2f_{bc}) \quad \dots\dots(24)$$

と求まり, Kupfer 等<sup>5)</sup>の実験結果より,  $f_{bc} = 1.16f_c$  とすれば式(23), (24)は次のように表わされる。

$$\alpha = 0.07, \quad K = 0.507f_c$$

材料が塑性流動を起こすときの塑性ひずみを規定するために, 通常の塑性ポテンシャルの概念を導入し associate flow を仮定すると, 塑性ひずみ増分  $d\epsilon_p$  は次式で与えられる。

$$d\epsilon_p = d\lambda \cdot \partial F / \partial \sigma \quad \dots\dots(25)$$

以上の仮定により, 次のように増分形の構成式が得られ

る。

$$d\sigma = D_{ep} d\epsilon \quad \dots\dots(26)$$

$$D_{ep} = D_e - \frac{D_e \frac{\partial F}{\partial \sigma} \left( \frac{\partial F}{\partial \sigma} \right)^T D_e}{H' + \left( \frac{\partial F}{\partial \sigma} \right)^T D_e \frac{\partial F}{\partial \sigma}} \quad \dots\dots(27)$$

ここに,  $D_e$ : 弾性マトリクス

$H'$  はひずみ硬化率で, コンクリートの圧縮試験の相当応力  $\bar{\sigma}$ —相当塑性ひずみ  $\bar{\varepsilon}_p$  関係の勾配 ( $d\bar{\sigma}/d\bar{\varepsilon}_p$ ) で求められる。ここでは, Kupfer 等の実験結果を整理して得られた図—3 に示す相当応力—相当塑性ひずみ関係を使用する。また, 相当塑性ひずみ増分は次式によって計算する。

$$d\epsilon_p = \frac{\left( \frac{\partial F}{\partial \sigma} \right)^T D_e d\epsilon}{H' + \left( \frac{\partial F}{\partial \sigma} \right)^T D_e \frac{\partial F}{\partial \sigma}} \quad \dots\dots(28)$$

### (b)破壊条件

圧縮側コンクリートでは圧縮破壊後もひずみ軟化を起こさず, Drucker-Prager の降伏条件の応力レベルにとどまるものと仮定した。また, 引張ひびわれの解析法としては新しい試みとして塑性論を利用した smeared crack の解析法を使用しており, Drucker-Prager との組合せでは図—4 に示す降伏曲面が形成される。本解析法の特徴は, ひびわれ面が必ずしもお互いに直交しなくても良いという点にある。本解析では引張破壊を定義する関数  $F_i(\sigma)$  と引張塑性ひずみ増分  $d\epsilon_{crit}$  を 3 主応力方向で次のように定義する。

$$F_i(\sigma) = \sigma_i - \beta_i \quad (\text{引張: 正, } i=1 \sim 3) \quad \dots\dots(29)$$

ここに,  $\sigma$ : 主応力  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$

$\beta_i$ : 引張破壊前  $\beta_i = f_t$  (引張強度)

引張破壊後  $\beta_i = 0$

$$d\epsilon_{crit} = d\lambda_i \partial F_i / \partial \sigma \quad \dots\dots(30)$$

応力状態は引張破壊条件を使用して,  $F_i(\sigma) = 0$ : 引張破壊,  $F_i(\sigma) > 0$ : 弾性で判定し, 引張破壊状態または弾性状態を判別する。引張塑性ひずみ  $\epsilon_{crit}$  はひびわれひずみに相当するものであり,  $\epsilon_{crit} > 0$ : ひびわれ開状態,  $\epsilon_{crit} \leq 0$ : ひびわれ閉状態によりひびわれの開閉を評価し, 各状態に応じて構成方程式を変化させている。

## 2.2 鉄筋

鉄筋は  $r \approx$  面内は線材,  $\theta$  方向はプログラム A が点材, プログラム B は分布材とし, 弾性係数は ① 降伏前  $E = \sigma/\epsilon (\sigma < f_{sy})$ , ② 降伏後  $E_y = d\sigma/d\epsilon (\sigma \geq f_{sy})$  で表わされる Bi-linear 型を仮定する。

試験件名	$l/d$	鉄筋比 (%)				モルタル 強度 ( $\text{kg}/\text{cm}^2$ )	破壊時 圧力 ( $\text{kg}/\text{cm}^2$ )	破壊形式
		放射方向		周方向	せん断 補強			
		支点上	中央部					
UD-8-0.5-1.0-0	8	0.5	2.0	1.0	0	257	14.9	せん断破壊
UD-8-1.0-2.0-0	8	1.0	4.0	2.0	0	236	16.0	せん断破壊
UD-8-1.0-3.0-0	8	1.0	4.0	3.0	0	220	18.0	せん断破壊
UD-8-1.5-3.0-0	8	1.5	6.0	3.0	0	193	18.0	せん断破壊
UB-8-0.7-0	8	0.7	0.7	—	0	232	3.7	せん断破壊
UB-8-1.3-0	8	1.3	1.3	—	0	231	4.8	せん断破壊
UB-8-2.0-0	8	2.0	2.0	—	0	234	5.8	せん断破壊

表-1 試験体の種類および主な実験結果

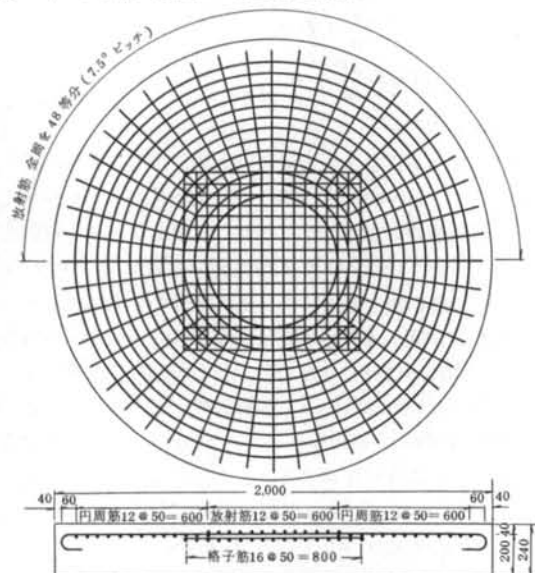


図-5 UD-8-1.0-2.0-0配筋図



図-6 UB-8-1.3-0配筋図

### 2.3 鉄筋とコンクリートの付着

鉄筋とコンクリートの付着は鉄筋周辺の応力状態によって複雑な性状を示し、未だ定量的に把握されていないのが現状である。ここでは、完全付着と仮定し解析を行った。

圧縮強度 ( $\text{kg}/\text{cm}^2$ )	粗骨材の 最大寸法 (mm)	水セメ ント比 (%)	単 位 量 ( $\text{m}^3$ )				空気量 (%)
			水 (kg)	セメント (kg)	砂 (kg)	混和剤 (kg)	
240	5	72	274	380	1,520	0.950	3

表-2 モルタルの配合

## § 3. 実験概要

有効高さ  $d=200\text{mm}$ 、載荷スパン  $l=1600\text{mm}$  とし、円版とはりについて実験を行なった。試験体の種類を主な実験結果とともに表-1に、円版の形状寸法・配筋例を図-5に、はりの場合を図-6に示す。円版では支点付近の放射方向鉄筋比  $p_r$  を  $p_r=0.5\sim 1.5\%$ 、周方向鉄筋比  $p_\theta$  を  $p_\theta=1.0\sim 3.0\%$  と変化させた。はりでは軸方向鉄筋比を  $0.7\sim 2.0\%$  と変化させた。両部材ともせん断補強筋は配置していない。

使用材料はモルタルとし、配合を表-2に示す。鉄筋は D16 とし、降伏点は  $f_{sy}=3600\text{kg}/\text{cm}^2$  である。

載荷試験は、図-7に示すようにゴムバッグに水圧をかけることにより等分布荷重を与え、支承部は単純支持とした。

## § 4. 解析モデル

円版の場合、軸対称条件から図-8に示す斜線部分が解析の対象となる。要素分割は円版とはりで基本的に同一とした。分割状況を図-9に示す。ひびわれ発生後のひびわれ面と平行な面のせん断剛性低下率  $\alpha_g$  は、コンクリートでは一般に  $\alpha_g=0.2\sim 0.5^{6)}$  といわれているが、本実験ではモルタルを使用したため aggregate interlock の効果が少ないと判断して、 $\alpha_g=0.1$  と仮定して解析した。解析に用いたその他の定数を表-3に示す。

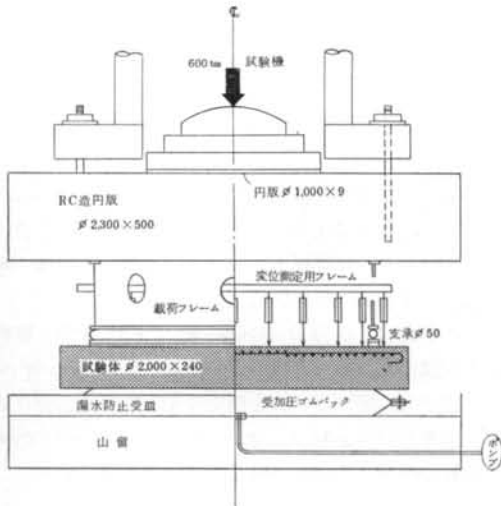


図-7 円版の載荷装置

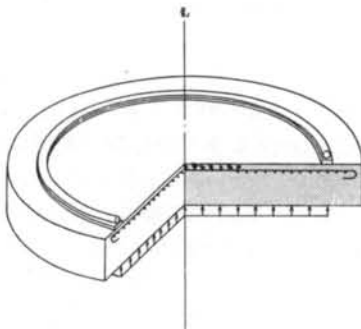


図-8 解析対象部

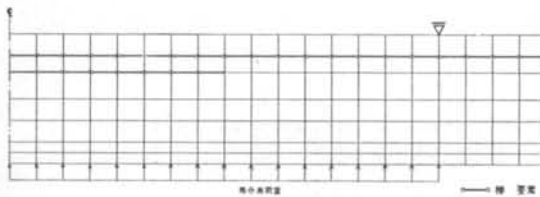


図-9 要素分割

## § 5. 解析結果と実験結果の比較検討

### 5.1 ひびわれ状況

図-10, 11にひびわれ進展状況の実験の結果と解析結果の一例を示す。なお、円版実験の場合は  $r-z$  面内のひびわれ進展状況を加力中に確認できないので、実験終了後切断して調べた破壊状況を示す。

円版解析によればひびわれは以下の順序で進展する。

- ① 曲げひびわれがスパンセンターの引張線に入る。
- ② 放射状のひびわれが引張線全面に入る。これは等分荷重下の円版では半径方向 ( $r$  方向) のモーメント

項目	プログラムA	プログラムB
初期弾性係数 $E_0$	180,000kg/cm <sup>2</sup>	—
1/3割線弾性係数 $E_{1/3}$	—	150,000kg/cm <sup>2</sup>
初期ポアソン比 $\nu_0$	0.15	—
1/3割線ポアソン比 $\nu_{1/3}$	—	0.17
圧縮破壊時ひずみ $\epsilon_{cu}$	$-3,000 \times 10^{-6}$	$-3,000 \times 10^{-6}$
圧縮破壊時接線勾配係数 $\eta_c$	0.1	—
圧縮強度 $f_c$	240kg/cm <sup>2</sup>	240kg/cm <sup>2</sup>
引張強度 $f_t$	21.6kg/cm <sup>2</sup>	21.6kg/cm <sup>2</sup>
鉄筋弾性係数 $E_s$	2,100,000kg/cm <sup>2</sup>	2,100,000kg/cm <sup>2</sup>
鉄筋降伏点強度 $f_{sy}$	3,600kg/cm <sup>2</sup>	3,600kg/cm <sup>2</sup>

表-3 解析に用いた定数

$M_r$  は支点近傍に近づくに従って徐々に減るのに対して、円周方向 ( $\theta$  方向) のモーメント  $M_\theta$  はあまり減じないからである。

③  $M_r$  による円状のひびわれが引張線に生じ、荷重が大きくなるに従い、すでに生じている曲げひびわれが圧縮線に伸びるとともに、周辺にもひびわれが発生する。

④ 支点直上の圧縮線にひびわれが生じる (これは、せん断実験ではよく見られる現象である)。

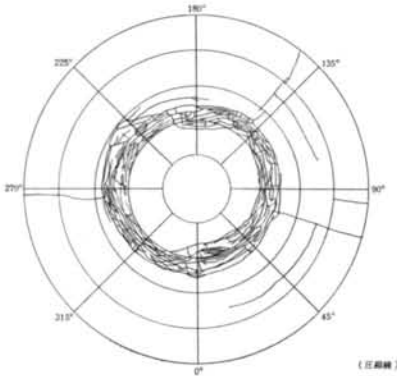
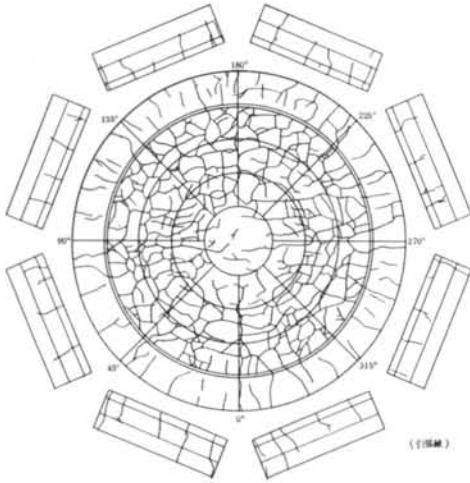
⑤ 支点より  $1d \sim 1.5d$  の位置から発生した  $r-z$  面内ひびわれが、スパンセンターでの曲げひびわれよりも優勢となる。

⑥ 要素 (モルタル) が一部圧壊し、破壊に至る (解析不能となる)。

以上のひびわれ進展状況は、実験による表面ひびわれ観測結果、破壊後の切断調査による  $r-z$  面内ひびわれ観測結果とも定性的によく一致している。はりの場合も圧力  $q=3.6\text{kg/cm}^2$  までは定性的には円版の場合とよく似ており、解析結果は実験結果とよく一致しているが、本解析では  $q=3.6\text{kg/cm}^2$  で起こったすでに生じている曲げせん断ひびわれを横切るような斜め引張りひびわれを表現できなかった。今後はせん断破壊に対する解析モデルとして、このようなひびわれも考慮できるモデルを採用したい。

### 5.2 荷重-変形曲線

図-12, 13に、荷重-変形曲線の解析結果と実験結果の比較を示す。本解析ではひびわれ面におけるせん断剛性低下率  $\alpha_g=0.1$  としたが、比較のためにせん断剛性低下率を全く考慮しない場合 ( $\alpha_g=1.0$ ) の解析結果も示した。ひびわれ発生後のせん断剛性については、最近



Walraven<sup>7)</sup>等によって系統的な実験的研究が行なわれており、これらの結果を取り入れた解析を行えば更に良好な解析結果となるであろうが、本解析モデルのようにひびわれ後のせん断剛性を一定( $\alpha_0=0.1$ )とした場合でも円版の場合は両プログラムとも実験結果とよく一致した。 $\alpha_0=1.0$ とした場合は、せん断スパンに  $r$  面内ひびわれが進展する圧力  $q=8\text{kg/cm}^2$  ぐらいから変形に差を生じ、せん断剛性低下を考慮しない場合は全体の剛性が高く、実験値と合わなくなっている。

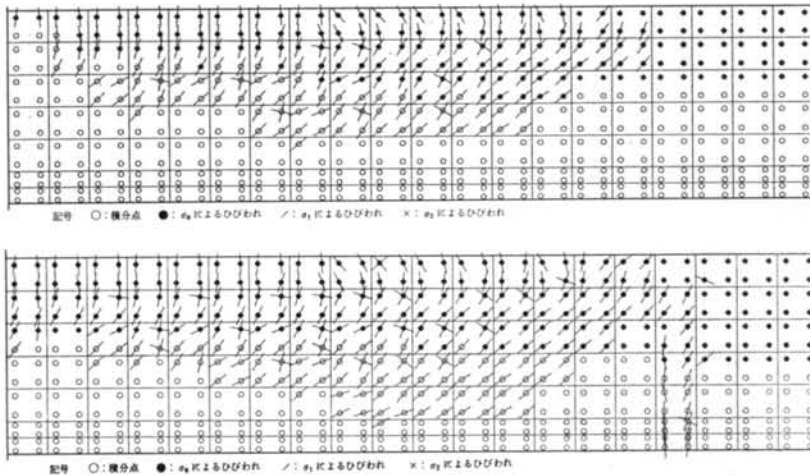
はりの場合は、圧力  $q=3.6\text{kg/cm}^2$  ぐらいまでは解析結果と実験結果はよく一致しているが、 $q=3.6\text{kg/cm}^2$  で生じた曲げせん断ひびわれを横切るような斜め引張ひびわれを本解析では表現できなかったため、 $q>3.6\text{kg/cm}^2$  では解析結果と実験結果が合わなくなっている。

### 5.3 荷重—鉄筋ひずみ曲線

図—14, 15に、荷重—鉄筋ひずみ曲線の解析結果と実験結果の比較を示す。

実験では鉄筋の上下 (U, L) にゲージを貼付し、図—14, 15ではその平均値 (AV) も示している。平均値でみると、円版では解析結果と実験結果は初期勾配が異なるが、ひびわれ発生後の挙動は両者ほぼ一致している。初期勾配が異なるのは、円版実験の場合はひびわれ発生前の弾性状態では支持端で全周にわたって均等に反力がかかるのが難しく、いくらか不均等な反力状態となっていたためと思われる。

はり実験では均等に反力が作用しているため、初期勾配および圧力  $q=3.6\text{kg/cm}^2$  までは良く一致している。



図—10 ひびわれ状況 (円版; UD-8-1.0-2.0-0)

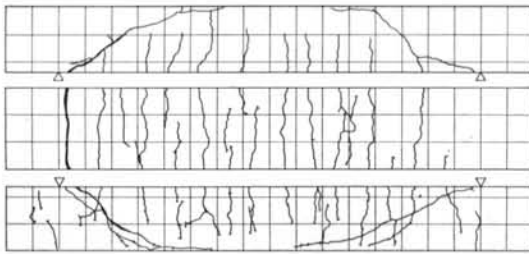


図-11 ひびわれ状況 (はり; UB-8-1.3-0)

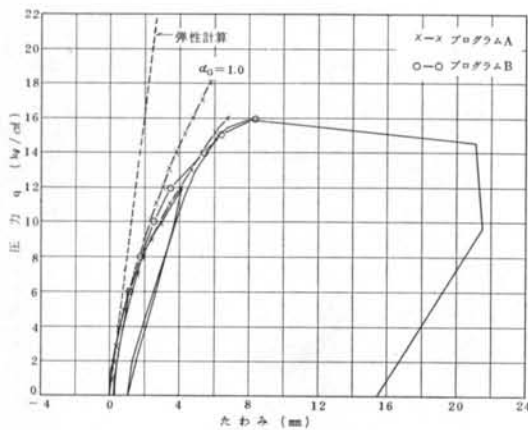


図-12(a) 中央たわみ (円版; UD-8-1.0-2.0-0)

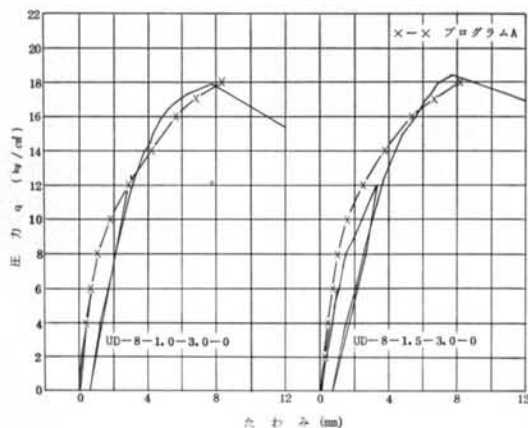


図-12(b) 中央たわみ

鉄筋の上下に貼ったひずみゲージによれば、円版実験では  $q \approx 7 \text{ kg/cm}^2$ 、はり実験では  $q \approx 3.6 \text{ kg/cm}^2$  を超えると dowel action によるひずみが生じる。本解析においては棒要素としたためこのような挙動をとらえられなかったが、特にはりの場合 dowel action がみられてからの挙動が解析と実験とでかなり異なるため、せん断破壊の解析については鉄筋要素も dowel action が表現できるような要素とした方が良いと思われる。

図-14, 15では、比較のために通常のRC計算による鉄筋のひずみも示した。これらの図によれば、半径方向(円版)あるいは軸方向(はり)の鉄筋のひずみは曲げせん断ひびわれが生

ずると、版あるいは棒理論によって求めた作用モーメントから計算される鉄筋ひずみより大きなひずみが生ずる。これに対処する方法として、作用モーメントをモーメントの小さい方へずらした状態で鉄筋のひずみを算出する方法をモーメントシフトと呼んでいるが<sup>8)</sup>、解析、実験ともにモーメントシフトを部材の有効高さ  $d$  だけ考慮したRC計算値に沿ってひずみが大きくなる。一方、周方向鉄筋ひずみはモーメントシフトを考慮しない場合のRC計算値と解析、実験ともによく一致している。

#### 5.4 荷重—コンクリートひずみ曲線

図-16, 17に、荷重—コンクリートひずみ曲線の解析結果と実験結果の比較を示す。図-16, 17では、モーメントシフトを考慮していないRC計算値によるコンクリートひずみも示しているが、実験値、解析結果、三者ともよく一致している。

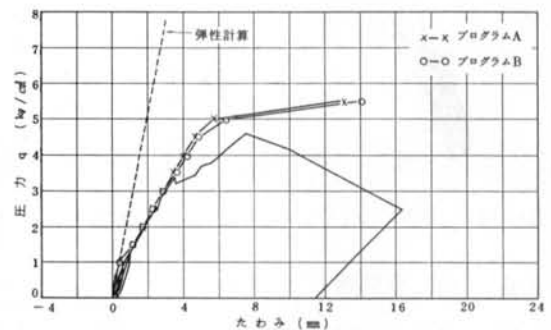
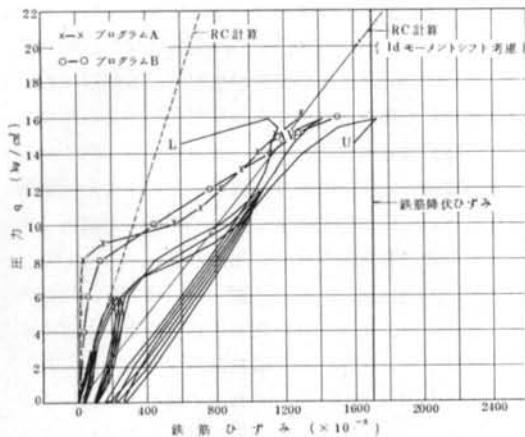
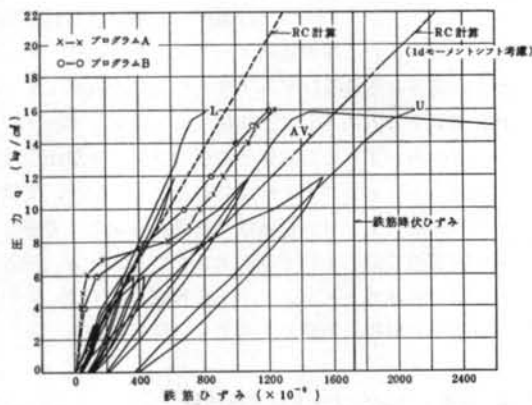


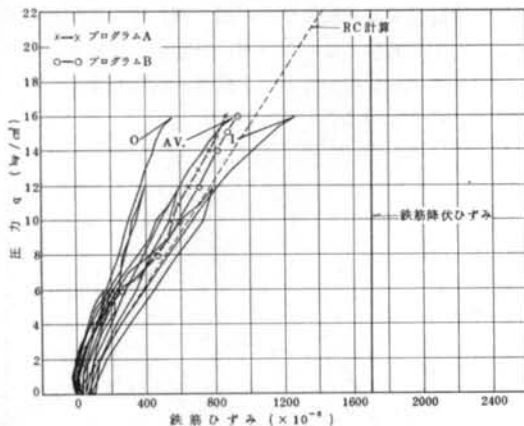
図-13 中央たわみ (はり; UB-8-1.3-0)



図—14(a) 半径方向鉄筋ひずみ(円版; 支点から0.5d位置)



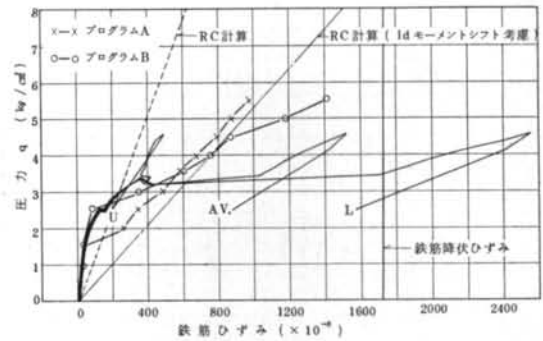
図—14(b) 半径方向鉄筋ひずみ(円版; 支点から1.0d位置)



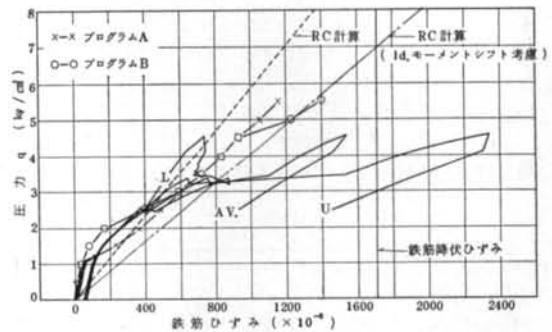
図—14(c) 周方向鉄筋ひずみ(円版; 支点から1.0d位置)

## § 6. セン断強度について

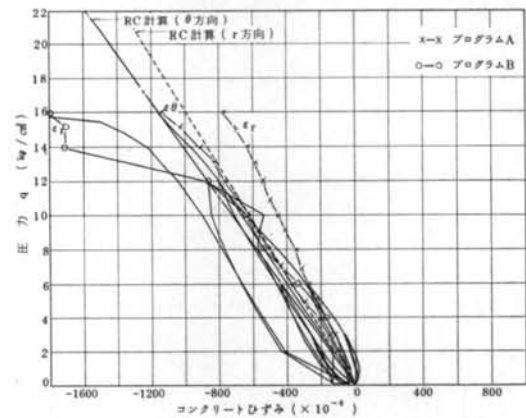
解析ではせん断破壊荷重を明確にとらえることはできなかった。図—18は、実験による円版とはりのせん断強



図—15(a) 軸方向鉄筋ひずみ(はり; 支点から0.5d位置)



図—15(b) 軸方向鉄筋ひずみ(はり; 支点から1.0d位置)



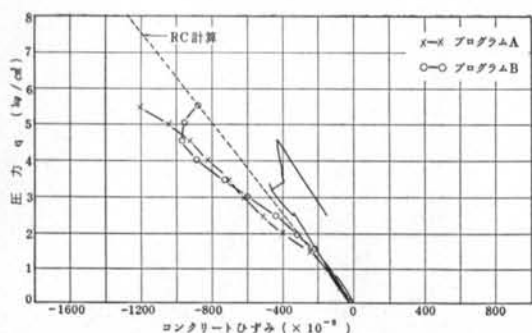
図—16 圧縮側コンクリートひずみ(円版; 支点から2.0d位置)

度  $\tau_u$  を土木学会「コンクリート構造の限界状態設計法試案」(解7.1.1)式<sup>3)</sup>によるせん断強度とともに示したものである。載荷スパン  $l/d$  が同じ場合、円版の方が2倍近い強度を示した。

## § 7. おわりに

本報告は、せん断補強筋のない単純はりと同単純支





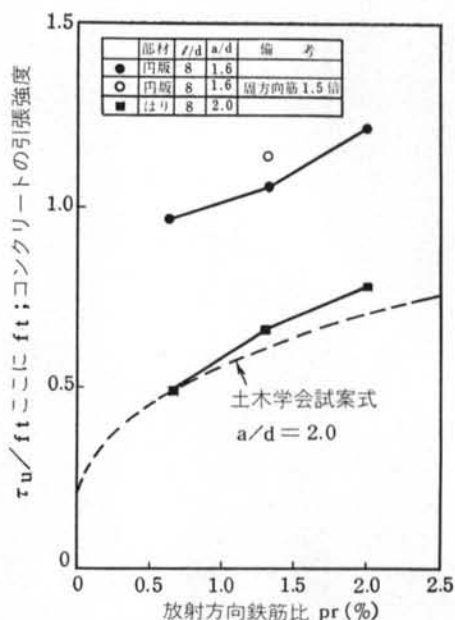
図一七 圧縮側コンクリートひずみ (はり; 支点から 2.0d 位置)

持円形スラブの有限要素解析を行ない、併せて実験結果と比較したものであるが、まとめると以下のとおりになる。

(1) ひびわれ進展状況、コンクリートおよび鉄筋の平均ひずみは、はりの場合の曲げせん断ひびわれを横切るような斜め引張ひびわれの発生以降の挙動を追従できなかったが、円版では両プログラムとも解析と実験はほぼ対応した。

(2) 半径方向(円版)あるいは軸方向(はり)の鉄筋のひずみは、解析および実験値ともモーメントシフトを部材の有効高さ  $d$  だけ考慮した RC 計算に沿ってひずみが大きくなる。一方、円周方向鉄筋ひずみはモーメントシフトを考慮しない場合の RC 計算値とよく一致する。

今回は特定の試験体について解析・実験を行ない、円



図一八 セン断強度

版では解析と実験はよく一致し、将来のパラメトリックスタディにおいても、本解析におけるような基本的な解析モデルで円版の挙動を解析してよいという見通しを得たが、実験データもまだ少なく、異なる寸法比、骨材、配筋、せん断補強筋を配置した場合等について今後とも解析と実験の比較を行なっていく必要がある。

#### ＜参考文献＞

- 1) J. Niwa, K. Maekawa & H. Okamura: "Non-linear Finite Element Analysis of Deep Beams" IABSE Colloquium, Delft (1981)
- 2) 野口, 丸田: "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 (1982年6月)
- 3) 磯畑 修: "コンクリート構造体の直交異方性力学モデルとその適用性について" 日本建築学会論文報告集 第265号 (昭和53年3月)
- 4) 岡島達雄: "2軸応力を受けるコンクリートの破壊ひずみ" 材料 Vol. 22, No. 232 (1973年)
- 5) H.B. Kupfer, H.K. Hilsdorf & H. Rusch: "Behavior of Concrete under Biaxial Stress" Journal of ACI, Vol. 66, No. 8 (1969)
- 6) 野口, 井上: "有限要素法による鉄筋コンクリート構造のせん断解析手法" 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 (1982年6月)
- 7) J.C. Walraven, et al.: "Crack in Concrete Subject to Shear" Proceedings of ASCE, Vol. 108, No. ST1 (1982)
- 8) 池田尚治: "無筋および鉄筋コンクリート標準示方書・設計編の一部改訂について" コンクリート・ライブラリー 第46号 (昭和55年4月)
- 9) 土木学会: "コンクリート構造の限界状態設計法試案" コンクリート・ライブラリー 第48号 (昭和56年4月)

