

プレストレストコンクリート原子炉圧力容器の研究

—1/10縮尺模型による内圧実験とその解析—

久 富 洋
磯 畑 脩
深 田 泰 夫
田 中 伸 幸
立 部 正 則
黒 田 孝

(電源開発株式会社)

§ 1. まえがき

本報告は1971年5月から1972年10月の約1年半にわたり、当社と電源開発株式会社が共同で行なったプレストレストコンクリート原子炉圧力容器(PCPV)に関する研究の概要である。本研究の実施に当っては上記2社と英国McAlpine社に3社協定が結ばれ同社から技術提供を受けた。本研究はすでに実施したPCPVの応力解析手法の開発とこれを裏付けるいくつかの模型実験をふまえて計画したもので、今回1/10縮尺という大型の模型を用いることにより実物のPCPVの挙動を、さらに確認するとともに、実際の建設に連なる技術習得という点できわめて意義があるといえよう。

研究の内容と目的は次のとおりである。

- (1)PCPVの1/10縮尺模型を建設し、その経過においてPCPVの施工技術を習得する。
- (2)模型へのプレストレス導入により、導入技術の習得ならびにその場合の模型の挙動を測定し、解析結果と比較検討する。
- (3)PCPVの設計圧に至る内圧をかけ、その間の弾性的挙動を測定し、弾性解析結果と照合する。
- (4)PCPVの設計終局圧に至る内圧、さらにこれを超え

て破壊に至るまでの内圧を加え、その間の弾塑性的挙動を測定して弾塑性解析結果と照合する。

- (5)破壊時の挙動を調べ、また破壊後に模型を解体して破壊のモードを予想と照合する。

試験体は英国McAlpine社の設計になる英国Hinkley Point BおよびHunterston B両発電所に建設中のPCPV 1/10縮尺模型である。本試験体に関する圧力値は実物と同じもので次のとおりである。

- 通常運転圧力 (Normal Working Pressure : N.W.P.)
: 39.1kg/cm²
設計圧力 (Design Pressure : D.P.) : N.W.P. × 1.1 = 43kg/cm²
試験圧力 (Proof Pressure) : D.P. × 1.15 = 49.5kg/cm²
設計終局圧力 (Design Ultimate Pressure)
: D.P. × 2.5 = 108kg/cm²

実験は旧塩浜分室実験室で実施した。実施工程を表1に示す。なお本研究の電源開発株式会社側の他の担当者は原子力室大西外明、村上元、見満好則の諸氏である。

	1971												1972																				
	5	6	7	8	9	10	11	12	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10															
計 画	—————																																
試験体製作					—————																												
プレストレス導入																																	
設計圧テスト																																	
終局圧テスト																																	
解 体																																	
ま と め																																	

表-1 実施工程表

§ 2. 試験体の製作

2.1 形状寸法

本実験で使用する試験体の形状は、図-1および写真-1に示すようなプレストレストコンクリート円筒容器で、各部寸法は次のとおりである。

- 外径：2,894mm
- 内径：1,892mm
- 壁厚：501mm
- 高さ：3,536mm
- トップスラブ厚さ：546mm

2.2 コンクリート

仕様は次のとおりである。

設計強度：420kg/cm² (φ150×300シリンダー強度)

粗骨材最大粒径：9mm

スランプ：5cm (トップスラブプレキャスト部は7.5cm)

セメント：普通ポルトランドセメント

骨材：細骨材は鬼怒川産中目砂，粗骨材は富士川産三分砂利

混和剤：減水剤 (ポゾリスNo.100R) を使用

材料試験はプレストレス導入完了時 (設計圧テストの20日前) と終局圧テストの4日後の2回に分けて行った。供試体の採取位置と試験結果を表-2に示す。

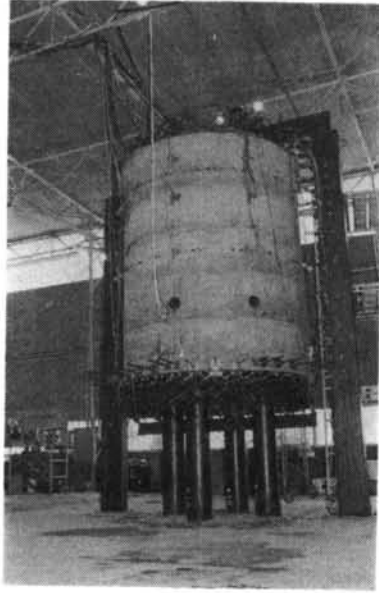


写真-1 試験体の外観

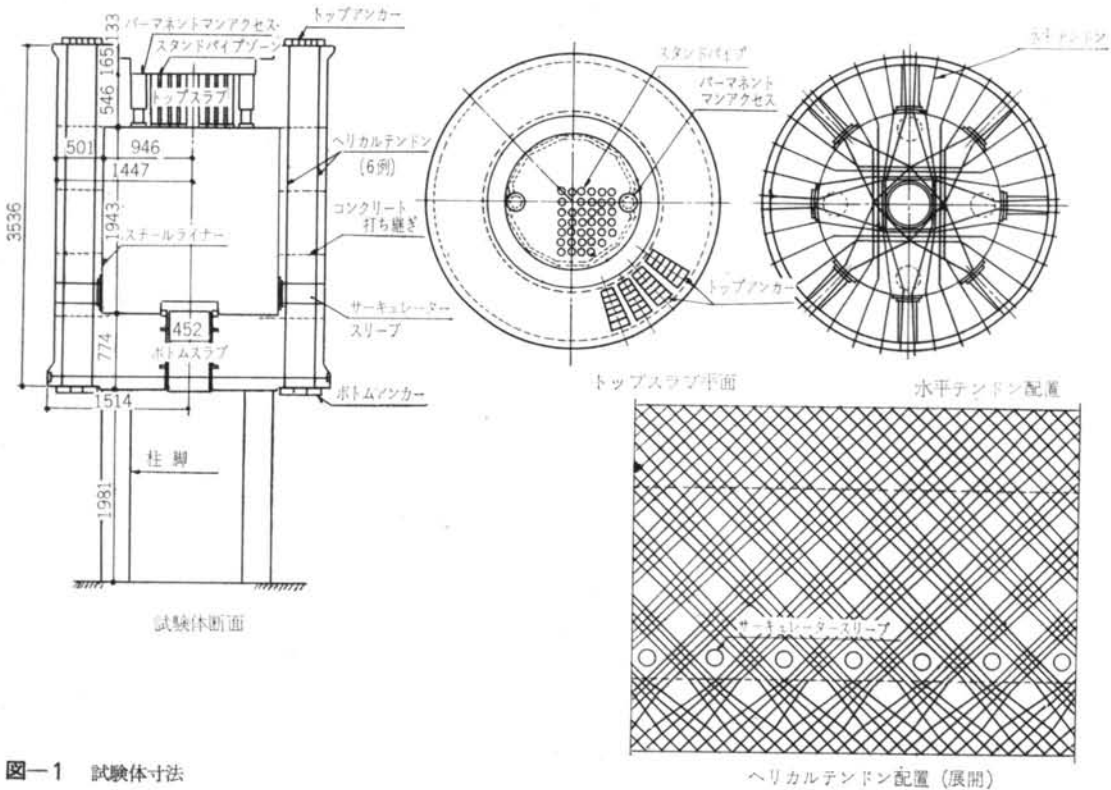
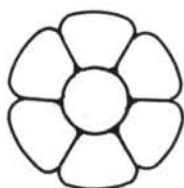


図-1 試験体寸法

名称	打設位置	打設日	材令 (日)	コンクリート強度		ヤング係数 (kg/cm ²)		アソソン比 (at $F_c/3$)
				圧縮 F_c σ_c (kg/cm ²)	かつれつ σ_t (kg/cm ²)	静的 (at $F_c/3$)	動的	
No. 1	下部スラブ	'71.	190	666	40.5	311,000		0.228
No. 2		8.30		533	42.5	290,000		0.168
No. 3				639	46.6	327,000		0.210
No. 4	トップスラブ	'71.	175	571	41.6	300,000		0.193
No. 5		9.9		620	48.7	315,000		0.217
No. 6				525	(29.6)	299,000		0.208
No. 7	側壁下部	'71.	164	623	39.9	—		—
No. 8		9.13		555	38.8	306,000		0.182
No. 9				514	(31.1)	317,000		0.190
平均値				$(\sigma_c/\sigma_t=13.7)$		308,000		0.200
備考 試験日：'72年3月7日(設計圧実験後), 試験体寸法: 150φ×300mm Cylinder								
No.10	壁中央	'71.	274	—(偏心)	35.1	—	379,000	—
No.11		9.24		717	40.3	336,000	383,000	0.210
No.12				751	45.5	317,000	385,000	0.230
No.13	壁上部	'71.	265	693	37.4	318,000	387,000	0.210
No.14		10.6		670	46.4	333,000	383,000	0.220
No.15				691	40.2	324,000	397,000	—
No.16	トップス ラブ 壁接合部	'71.	242	634	38.6	—	376,000	—
No.17		10.29		644	51.6	320,000	372,000	0.210
No.18				—(偏心)	40.8	—	383,000	—
平均値				$(\sigma_c/\sigma_t=16.4)$		324,700	382,800	0.216
備考 試験日：'72年6月27日(最終圧実験後), 試験体寸法: 150φ×300mm Cylinder								

表一2 コンクリート材料試験結果



図一2 テンドン断面

2.3 テンドン(緊張材)

テンドンは実物にも用いられている British Ropes 社製の18%ダイフォームストランドで、特に PCPV 用として製作された低リラクゼーションストランドである。その断面は図一2に示すような形状をしており、表一3のような機械的性質を有する(神鋼鋼線社製の同仕様によるテンドンを比較のために3本使用した。)

テンドンの配置方法は図一1にも示すように円筒面内

		公称径 mm	公称断面積 mm ²	破断荷重 kg	0.2% 伸び時荷重	伸び% 検長600mm
ブリテッシュ ロープ社	仕様	18.0	219.0	37,730	33,960	4.0
	テスト	18.0	225.0	39,460	35,700	5.0
神鋼鋼線仕様		17.8	221.0	38,000	34,000	3.5

表一3 テンドンの機械的性質

で Helical 状、鉛直断面で交互に6層となっており、定着部は試験体壁の上下面にある。1本当り緊張力は24ton(63% GUTS)であり、合計192本のテンドンを緊張することにより、水平方向と鉛直方向に同時にプレストレスを導入することができる。なお下部スラブ内に配置した20本のテンドンはマンホールによる断面欠損を補強するためのものである。

2.4 ライナ

写真-2に示すような厚さ3.2mmの鋼板製容器である。試験体に使用したライナは必ずしも実物を縮小したものではなく、コンクリートに内圧を加えるための水密容器であり、水密性を高める意味で内面にゴム系コーキングを塗布している。底部にはモデル施工時の出入のためのマンホールを設けてある。

2.5 貫通孔

トップスラブには外径76.2mmの鋼製スタンドパイプを86本とアクセスホール2か所を設けた。このスタンドパイプは、実物の縮小ではコンクリート部が狭過ぎるため、断面欠損の割合を考慮して本数を減らした(写真-3)。サーキュレータスリーブは側壁円周上8か所に設けた。なお、トップスラブはプレキャスト材として別途に製作してある。

2.6 製作

試験体の製作過程は次のとおりである。

- (1)下部スラブ：アンカーブロックおよびマンホールを構台上にセットし、下部スラブ内の水平テンドンダクトとヘリカルテンドンダクトを組込み、下部スラブコンクリートを打込む(写真-4)。下部スラブ側面型わくは、上部スラブに転用される。ダクトはφ25.4鋼製パイプでその加工状況を写真-5に示す。
- (2)側壁：側壁コンクリートの打込みおよびテンドンダクトの組込みは3段に分けて行なわれる。まずライナを吊込んで据付けた後、サーキュレータスリーブ、ダクトを取付けて側壁1段目のコンクリートを打込む。ライナ据付けに際してはライナ底部と下部スラブとの空隙をエンペググラウト(無収縮性モルタル、フロー値 250 ± 10 mm, 28日圧縮強度 450 kg/cm^2 以上)によって充てんする。

ライナ内部はコンクリート打込み前に木製型枠で補強する。

- (3)上部スラブ：プレキャストしたスタンドパイプゾーンスラブをライナ上面にセットし、スラブ端部コンクリートを打込んで一体化する。この試験体は上下面のアンカブロック廻りを除けば、構造上まったく補強筋がない点に特徴があり、プレキャスト部も周辺を目荒しするだけで付着性を確保している。コンクリート作業の完了後、上面アンカブロックをセメントグラウトを用いてセットする。アンカブロックは鋼製で図-3に示すような形状をしており、

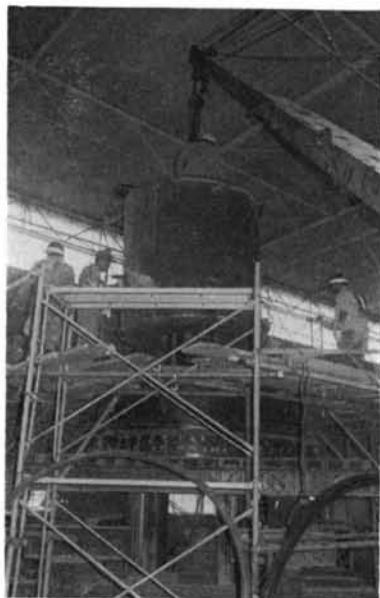


写真-2 ライナの吊込み



写真-3 トップスラブプレキャスト部



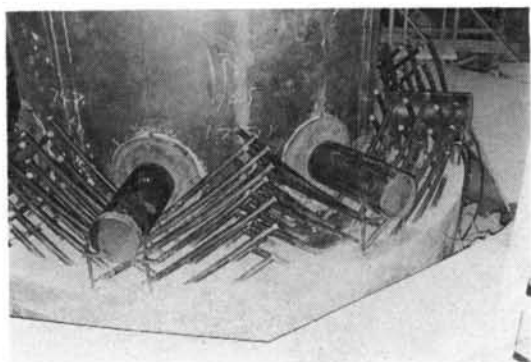
写真-4 下部スラブ建設状況

上面における配置は写真-7のとおりである。

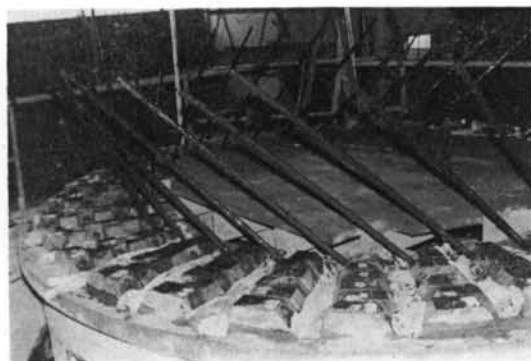
- (4)スレディング：コンクリート試験体の製作が完了した後、ダクト内にテンドンを挿入する。ヘリカル



写真一五 ヘリカルダクトの加工



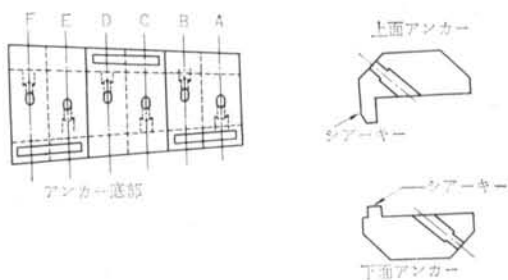
写真一六 サーキュレタスリーブ取付け



写真一七 上面アンカーの据付け

ダクトは曲率を持っているため摩擦抵抗があり、グリス (Shell Alvania EP-1) を塗布する。ヘリカル tendon のスレディングは人力で行ない、水平 tendon は緊張用ジャッキ (後述) を利用した方法をとる。

6層に配置された tendon を、コンクリートに一樣にプレストレスが加えられるように考慮された緊張順序 (図一四) に従って緊張する。まず1次緊張として、各 tendon を30 ton まで緊張し定着する。この際、ウェツ

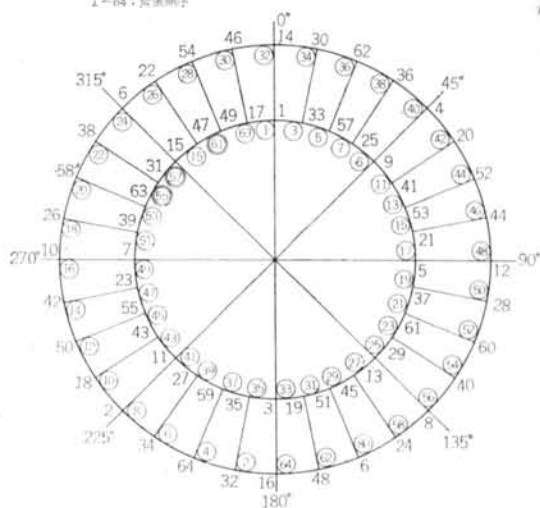


図一三 アンカーブロック図

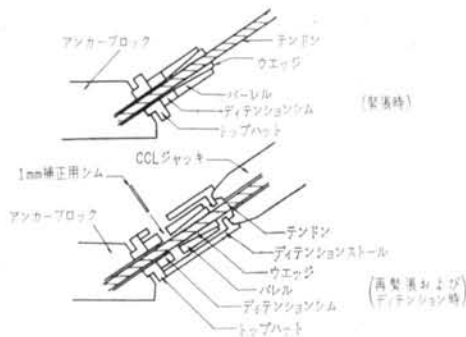
内側：反時計回り (ACE) ①ロー-F せん位置
 外側：時計回り (BDF) 内側

A	B	C	D	E	F
---	---	---	---	---	---

 外側
 ①-⑥：ダクト番号
 1-64：緊張順序



図一四 tendon の緊張順序



図一五 ジャッキ定着具詳細

ジのすべり込み等により有効な定着力は22 ton 程度に落ち、この結果1次緊張によるプレストレスは所要プレストレスの約92%となる。このため、1次緊張完了後に再緊張を行ない、各 tendon が所定の引張力を保持するように定着部に定着力補正用のシム (厚さ1mmの薄鉄板) を挿入する。この作業をシミングと称する。1次緊張お

よびシミング時の定着分の様子を図-5に示す。

シミングの方法は次のとおりである。まずディテンションツールを介してジャッキをセットし、 tendon を緊張してアンカーバーレルを浮かす。この隙間に補正用シムを挿入してジャッキの張力を徐々に減少させアンカーを元に戻す。この手順により新たに挿入したシムの厚みの分の伸びに相当する張力を増加させることができる。シミングによる張力の増加は2 ton 前後であるためその順序は無視できる。

なお緊張作業は2組のジャッキを使用して1本の tendon を両引きするものである。緊張のチェックは、 tendon の伸び量とジャッキに内蔵されたロードセルを利用して行なう。なお緊張作業に入る前にあらかじめ tendon とダクト間の摩擦係数を片引きにより求めた。この場合、センタホール型ロードセルを上下面アンカー部にセットして定着力の差を測定すると同時に、 tendon の伸び量からもこれをチェックした。摩擦係数は各層の tendonダクトの曲率が異なるため一概ではないが平均 $\mu = 0.125$ であり、これは両端緊張時の中間部減少応力20%に相当する値である。

2.7 プレストレス導入

(1) CCL 方式の特徴

- プレストレスの導入には実物の PCPV に用いられている CCL シングルストランドシステムを採用した。その特徴は次の点にある(写真-8参照)。
- ・1本引きであること。このため定着具も1本引き用のアンカーバーレルとアンカーウェッジから成る。
 - ・CCL ジャッキは内蔵ウェッジによって tendon をグリップする。ヘッド部分にはウェッジの押込み装置があり、自動的にウェッジをバーレル内部に押し込み定着させる。1本引きのため小型・軽量(最大ストローク220mm, 全長770mm, 重量41kg)である。
 - ・ポンプ操作はレバー1本で簡単に行なえ、ディテンション、再緊張が容易に行なえる。
 - ・緊張力を測定するためのロードセルが内蔵されている。

(2) 緊張手順

緊張作業を写真-9, 10に示す。



写真-8 CCL ジャッキとポンプ

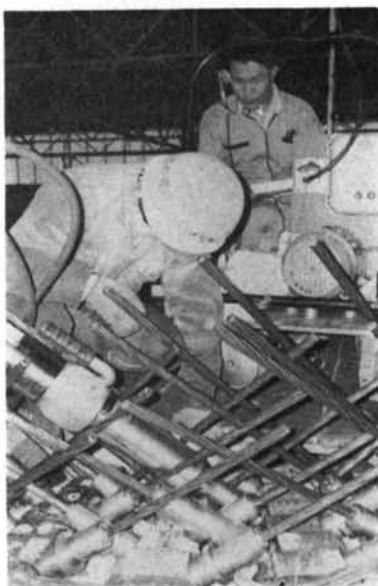


写真-9 緊張作業(上面)

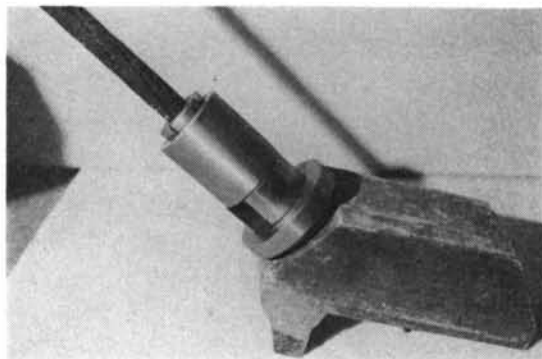


写真-10 定着具セット

ホールに設けた2本の導入管を使用してライナ内部に常温水を送り込み、空気抜きを完全に行なった後複胴型水圧ポンプを利用して加える。荷重速度は2.5~2 kg/cm²/

§ 3. 実験方法

3.1 加圧方法

設計圧および終局圧テストにおいて内圧は、まずマン

min にコントロールし、終局圧テストでは $115\text{kg}/\text{cm}^2$ までは測定時に一定圧保持を行なう。圧力値の制御は $\pm 0.1\text{kg}/\text{cm}^2$ で行なうことができた。圧力はマンホール蓋板下面で検出する。

3.2 測定方法

内圧による変位は試験体の 90° 、 270° を結ぶ位置の表面上43か所について測定する。変位計としては薄板リン

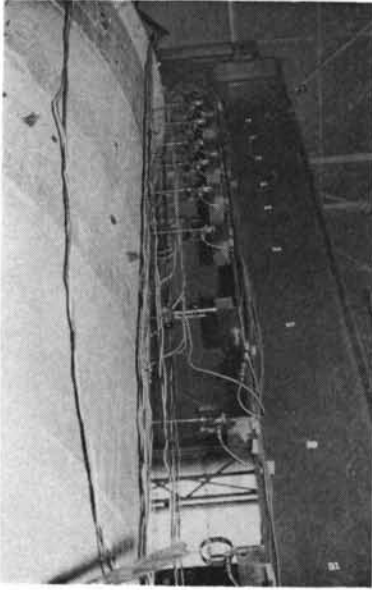


写真11 変位計の取付け状況（側壁）

グの曲げ変形をストレインゲージの電気出力として取出す方法を応用したリングゲージ（測定範囲15mm、出力感度 $400\mu\text{m}/\text{mm}$ ）と電気式ダイヤルゲージ（測定範囲10~50mm、出力感度 $120\sim 300\mu\text{m}/\text{mm}$ ）を併用する。

コンクリート内部ひずみにモールドゲージ（検長40mm、東京測器製）を50か所、パイブレイティングワイヤストレインゲージ（検長76mm、Deakin Instrumentation 社製）を11か所およびカールソンメータ（検長100mm、共和電業製）を14か所にそれぞれ埋設し測定する。またライナ上隅部に円周方向にモールドゲージを11か所埋設、終局圧テスト時に隅角部き裂の進展を調べる。試験体外表面は円周上8か所にワイヤストレインゲージ貼付けひずみの対称性を調べる。おのおのゲージの位置を測定結果の図中に示す。またテンドンの着着部応力の変化を12個のセンタホール型ロードセルで調べる。

実験時の測定機構を図-6に示す。

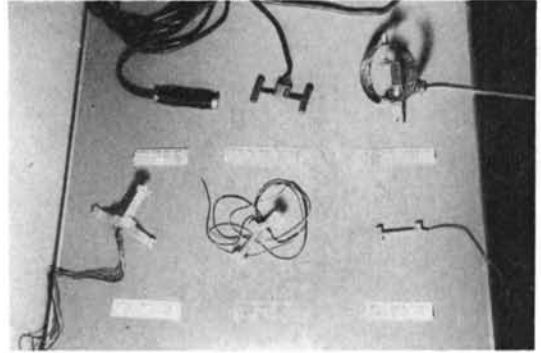


写真12 各種変換器

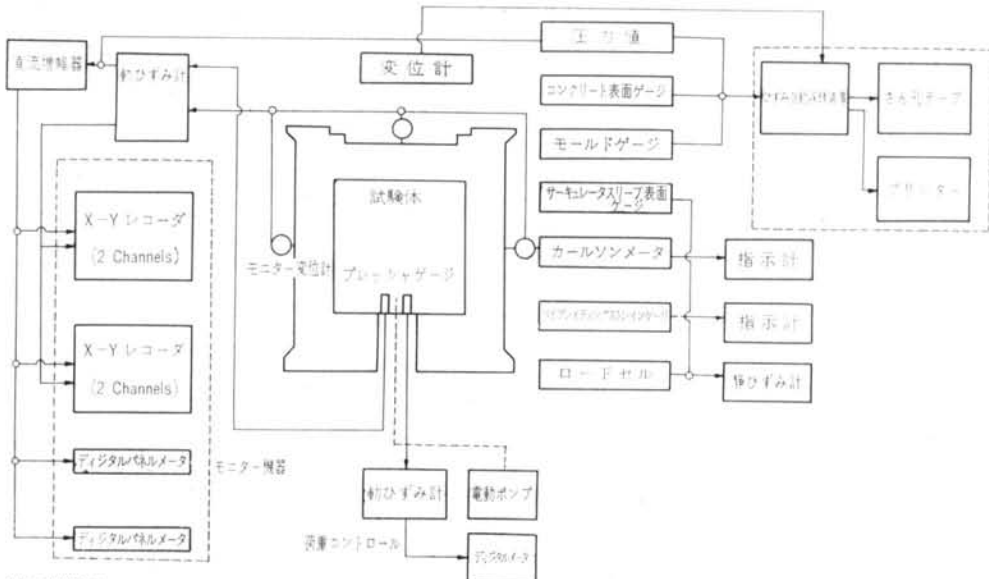


図-6 測定機構図

3.3 内圧テストの方法

(1)設計圧テスト

設計圧テストは設計圧43kg/cm²を加えた時の試験体の弾性的挙動を調べるために行なう。圧力段階としては5 kg/cm²ずつ加圧し、10kg/cm²ピッチで減圧する。

(2)終局圧テスト

本テストでは試験体の設計圧以上の内圧時における挙動を調べ、設計終局圧に到達するまでの試験体の破壊性状を確認することを目的として次の段階をとる。

- a) プレストレス量の確認と補充
- b) 試験圧テスト
- c) 終局圧テスト

以上のテスト完了後、試験体を解体してコンクリート内部き裂を調べる。設計終局圧までの加圧ステップは0, 40, 55, 70, 85, 100, 105, 108kg/cm²とする。108 kg/cm²以後は試験体の挙動に基づいて決める。

§ 4. 有限要素法による解析

4.1 弾性解析

モデルの弾性解析は有限要素法に基づく2つの独立した計算コードにより行なっており、解析結果の信頼度を向上させた。計算コードは3角形一定ひずみ要素によるもの（清水建設）と3角形変化ひずみ要素を用いたもの（電源開発）の2種類である。両者はいずれも軸対称回転体を対象としており、変位関数と連立方程式の解法を除けば基本的に同じである。

(1)基礎式

図-7に示すような軸対称回転体の座標系 (r, θ, z) に関する3角形要素の変位 u, v を次のように置く。

$$\begin{Bmatrix} u \\ v \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \phi(r, z) & 0 \\ 0 & \phi(r, z) \end{bmatrix} [\alpha] \quad \dots(1)$$

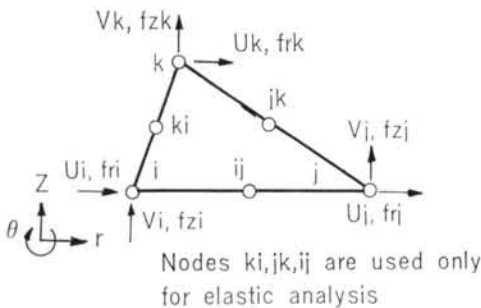


図-7 3角形要素と座標系

ここに、

$$\{\phi(r, z)\} = \{1 \ r \ z \ r^2 \ rz \ z^2\} \quad \dots(2)$$

$$[\alpha] = [\alpha_1 \ \alpha_2 \ \alpha_3 \ \dots \ \alpha_{12}]^T \quad \dots(3)$$

任意の3角形要素の節点座標を $\phi(r, z)$ に代入し、節点変位ベクトルを $\{\delta\}$ とおけば式(1)から、

$$[\alpha] = [A]^{-1} \{\delta\} \quad \dots(4)$$

次に要素のひずみベクトルを、

$$\{\epsilon\} = \{\epsilon_r \ \epsilon_\theta \ \epsilon_z \ \epsilon_{rz}\}^T \quad \dots(5)$$

とすれば節点変位 $\{\delta\}$ との関係を次のような表わすことができる。

$$\{\epsilon\} = [B][A]^{-1} \{\delta\} \quad \dots(6)$$

ここに $[B]$ は要素の節点座標によって決まる要素形状を表わすマトリクスである。要素の節点力ベクトルを $\{f\}$ とすれば、要素の節点力と節点変位に関する仮想仕事の原理から要素の剛性マトリクスは次式のように表わされる。

$$[k] = [A^{-1}]^T \iint [B]^T [D] [B] r dr dz [A^{-1}] \quad \dots(7)$$

ここに $[D]$ は回転体での応力-ひずみマトリクスで、

$$[D] = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{pmatrix} 1-\nu & & & \text{sym.} \\ \nu & 1-\nu & & \\ \nu & \nu & 1-\nu & \\ 0 & 0 & 0 & (1-2\nu)/2 \end{pmatrix} \quad \dots(8)$$

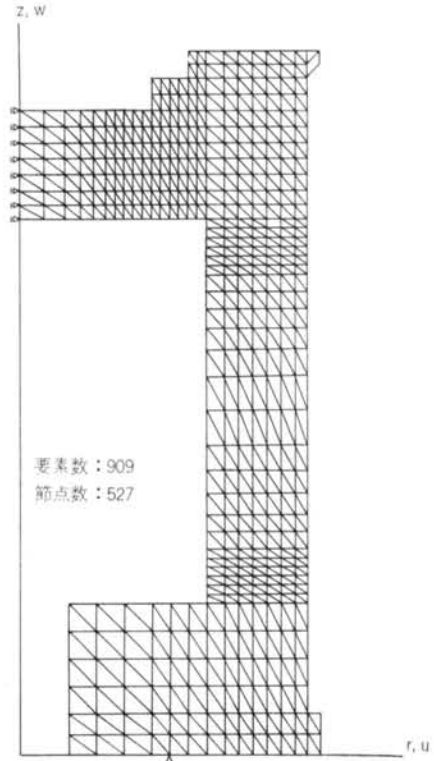


図-8 解析Aのための解析モデル

要素の剛性および変位と荷重を構造体全体について作成すれば、

$$\{P\} = [K]\{d\} \quad \dots(9)$$

で表わせる。ここに $\{P\}$ 、 $\{d\}$ はそれぞれ構造体の荷重、変位ベクトルである。

式(2)、(3)は変化ひずみを表わす変位係数を表わしているが、 r^2 、 rz 、 z^2 の項を無視すれば一定ひずみの変位係数を持つ3角形要素を考えることができる。式(9)の計算にはS.O.R.法とC.G.M.法を使用した。

(2)計算仮定

プレストレス力は緊張実験に基づいて摩擦係数を $\mu = 0.125$ とし、テンドンの緊張力を25.6tとして、算出した。

コンクリートについては、材料試験の結果から、

ヤング係数 $E_c = 308,000 \text{ kg/cm}^2$

ポアソン比 $\nu_c = 0.17$

と仮定した。モデルの支持点はネオプレーンが敷かれて

いるため水平面で移動可能とした。トップスラブは86個のスタンドパイプの配置が軸対称でないため、積層異方性体としての剛性置換を適用した。水平面内剛性は正方配置された貫通孔の辺および対角の2方向についての2次元解析から求め、軸方向剛性は断面欠損率から計算した。スタンドパイプの剛性を考慮するとこれらの値は次のようになる。

水平面内：ヤング係数 $0.707E_c$ 、ポアソン比 $1.33\nu_c$

軸方向：ヤング係数 $0.655E_c$ 、ポアソン比 ν_c

テンドンについては、ダクトによるコンクリート断面欠損を考慮して計算上は無視した。またライナ剛性は本計算には入れず、別途に検討した。試験体の有限要素化は次の2通りで行なった。

解析A(一定ひずみ要素)：節点数527、要素数909

解析B(変化ひずみ要素)：節点数659、要素数298

解析Aの場合の解析モデルを図-8に示す。

4.2 弾塑性解析

終局圧テストの解析に対して有限要素法による弾塑性解析を適用した。本解析で考えたコンクリートの力学的性質は概略次のとおりである。

- ①コンクリートを直交異方性の弾塑性体(E_p, ν_p)と仮定し、ひずみの増加に伴って変化する弾性係数 E_p は1軸応力-ひずみ曲線の接線弾性係数に基づいて仮定する。
- ②要素の主ひずみが1軸引張強度に相当するひずみ量を超え、かつその方向に引張応力が存在する場合にきれつを仮定する。きれつの発生によってきれつ面の要素応力は節点力に置換して解放される。圧縮ひずみがひずみ限界を超えた場合はあらゆる方向の剛性は失われるものとする。

(1)基礎式

軸対称回転体について異方性の主軸を r, θ, z とおく。直交異方性弾性体の応力-ひずみマトリクスにおける弾性係数とポアソン比を、 η, ξ をパラメータとして次のように表わす。

$$E_r = \eta_r E, E_\theta = \eta_\theta E, E_z = \eta_z E \quad \dots(10)$$

$$\nu_{r\theta}\nu_{\theta r} = \xi^2_{r\theta}\nu^2, \nu_{\theta z}\nu_{z\theta} = \xi^2_{\theta z}\nu^2, \nu_{zr}\nu_{rz} = \xi^2_{zr}\nu^2 \quad \dots(11)$$

せん断弾性係数を次式のようにおく。

$$G_{rz} = \eta^{\frac{1}{2}}_r \eta^{\frac{1}{2}}_z E / 2(1 + \xi_{rz}\nu) \quad \dots(12)$$

式(10)、(11)、(12)のパラメータ η, ξ を①に基づいて決めることにより、弾性体の応力-ひずみマトリクス[式(8)]に対応した弾塑性体の応力-ひずみマトリクスとして次の式が誘導できる。

$$\{D_{ep}\} = [A_p]^T (\{D\} + [H_p]) [A_p] \quad \dots(13)$$

ここに、

$$[A_p] = \begin{pmatrix} \eta^{\frac{1}{2}}_r & & & \\ 0 & \eta^{\frac{1}{2}}_\theta & & \text{sym.} \\ 0 & 0 & \eta^{\frac{1}{2}}_z & \\ 0 & 0 & 0 & \eta^{\frac{1}{2}}_r \eta^{\frac{1}{2}}_z \end{pmatrix} \quad \dots(14)$$

$$[H_p] = \frac{\nu E}{\beta(1-2\nu)(1+\nu)} \begin{pmatrix} \nu\{(1-\nu)\beta_0 - \nu^2(1-2\nu)(1+\nu)(\xi^2_{\theta z} - 1)\} \\ (1-2\nu)(1+\nu)\{(\xi_{r\theta} - 1) + \nu(\xi_{\theta z}\xi_{zr} - 1)\} - \nu^2\beta_0 \\ (1-2\nu)(1+\nu)\{(\xi_{zr} - 1) + \nu(\xi_{r\theta}\xi_{\theta z} - 1)\} - \nu^2\beta_0 \end{pmatrix}$$

0

$$\begin{pmatrix} (1-2\nu)(1+\nu)\{(\xi_{r\theta}-1)+\nu(\xi_{\theta z}\xi_{zr}-1)\}-\nu^2\beta_0 \\ \nu\{(1-\nu)\beta_0-\nu^2(1-2\nu)(1+\nu)(\xi_{zr}^2-1)\} \\ (1-2\nu)(1+\nu)\{(\xi_{\theta z}-1)+\nu(\xi_{zr}\xi_{r\theta}-1)\}-\nu^2\beta_0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ (1-2\nu)(\xi_{zr}-1)/2(1+\xi_{zr}\nu) \end{pmatrix}$$

$$\beta = (1+\nu^2)(1-2\nu)-\nu^2\beta_0, \beta_0 = \xi_{r\theta}^2 + \xi_{\theta z}^2 + \xi_{zr}^2 - 3 + 2\nu(\xi_{r\theta}\xi_{\theta z}\xi_{zr}-1)$$

(2)計算仮定

本計算では $\nu_p = \nu = \text{Const.}$ ($\therefore [H_p] = 0$) として接線弾性係数の変化だけを考慮した。3 節点構成の3 角形要素の剛性は式(4)を式(7)に代入して求められる。

ヘリカルテンドンは、その θ, z 方向の軸剛性成分が $E\sin\phi, E\cos\phi$ (ϕ はヘリカルテンドンの展開面内の傾斜角) であるような軸対称配置の面材として扱っている (図-9)。

スタンドパイプの取扱いは弾性解析と同じである。試験体のモデル化を図-10に表わす。計算プログラムの過程は概略次のとおりである。

- (A)コンクリートだけで形成された PCPV にプレストレスを与える。
- (B)テンドンの剛性を付加する。
- (C)内圧を Step-by-step で加えながらコンクリート、テンドンの各要素についてひずみ、応力を調べ、要素の接線弾性係数の変化と破壊の有無を検討する。
- (D) (C)の結果に応じて要素剛性の修正 (全体剛性の部分的修正) を施す。
- (E) (C)を繰り返す。
- (F)破壊が進行して構造体としての剛性低下が著しくなった時点で計算を打ち切る。

計算に使用した材料諸元を表-4に示す。なおトップスラブの剛性はスタンドパイプの剛性の有無を考慮して

	コンクリート	テンドン
圧縮強度 kg/cm^2	686	17,600
引張強度 kg/cm^2	41.9	17,600
圧縮ひずみ限界 %	0.3	4.8
引張ひずみ限界 %	0.0127	4.8
初期ヤング係数 kg/cm^2	330,000	1,985,000
降伏強度 kg/cm^2	—	14,870
降伏ひずみ %	—	0.75

表-4 材料諸元 (弾塑性解析)

$$\begin{pmatrix} (1-2\nu)(1+\nu)\{(\xi_{zr}-1)+\nu(\xi_{r\theta}\xi_{\theta z}-1)\}-\nu^2\beta_0 \\ (1-2\nu)(1+\nu)\{(\xi_{\theta z}-1)+\nu(\xi_{zr}\xi_{r\theta}-1)\}-\nu^2\beta_0 \\ \nu\{(1-\nu)\beta_0-\nu^2(1-2\nu)(1+\nu)(\xi_{zr}^2-1)\} \\ 0 \end{pmatrix}$$

.....(15)

.....(16)

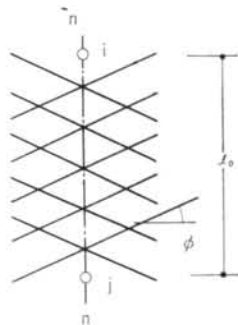


図-9 ヘリカルテンドン要素

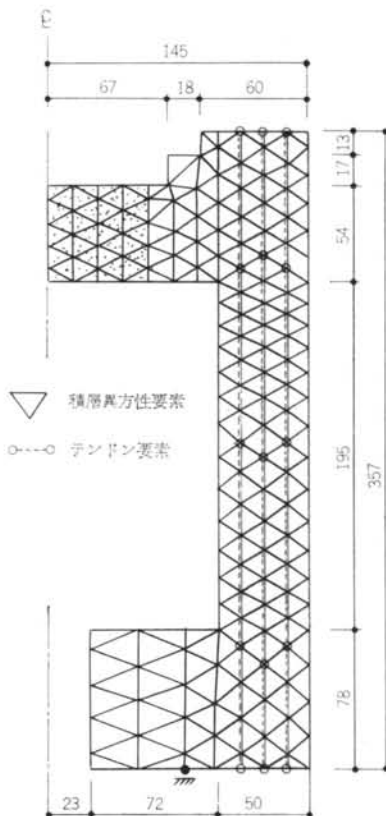


図-10 弾塑性解析モデル

次の値を採用した（有る場合とない場合の中間値）。
 水平面内：初期ヤング係数 $0.492E_t$ ，ポアソン比 0.26
 軸方向：初期ヤング係数 $0.605E_t$ ，ポアソン比 0.2
 計算結果は§5の実測値の中で比較して示した。

§ 5. 実際結果とその考察

5.1 プレストレス導入結果

試験体に取り付けた計器によりプレストレス導入中のひずみおよび変形を測定した。ロードセルによる6本のテンドンのプレストレス力は次のような値である。

初緊張完了時平均値：22.2ton/本

シミング後の平均値：24.1ton/本

導入完了時の平均値：24.0ton/本

これらの値は全テンドンについてフィーラゲージで確めた緊張力の平均値とほぼ一致した。

試験体のひずみと変形量に関する実測値と計算値の比較を表一5に示す。実測ひずみ値が計算値に比べ大きめであるが、その原因の1つとしてクリープの効果が考えられる。またひずみ値のばらつきに関してはテンドン間隔に対するゲージ長の割合が大きいいため局所的な力の作用が影響しているものと考えられる。

5.2 設計圧テストの結果

内圧テストは $43\text{kg}/\text{cm}^2$ に対して合計8回実施し、その間の試験体の弾性的挙動を調べた。

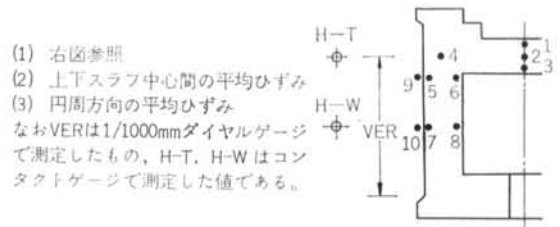
(1)試験体の変形

トップスラブ中央において記録した圧力-変形曲線から、8回のテストを通じて試験体の挙動は弾性的であり、設計圧内での繰返し加圧によって剛性低下していないことが確められた（図一11参照）。設計圧時の試験体の変形を図一12、13に示す。実測値と計算値は上下スラブでよく一致している。側壁についてもほぼ対応しているが、側壁上部で実測値が低めである。この部分では変形量の絶対値が小さいために測定上の誤差が影響していること、またトップスラブの面内剛性やコンクリートヤング係数の仮定、テンドンおよびライナ等の剛性が影響したものと考えられる。

(2)コンクリートのひずみ

コンクリートのひずみも8回の実験を通じて弾性的挙動を示すことが確認されたが、ひずみの実測値と計算値を比較すると表一6のようになる。次に試験体上部隅角部のひずみ分布を図示すると図一14のよ

ゲージ位置 (1)	計 算 値		実 測 値			
	解析-B 解析-A	B/A	シミング前 M	導 入 完 了 M/B M/A	導 入 完 了 M	M/B M/A
ϵ_{27}	-247 -213	1.16	-210	0.85 0.98	-282	1.14 1.32
ϵ_{27}	-252 -240	1.05	-379	1.50 1.58	-473	1.92 1.97
ϵ_{28}	-141 -127	1.11	-136	0.96 1.07	-182	1.29 1.43
ϵ_{28}	-437 -386	1.13	-553	1.27 1.43	-686	1.57 1.78
ϵ_{29}	-185 -168	1.10	-203	1.10 1.21	-294	1.59 1.75
ϵ_{29}	-179 -161	1.11	-260	1.45 1.61	-338	1.89 2.10
ϵ_{28}	-239 -210	1.14	-275	1.15 1.31	-345	1.44 1.64
ϵ_{28}	-254 -255	1.00	-326	1.28 1.28	-394	1.55 1.55
ϵ_{24}	-207 -187	1.11	-199	0.96 1.06	-309	1.49 1.65
ϵ_{24}	-153 -133	1.15	-104	0.68 0.78	-165	1.08 1.24
ϵ_{22}	-228 -208	1.10	-202	0.89 0.97	-281	1.23 1.35
VER (2)	-211 -191	1.10	-218	1.03 1.14	—	—
H-T (3)	-131 -118	1.11	-109	0.83 0.92	—	—
H-W (3)	-240 -218	1.10	-189	0.79 0.87	—	—



表一5 プレストレス導入時測定結果
 うになる。

以上、設計圧テストにおいては試験体の弾性的挙動と回転体としての弾性解析手法の妥当性を確めることができた。なお解析Aと解析Bの計算値の相違は変形で3～4%、ひずみで10%前後であったが、この差は実用上は

無視できよう。なお内圧実験時のテンドン定着部の応力の変化はほとんど認められなかった。

5.3 終局圧テストの結果

終局圧テストに先行して試験圧 (49.5kg/cm²) での加圧を設計圧テストに準じて行なった。この結果きれつ

発生は認められず、ひずみ、変形とも弾性的であった。ひき続き終局圧テストを実施した。

(1) 実験経過

内圧40kg/cm²で設計圧テストとの比較を行ない、異常のないことを確認した。ただし変形はコンクリートのヤング係数の変化によって、設計圧テストの時よりも少なかった。内圧55~70kg/cm²ではトップスラブの変形がやや増加の傾向を示したが表面きれつの発生は認められなかった。初きれつは79kg/cm²の

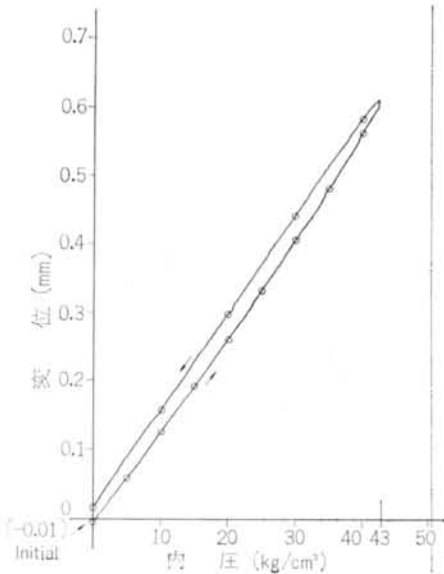


図-11 圧力-変位曲線 (トップスラブ中央)
: 第1回設計圧テスト

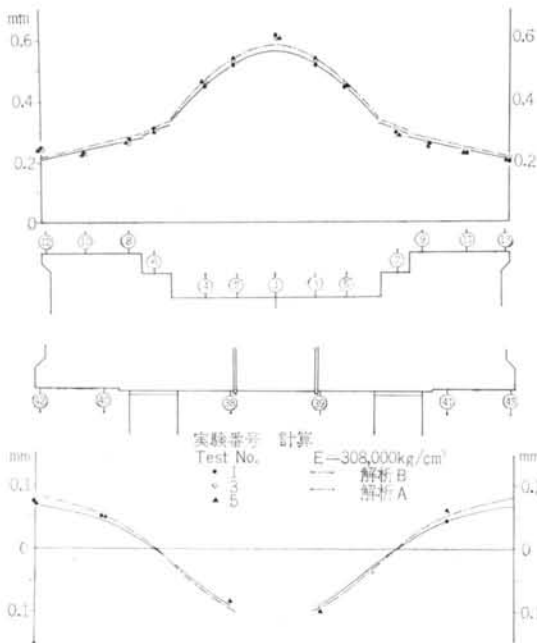


図-12 上下スラブの変形図

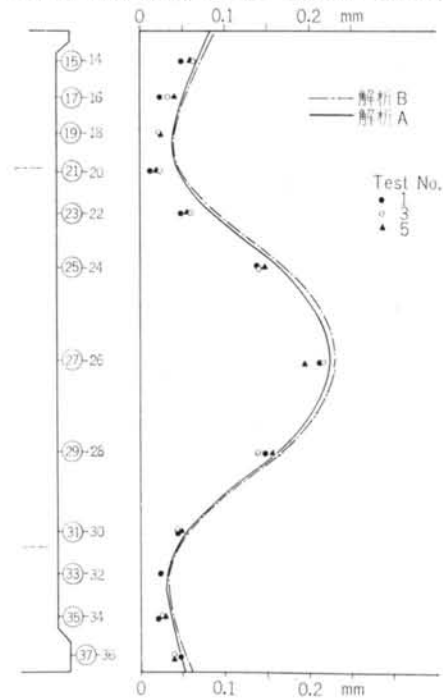


図-13 側壁の変形図

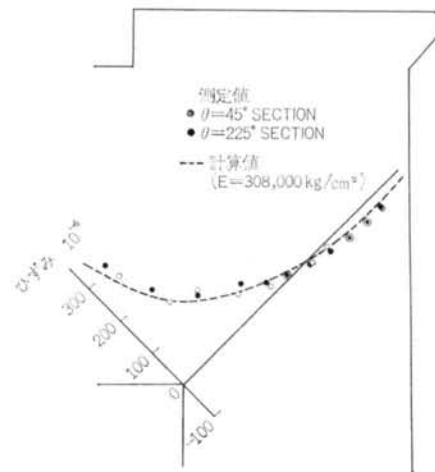


図-14 隅角部のひずみ図

ゲージ位置 ⁽¹⁾	測定値 ($\times 10^{-6}$)			計算値 ($\times 10^{-6}$)	
	C.M. ⁽²⁾	V.W.S.G. ⁽³⁾	M.G. ⁽⁴⁾	3-node Element	6-node Element
ϵ_{r1}	200	—	200	171	216
ϵ_{r2}	—	—	45	26	52
ϵ_{r3}	—	-60	-90	-114	-110
ϵ_{r4}	—	-35	-35	-22	-29
$\epsilon_{\theta 4}$	40	50	35	46	49
ϵ_{24}	30	25	—	16	19
$\epsilon_{\theta 5}$	45	55	40	61	59
ϵ_{25}	-20	-10	-5	-32	3
$\epsilon_{\theta 6}$	85	—	105	91	106
ϵ_{26}	210	265	220	200	209
$\epsilon_{\theta 7}$	165	180	115	159	173
ϵ_{27}	145	165	170	144	161
$\epsilon_{\theta 8}$	300	285	—	279	294
ϵ_{28}	-10	25	0	-30	-24
$\epsilon_{\theta 9}$	—	40 ⁽⁵⁾	—	56	57
ϵ_{29}	—	-21 ⁽⁵⁾	—	-10	-11
$\epsilon_{\theta 10}$	—	130 ⁽⁵⁾	—	159	164
ϵ_{210}	—	173 ⁽⁵⁾	—	172	188

[注](1) 表-5の付図を参照

(2) カールソンメータ

(3) バイブレイティングワイヤストレインゲージ

(4) モールドゲージ

(5) 円周上8か所の平均値

表-6 埋設および表面ゲージの測定結果(設計圧時)

時側壁上部に放射状、および側壁中央部に水平方向に発生したが、水平きれつはコンクリートの打継部に近いところでもあり、収縮きれつとの相違を区別できなかった。

89.9kg/cm²でトップスラブ中央の初きれつをトランシットで観測した。このきれつはその後の内圧の増加にしたがってスタンドパイプを縫うように進展して行なった。

100kg/cm²では側壁のきれつは水平、放射状とも本数が増え、水平きれつは試験体を一廻りする一方、放射状きれつの1部はサーキュレータ孔まで進展した。また tendon 上下部の定着部応力の増大が顕著になってきた。

計算終局圧に相当する 108kg/cm²ではトップスラブ、側壁の変形はそれぞれ設計圧時の10.5倍と7.3倍に達した。108~115kg/cm²においてはすでに生じたきれつの拡大と進展がみられ、計測時の内圧低下=変形の進行が著しくなってきた。そのためこれ以後は指示計による計測を打切り、連続的な加圧を行なった。

内圧129.1kg/cm²(設計圧の3.0倍)の時、側壁上部の表面コンクリートの一部が、ライナからの高圧水

の吹出しによって剥落して実験は終了した(写真-13, 14, 15)。

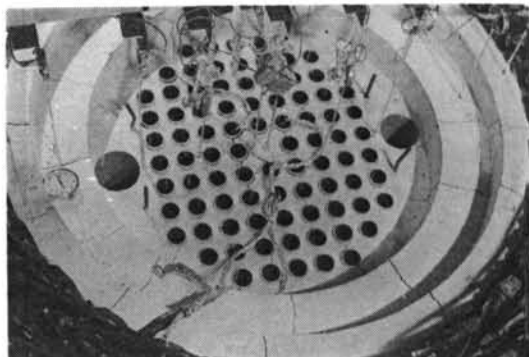


写真-13 トップスラブ(最大圧129.1kg/cm²)

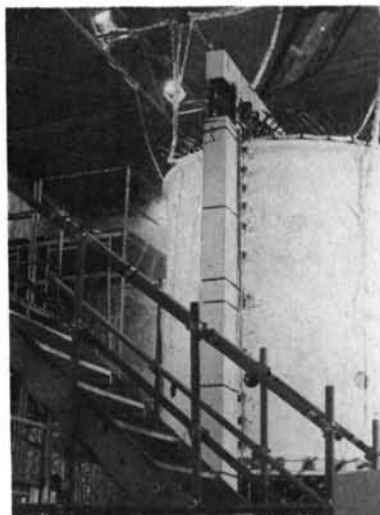


写真-14 水の吹出した瞬間



写真-15 剥落箇所

(2) 試験体の変形

本テストにおいて記録したトップスラブと側壁の変形を図-15に示す。設計圧との比較表(表-7)にも示すように、最大圧力は設計終局圧を上廻ると同時に試験体の十分な変形能力が確認できた。トップスラブは全体として曲げ変形の性状を呈し、また側壁も上下スラブ位置をヒンジとして大変形を呈した。計算値との比較ではきれつ発生後で計算値の方が大きくなっているが、傾向としては実験とよく対応しており、きれつ発生やヒンジ機構を含めて全体的な一致が認められた。

(3) コンクリートのひずみ

記録の1部を図-16, 17に示す。きれつ発生までは実測値と計算値はおおむね対応しているが、きれつ発生後は一致しなかった。この不一致は、実測値において発生したきれつが埋設ゲージをそれる場合はひずみの変化が少なく、横切の場合は大ひずみが記録されていることなどにみられるように、きれつ位置に関係していることが分った。

(4) テンドンの応力

上部定着部に関する測定値の比較を図-18に、最終圧力状態の連続記録を図-19にそれぞれ示す。テンドンの挙動は、ダクトの摩擦による力の Loss を 1 ton 程度と考えれば解析とよく一致した。

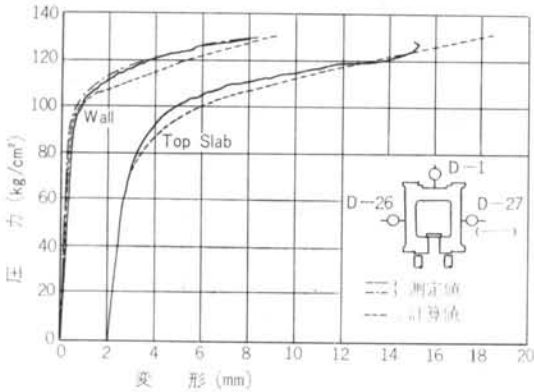


図-15 トップスラブ・側壁の変形

	終局圧時 U	設計圧時 E	U/E
内圧 kg/cm ²	129.1	43	3.0
トップスラブ変形 mm	13.5	0.52	26
側壁変形 mm	8.5	0.22	38

表-7 終局圧・設計圧時の変形の比較

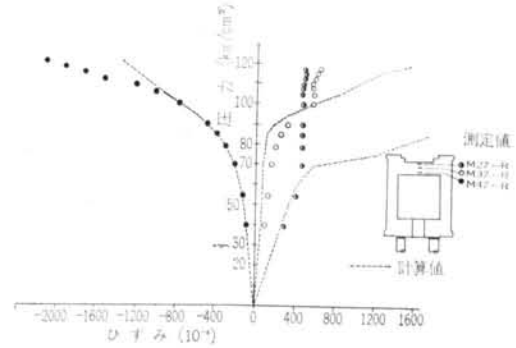


図-16 トップスラブのひずみ

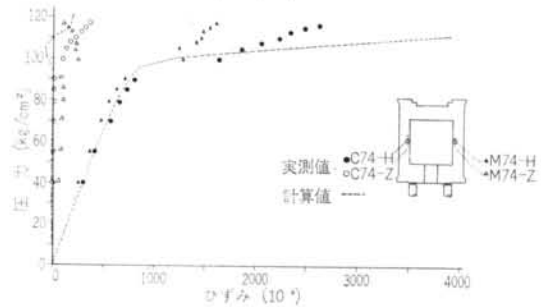
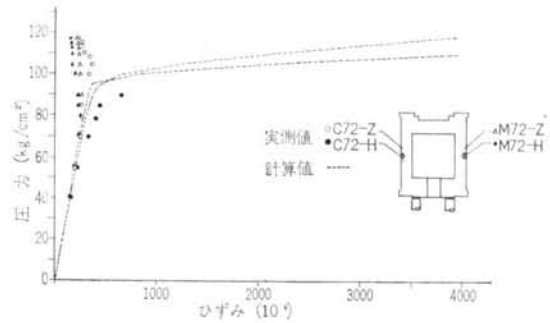


図-17 側壁のひずみ

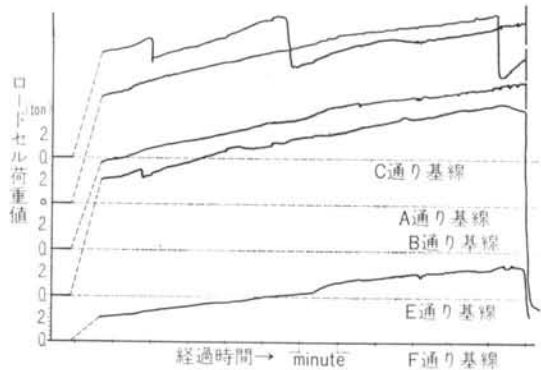
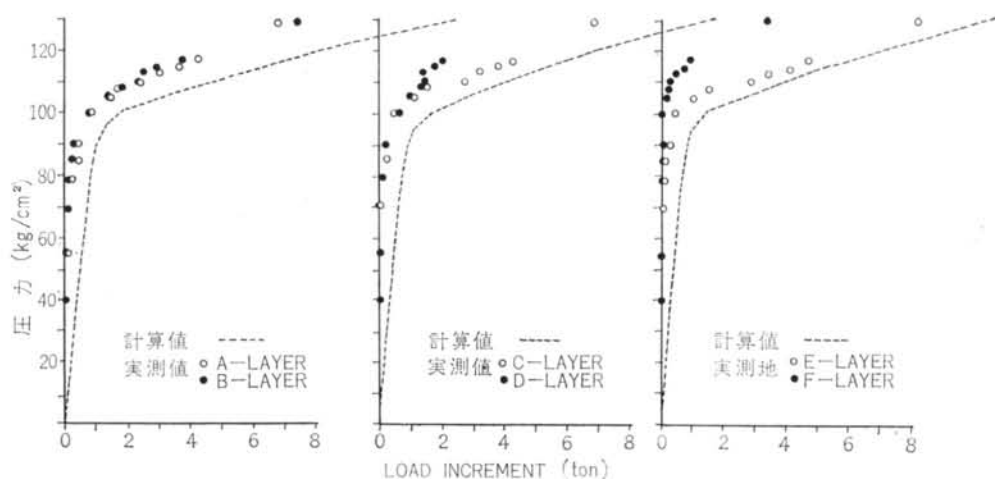


図-19 終局圧時におけるテンドン応力の変化



図一18 上面ロードセル測定記録

5.4 試験体の解体

終局圧テストの終了後に試験体を解体して、きれつ状態、ライナの破損状況、テンドンの残留応力およびアンカー部の損傷程度等を調べた。

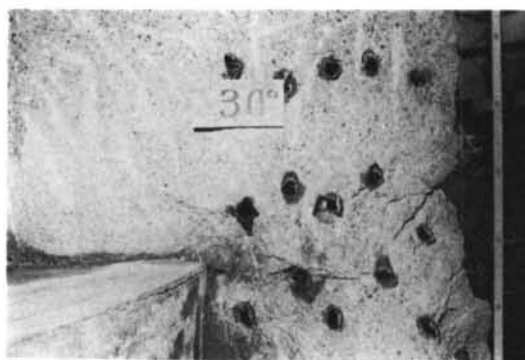
まず、テンドンの残留応力はフィーラーゲージ挿入によって48本について調べた結果、上面アンカー部で73~82% (剝落個所通過分), 85~91% (その他) であり、相当量の緊張力が残存していることが分った。またウェッジ、パーレルの損傷の著るしいものは全体の0.6%であった。

ライナの破損箇所は写真一16に示すように、上隅部60cmにわたっており、この破断部とそれに接したコンクリートきれつを通して高圧水が外面付近のコンクリートの1部を押出したものと思われる。剝落した部分のコンクリートは試験体の全周にわたって剝離していることを解体過程で確めた。



写真一16 ライナ破損部

コンクリートの内部きれつは上隅部とトップスラブに生じたものは明確に視察できたが、側壁部のは確認するのが困難であった。側壁内表面のきれつはライナを撤去する際に視察した(写真一17, 18, 19)。



写真一17 隅部きれつ



写真一18 トップスラブきれつ



写真-19 側壁内面きれつ

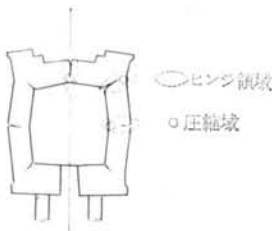


図-20 PCPV の破壊機構

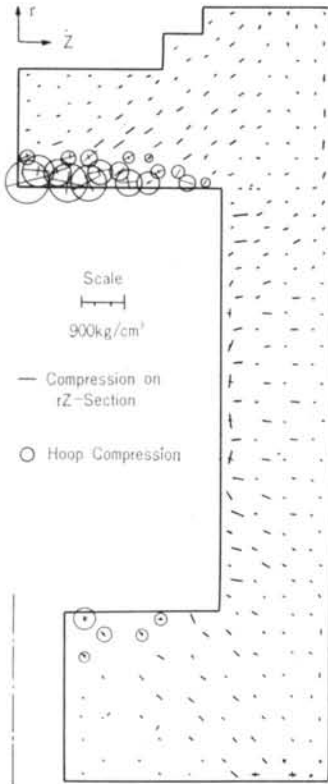


図-21 計算による最終主応力分布

5.5 破壊機構について

今回の実験でも、先に行なわれた英国の実験と同じように、トップスラブ中央、上隅部、側壁中央をヒンジとするようなきれつ発生とそれに伴う変形が観測された(図-20)。これらとほぼ同じ結果はまた有限要素法による弾塑性解析でも得ることができた。同計算により最終状態での試験体内の流れは図-21のようなものと考えることができよう。また観察したきれつ分布と計算上発生するきれつ面を比較すると図-22のように表わせる。

参考として解体時に観察したきれつを基にして、上隅部に関する力の釣合から試験体の予想耐力を計算すると次のようになる。図-23においてトップスラブ中央下部コンクリートの圧縮合力線と、側壁コンクリートの圧縮合力作用線の交点Gに対して抵抗モーメントを生ぜしめる力としては、

- 壁ヒンジ位置より上部にあるプレストレス材水平合力 $F_H = 18.57T_u$ (T_u は tendon 1 本当りの最終耐力)
 - プレストレス材の鉛直合力 $F_V = 18.46T_u$
 - 自重 $F_D = 1,910\text{kg}$
 - ライナの抵抗力 $F_L = 30.3\sigma_t$ (σ_t はライナ材の引張応力度)
- これらに釣合うべき力として、
- トップスラブに働く内圧の合力 $P_V = 4,475p_u$ (p_u は

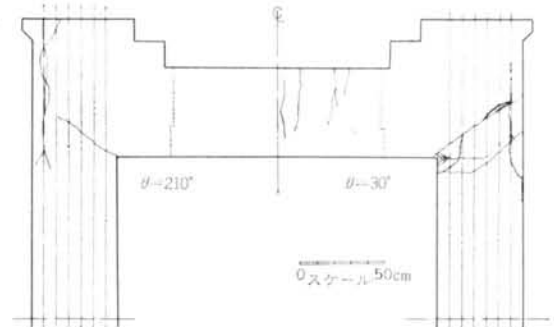


図-22 断面きれつ分布

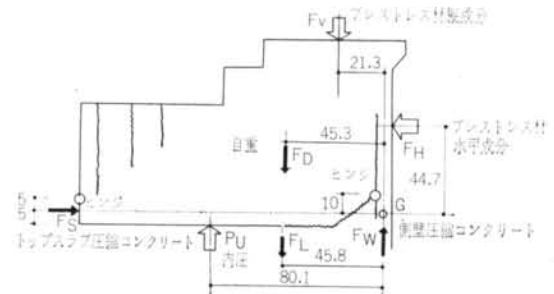


図-23 上隅部の力の釣合機構

内圧)

交点Gに関するこれらの力によるモーメントの釣合から、

$$p_u = 0.2 + 0.00388\sigma_t + 0.00341T_u$$

上式に $T_u = 33,900\text{kg}$ (0.2%ひずみに相当する引張荷重), $\sigma_t = 4,100\text{kg/cm}^2$ (ライナ破断を仮定) を代入すると、内圧 $p_u = 131.7\text{kg/cm}^2$ が得られる。

この数値は実験値 129.1kg/cm^2 と同程度である。

§ 6. 結論

今回の実験および解析で得た結果により次のように結論できる。

- (1)ヘリカル方式によるプレストレスは水平、鉛直方向いずれも有効に働く。
- (2)設計圧の範囲では、PCPVの挙動は弾性的である。
- (3)終局圧は設計圧の3.0倍あり、設計上の値2.5倍を上廻るとともに、設計で考えられていた破壊機構が実験によっておおむね確認された。
- (4)試験体は内圧の増加に対して十分な塑性変形を生じ

ており、その破壊は漸進的である。

- (5)有限要素法による弾性解析および弾塑性解析と、試験体の挙動はよく一致し、軸対称回転体として仮定した解析により、PCPVの挙動の予測が十分可能である。

〔謝辞〕

本研究に対し貴重な助言を頂いた東京大学坪井善勝名誉教授、同国分正胤教授、同大崎順彦教授、同生産技術研究所川股重也助教授、明治大学小倉弘一郎教授、建築研究所中野清司部長、日本構造橋梁猪股俊司副社長、電力中央研究所永倉正部長(順不同)および英国McAlpine社技師Mr. D. McD. Eadie, Mr. W. C. Jones, Mr. D. C. Price, Mr. D. J. Bellの諸氏に謝意を表す。

実験実施に当り数々の助力を頂いた電源開発株式会社および当社の関係者に感謝する。併せて試験体製作に協力頂いたオリエンタルコンクリート株式会社、神鋼鋼線株式会社および川崎重工業株式会社 Japan CCLの担当者に感謝する。

〈参考文献〉

- 1) J. D. Hay and D. M. Eadie: "Practical and Economic Design Aspects of Cylindrical Pressure Vessels" Conference on Prestressed Concrete Pressure Vessels, Paper 11, Group A, London, 1967
- 2) 坪井善勝, 川股重也, 塩屋繁松, 田中伸幸: "Finite Element Method による連続体の解析" 建築学会大会 昭和42年10月
- 3) 黒田孝, 村上元, 山本肖悟: "変化歪要素を用いた有限要素法による軸対称回転体の応力解析" 建築学会大会 昭和46年10月
- 4) 田中伸幸, 坪井善勝, 川股重也: "Finite Element Method による連続体の解析——その6: 開口行列を持つ回転体の有効剛性——" 建築学会大会 昭和45年10月
- 5) 川股重也, 半谷裕彦, 坪井善勝, 磯畑脩, 大築志夫: "プレストレスコンクリート圧力容器の破壊実験" コンクリートジャーナル Vol. 9, No. 8 昭和46年8月
- 6) Y. R. Rashid: "Ultimate Strength Analysis of Prestressed Concrete Pressure Vessel" Nuclear Engineering and Design 7, 1968
- 7) J. Harrop and R. M. Abdul-Karim: "Stresses and Deflections in Circular Plates with Square Pitch Perforations" Nuclear Engineering and Design 6, 1967
- 8) D. M. Eadie and D. J. Bell: "Testing the One Tenth Scale Model of the Hinkley Point B and Hunterston B Power Station Prestressed Concrete Pressure Vessels" Conference on Model Techniques for Prestressed Concrete Pressure Vessels, Paper 14, London, 1969
- 9) 磯畑脩, 秋山宏, 高橋和男, 大築志夫: "プレストレスコンクリート圧力容器の破壊実験(その1)" 清水建設研究所報第17号 昭和46年4月

