

運輸省港湾技術研究所

# 港湾技術研究所 報告

---

---

REPORT OF  
THE PORT AND HARBOUR RESEARCH  
INSTITUTE

MINISTRY OF TRANSPORT

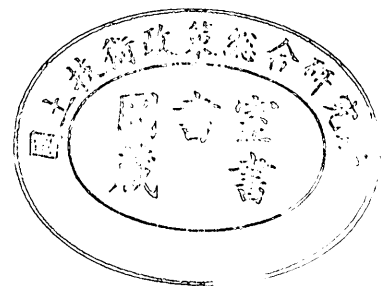
---

VOL. 8

NO. 4

DEC. 1969

NAGASE, YOKOSUKA, JAPAN



港湾技術研究所報告は第7巻第1号より年4回定期的に刊行する。ただし第1巻から第6巻および欧文編第1号から第15号までは下記のとおり不定期に刊行された。

報告の入手を希望する方は論文番号を明記して港湾技術研究所長に申し込んで下さい。

和文篇 (Japanese Edition)

- Vol. 1. No. 1 (1963)
- Vol. 2. Nos. 1~3 (1963~1964)
- Vol. 3. Nos. 1~7 (1964)
- Vol. 4. Nos. 1~11 (1965)
- Vol. 5. Nos. 1~15 (1966)
- Vol. 6. Nos. 1~8 (1967)

欧文篇 (English Edition)

- Report Nos. 1~15 (1963~1967)

The Report of the Port and Harbour Research Institute is published quarterly, either in Japanese or in occidental languages. The title and synopsis are given both in Japanese and in occidental languages.

The report prior to the seventh volume were published in two series in Japanese and English as listed above.

The copies of the Report are distributed to the agencies interested on the basis of mutual exchange of technical publication.

Inquiries relating to the Report should be addressed to the director of the Institute specifying the numbers of papers in concern.

# 港湾技術研究所報告 (REPORT OF P.H.R.I.)

第8巻 第4号 (Vol. 8, No. 4), 1969年12月 (Dec. 1969)

## 目 次 (CONTENTS)

1. The Problems of Density Current Part II.....Tokuichi HAMADA..... 3  
(密度流の問題II.....浜田徳一)
2. Determination of Approximate Directional Spectra for Coastal Waves  
..... Yoshimi SUZUKI..... 43  
(沿岸波浪の近似的方向スペクトルの決定.....鈴木福実)
3. 圧密および膨張による飽和粘土のせん断強度の変化  
..... 中瀬明男・小林正樹・勝野 克.....103  
(Change in Undrained Shear Strength of Saturated Clays Through Consolidation  
and Rebound.....Akio NAKASE, Masaki KOBAYASHI, Masaru KATSUNO)
4. 周辺補剛ばりを有する鉄筋コンクリートスラブの終局耐力について  
..... 赤塚雄三・堀井修身・関 博.....145  
(Ultimate Strength of Reinforced Concrete Slab with Boundary Frames Subjected to  
a Concentrated Load .....Yuzo AKATSUKA, Osami HORIE, Hiroshi SEKI)
5. 総索引 (第7巻~第8巻) .....195  
(Accumulative index (Vol. 7~Vol. 8))

ページ	欄	行	原文	訂正文
6	左	下 15	掘行	掘土
6	右	下 20	切断	考慮
7	右	上 1	および車輪	および車輪配置
13	右	下 20	掘さく	掘さく
33	左	下 13	タイバー	タイバー
33	左	下 9	鋪の装	鋪装の
33	右	同上		1:3 の配に天印をつけ
34	左	図 24 の 2 倍	3 6 mm	3 ~ 6 mm
35	左	同上		みぞ幅 3-6mm, 深さ 25mm 程度
51	左	下 12	鉄網	鉄網
62	右	上 1	鉄網	鉄網
63	右	上 19	鉄網	鉄網
64	右	上 10	鉄網	鉄網
65	左	下 16	薄く必要	薄く敷く必要
66	右	上 4	付 採	付 近
71	左	下 14	$h_2 = 5.0245 \sqrt{PN / \sigma_{ba}}$	$h_2 = \frac{8.62 \times 10^{-3}}{K} \left( \frac{PN}{\sigma_{ba}} \right)^2$
71	左	下 10	$l$ : 鉄梁の脚端半径 (cm)	$K$ : 支持力係数 ( $\text{kg/cm}^2$ )
71	右	上 15	$EH^3 / 2 (1 - \mu^2) K$	$EH^3 / 12 (1 - \mu^2) K$
71	右	上 15	$40^3 / 2 (1 -$	$40^3 / 12 (1 -$
78		同上	等	3.5

## 4. 周辺補剛ばりを有する鉄筋コンクリート スラブの終局耐力について

赤塚雄三\*・堀井修身\*\*・関博\*\*\*

### 要 旨

周辺に補剛ばりを有する正方形鉄筋コンクリートスラブの破壊実験を行ない曲げおよびせん断の終局耐力を検討した。供試スラブは、1.4 m 平方、厚さ約 10 cm、有効高さ約 7 cm である。今回は、周辺補剛ばりの剛性、鉄筋量の 2 種の要因を取り上げ、それぞれ 3 個の供試体を製作した。支承方法は 4 点支持とし、スラブ中央に集中荷重を載荷した。

スラブの曲げ終局耐力に関しては、Johansen などが降伏線理論による計算法を提案している。試験時にスラブは、いずれもせん断により破壊したために、厳密な検討は不可能であるが、一応、破壊時におけるひびわれの様相から降伏線の形式を想定した。周辺の拘束度の高まるにしたがい、正のひびわれ線は円形に近づく。これらを考慮して、円形降伏線を仮定し、その計算法を提示した。

集中荷重を受けるスラブのせん断破壊機構に関しては、本実験においては荷重載荷近傍におけるコクリートの斜め引張りひびわれにより発生すると考えられ、さらに、終局時に鉄筋のダウエル作用 (dowel action) に大きく依存するであろうことを示した。せん断破壊荷重算定のために、既往の Moe, Yitzhaki の提案式の検照を試みた。これら提案式によると特殊な支承条件を有するスラブにおいては、十分な精度でせん断終局耐力を推定することは困難で、本文では、新たに破壊部分の力の釣り合い条件に着目し、せん断破壊荷重の計算法を検討した。さらに、同一の鉄筋径を使用し、鉄筋比を 1.13%~2.30% の範囲で変えたスラブでは、鉄筋比とせん断耐力に有意な関係の認められないことを示した。

\* 工博，運輸省第二港湾建設局小名浜港工事事務所長

\*\* 科学技術庁計画局調査課

\*\*\* 港湾技術研究所構造部材料施工研究室

#### 4. Ultimate Strength of Reinforced Concrete Slab with Boundary Frames Subjected to a Concentrated Load

Yuzo AKATSUKA\*

Osami HORII\*\*

Hiroshi SEKI\*\*\*

##### Synopsis

This paper describes the test results of six reinforced concrete slabs with boundary frames and discusses the ultimate strength of reinforced concrete slabs. Slabs were 1.4 m square, 10 cm thick and effective depth of 7.0 cm. They were subjected to a centrally located, concentrated load and were supported at four corners. Variables which were taken into account in this series of test were (1) rigidity of boundary frame and (2) ratio of reinforcement.

From the shapes of cracking lines observed, the formula of calculation of ultimate flexural strength based on the yield line theory was suggested. Shear failure of slab tested was considered to be shear diagonal tension failure. It was found that ultimate strength due to shear failure depended on the dowel action of reinforcement at fracture. It was shown that there was no relationship between ultimate shear strength and ratio of reinforcement in range of 1.13~2.30 percent.

---

\* Dr. Eng., Chief Engineer, Onahama Port Construction Office, Second District Port Construction Bureau

\*\* Member, Research Section, Planning Bureau, Science and Technology Agency

\*\*\* Member, Materials Laboratory, Structures Division

## 目 次

要 旨	145
1. ま え が き	149
2. 供試体の製作	149
2-1 供試体の形状	149
2-2 材料の性質	151
2-3 供試体の製作	152
3. 試 験 方 法	153
3-1 供試体の支承方法	153
3-2 荷重の載荷方法	153
3-3 ひずみ, たわみ, ひびわれの測定方法	154
4. 集中荷重を受けるスラブの弾塑性挙動	158
4-1 試 験 結 果	158
4-2 ひびわれの生成状況	158
4-3 スラブの弾性挙動について	159
4-4 スラブの塑性挙動について	163
5. 周辺補剛ばりの変形	165
5-1 周辺補剛ばりの載荷試験結果	165
5-2 周辺補剛ばりの挙動	165
6. 降伏線理論による曲げ破壊荷重の計算	167
7. スラブのせん断終局耐力	168
7-1 既往の研究	168
7-2 スラブのせん断破壊に関する追加実験	168
7-3 せん断破壊の機構	169
7-4 せん断破壊荷重算定式の検討	170
7-5 スラブのせん断耐力と鉄筋比	172
8. 結 論	172
引用文献	173
付録—1 ひずみ測定結果	174
付録—2 たわみ測定結果	183
付録—3 ひびわれ測定結果	188

## 1. まえがき

近年、港湾取扱い貨物量の増大と船型の大型化に対処するために、海上輸送コンテナや大型モビールクレーンなどを導入して、埠頭荷役を近代化しようとする計画が進められつつある。このため従来設計において考慮されなかったような大きな集中荷重を受けるけい船岸が多くなるものと予想されている。この種のけい船岸には比較的小さな橋式けい船岸が多く、すでに一部では若干の規制をうけながらも相当大型のモビールクレーンが導入されているのが実情である。

二方向版とした場合の鉄筋コンクリートスラブの設計は港湾構造物に限らず一般的に弾性設計法によって行われている。この場合、微小変形をする薄版の弾性基本方程式を階差法や解析法によって求めた解を用いることが多い。階差法による解は精度に問題がある場合が多いし、また解析法による解は種々な支承条件、荷重に対して解かれていないというわけではない。たとえば、荷重が集中荷重の場合、荷重載荷付近の解を求めるには相当の困難が伴う。そのため荷重が集中荷重である場合に解が求められていないことが多い。このように、微小変形をする弾性の理論を用いるとしても、かならずしもあらゆる支承条件、荷重条件のスラブについて設計することができるとはいえない。

一方、スラブに対する塑性設計法として登場してきた Johansen による降伏線理論<sup>1)</sup>によれば、種々の支承条件、荷重条件をもつスラブについて比較的簡単に破壊荷重が求められ、かつまた、安全率のもつ意味が、きわめて明確になるという利点を有している。しかしながらこのスラブの塑性設計法については種々の大きな問題点がのこされている。それらの問題点をあげるとおよそ次の通りとなる。

- (1) 曲げ破壊機構の解明
- (2) せん断破壊機構の解明
- (3) 支承条件と破壊荷重との関連
- (4) 荷重とひびわれ幅との関連

これらの解明は現時点においては実験的な手法によるのが最も肝要であると考えられる。

本研究は、大きな集中荷重をうけるさん橋式けい船岸の鉄筋コンクリートスラブを念頭において、この種のスラブの塑性設計法を確立することにその目的がある。これらの目的の第一段階として 1.6m×1.6m 厚さ約 10

cm の鉄筋コンクリートスラブを製作し、破壊実験を行った。ここで報告するのは、周辺補剛ばりの大きさを 3 種に変えたシリーズ I、鉄筋量を 3 種に変えたシリーズ II の 2 種の要因をとりあげた破壊実験の結果である。

本報告では、実験方法、実験結果などを主に述べることにした。今後、この種の多くの実験をくり返すことによって、上述の問題点をふまえた上での実験結果の解析を行なうことができよう。

本研究にあたっては、京大 岡田清教授、小柳治助教授、早大 神山一教授、前港湾技術研究所設計基準課長北島昭一博士に終始懇切なる指導を賜わり、有益なる御教示を頂いた。謹んで感謝の意を表する次第である。実験の遂行にあたっては、滑走路研究室、設計基準課および材料施工研究室の各位の助力に負う所が大きい。ここに関係者各位に対し厚く御礼申し上げる次第である。

## 2. 供試体の製作

### 2-1 供試体の形状

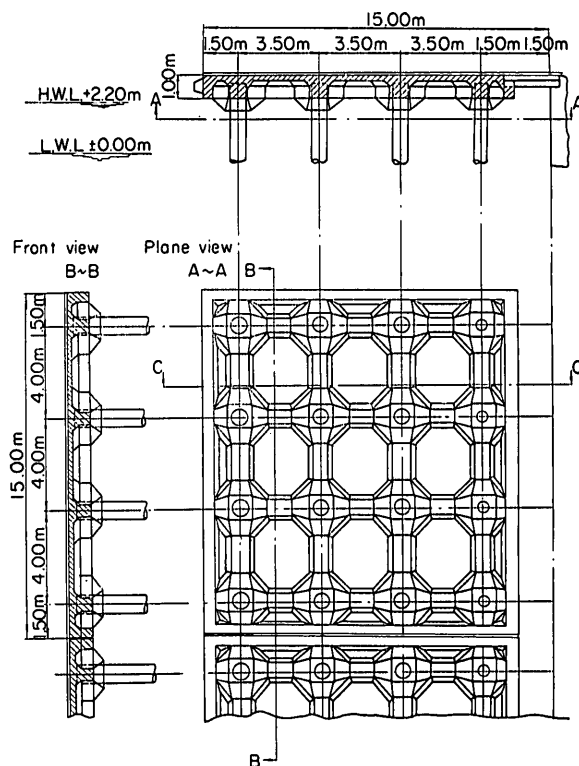


Fig. 2-1 Trestle Type of Pier (Suzaki Wharf in Hakata Port)



図-2-1 は、既設のさん橋式けい船岸の1例として、博多港須崎埠頭の第一パースの断面図と平面図を图示したものである。これら、さん橋式けい船岸に作用する大きな集中荷重の1つとして移動式荷役機械（モビールクレーン）によるアウトリガー反力が考えられる。図-2-2 では、これら、モビールクレーンの平面図、表-2-1 では、モビールクレーンの各仕様が表示してある<sup>9)</sup>。船型の大型化、取扱貨物量の増大等に対処するために、今後、特A級～B級に類する大荷重を有する移動式荷役機械が漸次導入されるものと予想される。

本実験では、荷重として、鉄筋コンクリートスラブに載荷されると、予想されるこれら集中荷重を想定した。供試体は、既設の構造物を参照とし、実験施設の規模を考慮して次のように定めた。すなわち、表-2-2、図-2-3 に示すように、周辺に補剛ばりを有するもので、外形寸法 2.4m×2.4m、スパン 1.6m×1.6m、版厚約 10cm であり、次の2シリーズに分かれている。

シリーズ I：周辺の補剛ばりの固定度の影響を明らかにすることを目的とするもので、はりの幅はいずれも 40cm であるが、高さを 30cm, 45

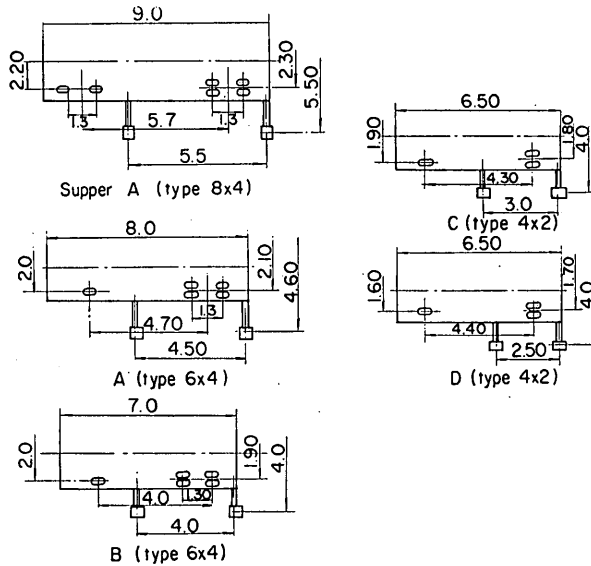


Fig. 2-2 Plane View of Self-travelling Crane

Tab. 2-1 Specification of Self-travelling Crane

Type	Maximum Lifting Capacity (ton)	Dead Weight (ton)	Maximum Weight at Working (ton)		Area of one Outrigger (cm <sup>2</sup> )	Total Area Surrounded with Out-riggers (m <sup>2</sup> )	Pressure (kg/cm <sup>2</sup> )		Specifications of Carrier		
			Out-rigger	Wheel			Out-rigger	Dead Weight + Lifting Load	Travelling Drive System	Projecting Length of Outrigger (m)	Type of Tire
Super A	50 (above 40)	50 (40~60)	56	9	4000	30	14	0.33	8×4 (12 wheels)	5.5	14.00-20-18 PR
A	30 (35~25)	30 (31~27)	28	7.5	2000	21	14	0.29	8×4 (12 wheels) 6×4 (10 wheels)	4.6~5	10.00-20-14 PR 12.00-16-16 PR
B	20 (20~25)	20 (20~19.5)	20	5.5	1400	15	14.3	0.27	6×4 (10 wheels)	4~4.4	9.00-20-14 PR
C	10 (13~8)	15 (18~14)	11	4.5	1200	12	9.2	0.21	4×2 (6 wheels)	4	10.00-20-14 PR
D	5 (below 11)	10 (below 11)	7	4	800	10	8.8	0.15	4×2 (6 wheels)	4	8.29-20-10 PR

周辺補剛ばりを有する鉄筋コンクリートスラブの終局耐力について

Tab. 2-2 Dimensions of Slabs

Series	Slab Number	Effective Depth (cm)	Dimension of Boundary Frame (cm)	Steel Ratio (%)	
				Tension Reinforcement	Compression Reinforcement
I	XC-1	7.4	width 40×30 height	0.96	—
	XC-2	7.8	40×45	0.91	—
	XC-3	7.1	40×60	1.00	—
II	XC-4	6.2	40×45	2.30	—
	XC-5	7.3	40×45	1.30	—
	XC-6	6.3	40×45	1.13	0.57

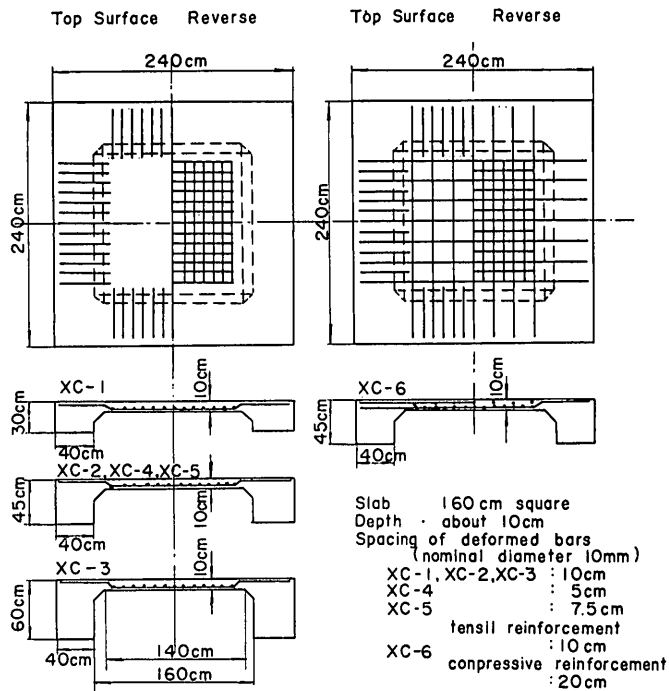


Fig. 2-3 Test Slabs

cm, 60 cm に変えた。

シリーズ II : 鉄筋量が終局耐力におよぼす影響を明らかにすることを目的とするもので、鉄筋比を 1.13%, 1.30%, 2.30% に変え、周辺補剛ばりの断面は、幅 40 cm×高さ 45 cm と一定にした。

2-2 材料の性質

使用した鉄筋は、SD 35, D 10 の異形鉄筋 (シバコン, 東芝製鋼株式会社製) でその機械的性質は表-2-3 に示

す通りである。ヤング係数は、XY レコーダー (川崎製鉄株式会社製) を用いて測定した。周辺補剛ばりのスタールップに使用した鉄筋は  $\phi 6$  mm の丸鋼である。コンクリートは、レデーミクストコンクリートを用いた。使用したセメントは普通ポルトランドセメントである。

使用した細骨材は、静岡県富士川産で、比重 2.63, 粗粒率 2.79 であり、粗骨材は、静岡県富士川産で、比重 2.63, 粗粒率 6.81 である。表-2-4 は、示方配合および、コンクリート打設時のスランプの測定値を表示した

Tab. 2-3 Properties of Reinforcing Bars

Slab Number	Standard	Nominal Diameter	Name	Yield Point (kg/mm <sup>2</sup> )	Tensile Strength (kg/mm <sup>2</sup> )	Elongation (%)	Young Modulus ( $\times 10^6$ kg/cm <sup>2</sup> )
XC-1, XC-2 XC-3	SD 30	D10	SIBACON	41.6 <sup>①</sup>	58.1 <sup>①</sup>	24 <sup>②</sup>	2.13 <sup>③</sup>
XC-4 XC-5	SD 30	D10	SIBACON	37.9 <sup>②</sup>	57.3 <sup>②</sup>	20 <sup>④</sup>	2.10 <sup>④</sup>
XC-6	SD 30	D10	SIBACON	38.6 <sup>②</sup>	55.6 <sup>②</sup>	25 <sup>③</sup>	2.10 <sup>④</sup>

① Average of twelve specimens

② " of six "

③ " of five "

④ " of three "

Tab. 2-4 Mix Proportions

Slab Number	Maximum Size of Aggregate (mm)	Slump (cm)	W/C (%)	s/a (%)	Unit weight (kg/m <sup>3</sup> )			
					W	C*	S	G
XC-1, XC-2, XC-3	25	12	51	40	180	351	741	1132
XC-4, XC-5, XC-6	25	3	56	41	168	300	801	1147

\* Normal Portland Cement

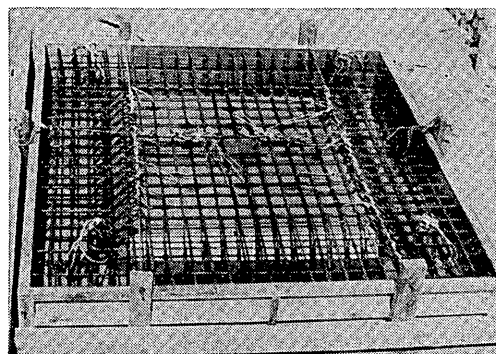


Fig. 2-4 Arrangement of Reinforcing Bars

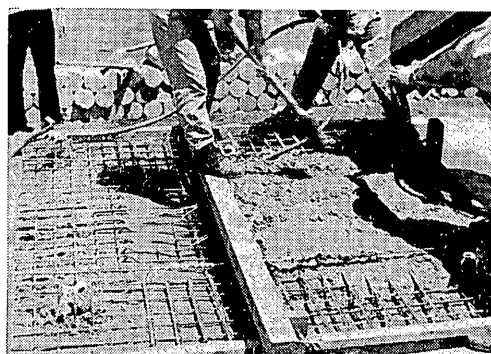


Fig. 2-5 Placing of Concrete

ものである。コンクリートのヤング係数および、ポアソン比の測定には、ワイヤー・ストレーン・ゲージを用いた。使用した計測器は、動ひずみ計（共和電業株式会社製 DM-6 H 型）およびペン書きオシログラフ（渡辺測器株式会社製 EO-6 型）である。

### 2-3 供試体の製作

図-2-4 では、鉄筋の配筋状況を示している。打設時にミキサー車のシュートより落下するコンクリートを採取し、スランプを測定し、圧縮強度試験用供試体 ( $\phi 15 \times 30$  cm), 引張強度試験用供試体 ( $\phi 15 \times 15$  cm) を製作し

た。コンクリートの締め固めは、棒状内部振動機を用いた。供試体の製作状況は、図-2-5 に示す通りである。打設後、材令 2 ~ 3 日まで表面を濡れむしろでおおい、材令 7 日程度で型枠を脱型した。以後、試験日まで、供試体 XC-1 ~ XC-3 では屋外、供試体 XC-4 ~ XC-6 では室内に放置した。強度試験用供試体は、24 時間後に脱型し、水中養生 (21°C) を行なった。圧縮強度試験用供試体は、強度試験 2 日前に、恒温低湿室 (20°C, 50% R.H.) に移し、試験前日ワイヤー・ストレーン・ゲージを接着した。同一供試体で圧縮強度試験と共に、ヤング係数お

よび、ポアソン比を測定した。引張強度試験用供試体は、試験日に養生水槽より引き揚げ、試験に供した。

### 3. 試験方法

#### 3-1 供試体の支承方法

供試体の支承は、スパン間隔 2m の 4 点支持とした。支点台は、図-3-1 に示すように、コンクリートの直方体で上面に  $\phi 15 \times 2 \text{ cm}$  程度の突起を有するものである。載荷試験の 2～3 日前に、支点上にモルタルあるいは、石膏を盛って、スラブ 4 隅の所定の位置に配置し、供試体を徐々に下降させることによって、充填物を排出させ、供試体支点間の空隙を除去した。

支点の間隙物質（モルタルあるいは石膏）とスラブとの付着は不十分で、荷重が増加し、周辺補剛ばりの曲げ変形が増大すると、支点近傍のスラブ下面は、回転角を

生じた。

#### 3-2 荷重の載荷方法

載荷試験は、2種の載荷装置を使用して実施した。すなわち、供試体 XC-1～XC-3 では、図-3-2 に示したような、屋外に設置したラーメン構造の試験装置を用いた。荷重は、試験装置と供試体間に、ブルドン管型式のオイル・ジャッキ（能力 100 ton、株式会社丸東製作所製）を設置することによって載荷した。オイル・ジャッキは、試験の前後に、基準力計によって荷重を検定し、所定の精度の得られていることを確認した。供試体 XC-4～XC-6 の試験では、実験場内に新設した版構造載荷試験装置を使用した。これは、図-3-3、図-3-4 に示したように、載荷用フレーム、左右に移動可能な荷重載荷装置（株式会社丸東製作所製）より構成されている。荷重載荷装置は、動力計および、本体よりなり、能力最大

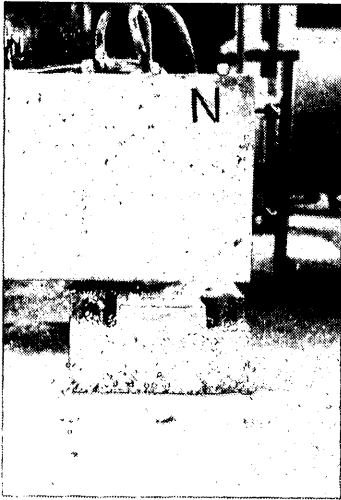


Fig. 3-1 Slab Support

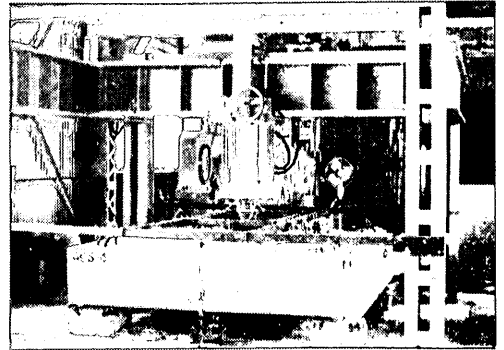


Fig. 3-3 Testing Apparatus for Slabs (Series II)

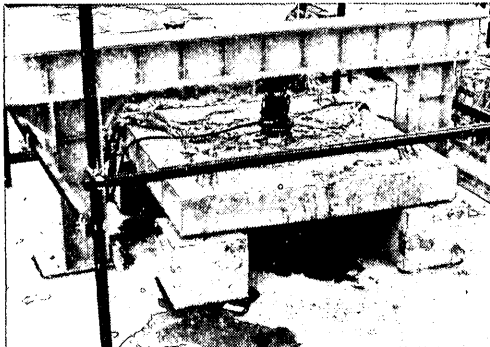


Fig. 3-2 Testing Apparatus for Slabs (Series I)

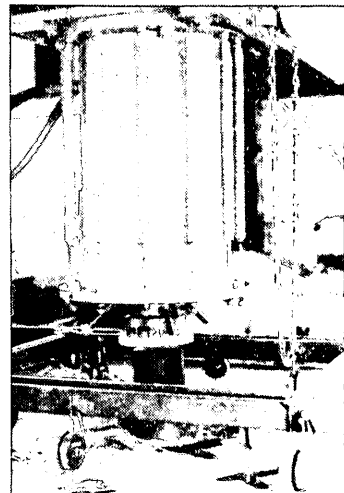


Fig. 3-4 Loading Machine for Slabs (Series III)

100 t であって、100 t 材料試験機とほぼ同一の性能、精度を有している。荷重としては、スラブ中央に1点集中荷重を加えた。載荷盤は、φ19 cm の鋼製の円柱型である。数例のスラブに関し、スラブ破壊試験後に、φ40 cm の載荷盤を使用して追加試験を実施した。荷重の偏心をできるだけ避けるために、載荷盤と供試体間には石膏キャッピングを施した。

荷重は、所定の測定の完了した後、1~2 t 間隔に上昇させ、供試体の破壊に至るまで、増加させることを原則とした。1 荷重における荷重停止の時間は、ほぼ、10~20 分である。これら、載荷回数、載荷盤、荷重間隔などの試験条件は、表-3-1 に示す通りである。本表には、本実験完了後、破壊した供試体に関し、載荷方法、載荷

盤、載荷地点などを変えて実施した追加試験を併せて記載した。

3-3 ひずみ、たわみおよびびびりれの測定方法

ひずみは、ワイヤー・ストレーン・ゲージ（測長：コンクリート用 60 mm，鉄筋用 10 mm）を用いて測定した。計測器は、シリーズ I においては、インジケーター（共和電業株式会社製 SM-4 J 型，新興通信機株式会社製 PS7-LP 型），ジャンクションボックス（共和電業株式会社製 SJ-4 C 型），エリミネーター（新興通信機株式会社製 PS7-EP 型）を使用した。シリーズ II においては、静ひずみの自動計測を実施するために、多点デジタルひずみ測定装置（共和電業株式会社製）を用いた。これは、デジタルひずみ測定器（SD-5 F 型）および、

Tab. 3-1 Test Process

Series	Slab Number	Loading Number	Age (days)	Loading Plate (cm)	Loading Method <sup>1)</sup>	Interval of Load	Remarks <sup>2)</sup>
I	XC-1	①	61	φ 19	0t→15t→0	0t→15t : 1.5t	
		②	61	"	0t→17t, B	0t→15t : 5t 15t→17t : 1t	
		③	62	φ 40	0t→19t, B	0t→10t : 5t 10t→19t : 1.5t	
	XC-2	①	66	φ 19	0t→28t, B	0t→6t, 10t→19t : 1.5t 6t→10t, 19t→28t : 1t	
		②	118	φ 40	0t→33t, B	0t→20t : 5t 20t→33t : 1t	
	XC-3	①	64	φ 19	0t→21t→0t	0t→21t : 1t	
②		65	"	0t→28t, B	0t→21t : 7t 21t→28t : 1t		
II	XC-4	①	36	φ 19	0t→14t, B	0t→6t, 8t→12t : 2t 6t→8t, 12t→14t : 1t	Loading test of boundary frame 4)
		②	49		0t→22t→0t→30t	0t→20t : 1t, 20t→22t : 2t 0t→20t : 2t, 20t→30t : 2t	
		③	91	φ 40	0t→B	2t	
	XC-5	①	34	φ 19	0t→12t→0t	0t←→6t : 2t, 6t←→8t : 1t 8t←→12t : 2t	3)
		②	"	"	0t→21t, B	0t→12t : 4t 12t→21t : 1t	
		③	88	φ 40	0t→B	2t	
XC-6	①	32	φ 19	0t→14t, B	0t→6t, 8t→14t : 2t 6t→8t : 1t	Eccentric loading	
	②	89	"	0t→B	2t		

- Notes. 1) Sign "B" means slab breaks at the maximum load written or during increasing load  
 2) All Specimens were loaded at the center except for slab XC-6 at the second loading  
 3) A frustum of core formed at shear failure was taken off.  
 4) A frustum of core formed at shear failure was taken off and tension reinforcement at that part was cut

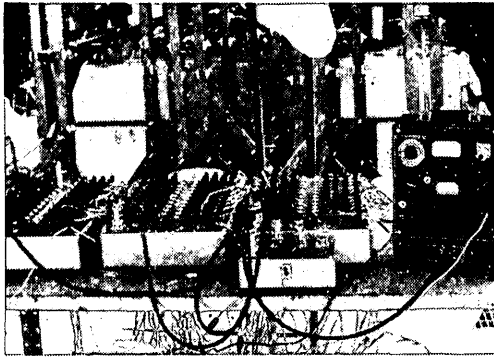


Fig. 3-5 Measuring Apparatus for Strain (Series I)

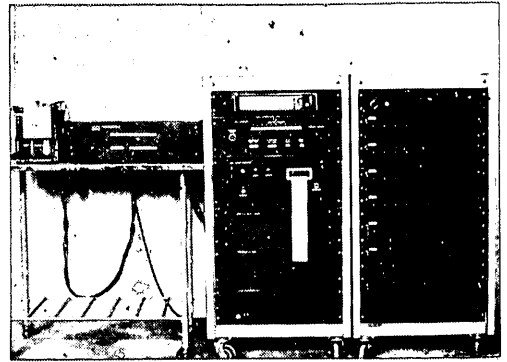


Fig. 3-6 Measuring Apparatus for Strain (Series II)

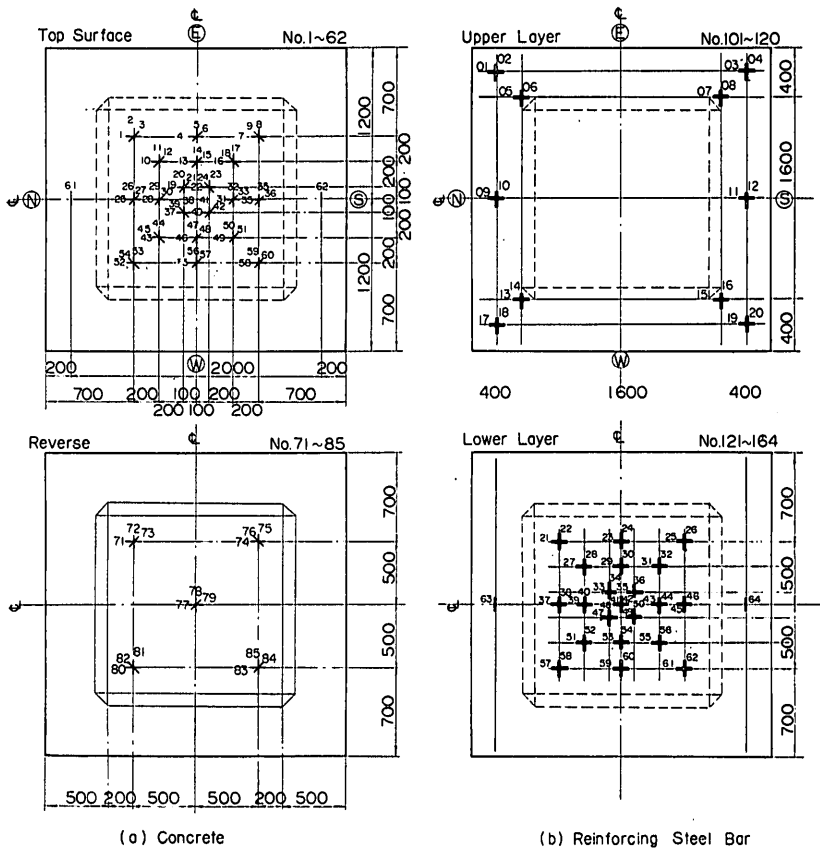


Fig. 3-7 Measuring Point of Strain (Series I)

自動多点平衡切換器 (ASB-60 N 型) より構成されている。これら、計測器による測定の状態は、図-3-5、図-3-6に示す通りである。測定点は、図-3-7、図-3-8に示している。スラブ表面のコンクリートのひずみに関し、

シリーズ I においては、3枚ゲージ法を用いたが、測定結果から、弾性範囲内においては、主ひずみ方向が、点対称と考えた計算上のスラブの主ひずみ方向と大きな相違が認められなかったため、シリーズ II においては、ひ

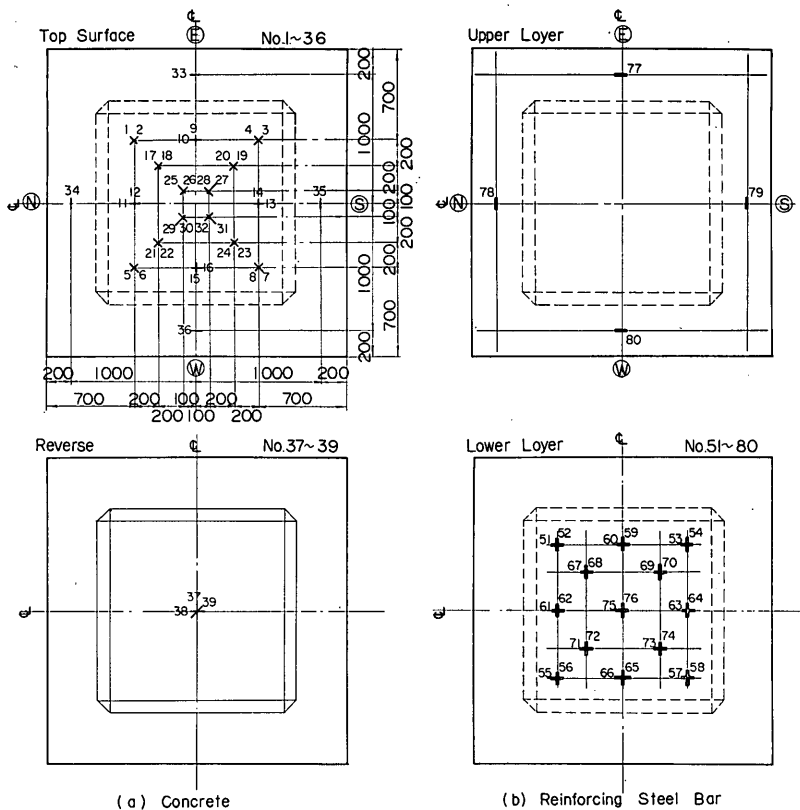


Fig. 3-8 Measuring Point of Strain (Series II)

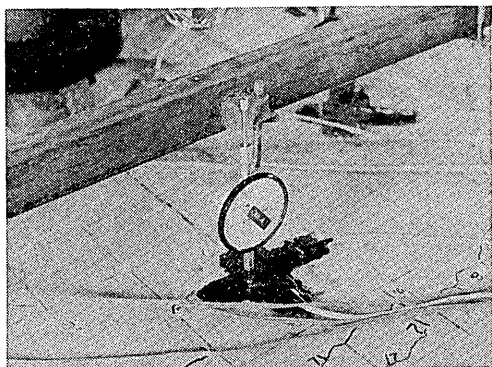


Fig. 3-9 Strain Gauge at Concrete Surface

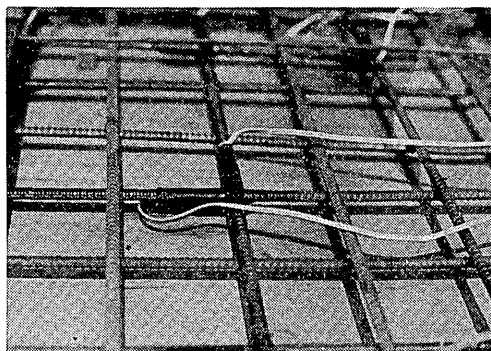


Fig. 3-10 Strain Gauge at Reinforcing Steel Bar

ずみの測定は、対角線方向、対角線と直角方向の2方向に限定した。これらコンクリート、鉄筋へのゲージの接着状況の1例は、図-3-9、図-3-10に示す通りである。

スラブ部分のたわみは、最小目盛 1/100mm のダイヤル・ゲージを用いて測定した。シリーズ I における周辺補剛ばりの側方変位の測定には、最小目盛 1/1000mm

のダイヤル・ゲージを使用した。測定点は、図-3-11、図-3-12に示す通りである。ダイヤル・ゲージは主として、スラブ上面に渡した軽量フレームに設置した。また、スラブ中央点については、スラブ下面に設置した。実験施設の関係上シリーズ I では、別個に渡し板を設け、その上より変位を測定した。シリーズ II では、側方か

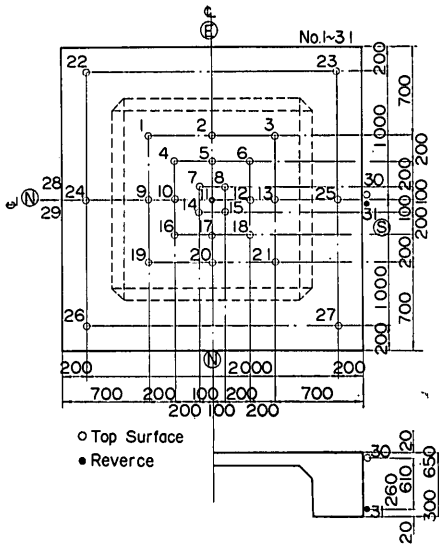


Fig. 3-11 Measuring Point of Deflection (Series I)

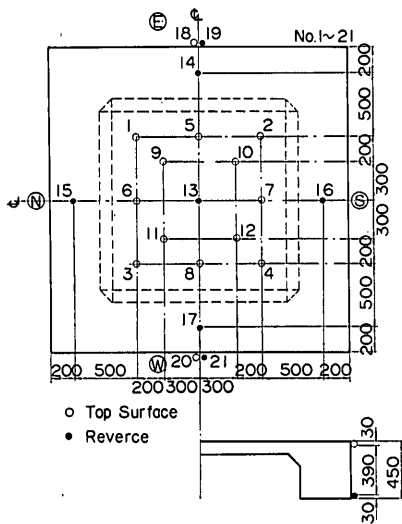


Fig. 3-12 Measuring Point of Deflection (Series II)

ら変位を測定した。図-3-13～図-3-15は、ダイヤルゲージの設置状況、たわみの測定状況を示したものである。スラブが塑性流れを生じた荷重以後は、荷重停止時および、荷重上昇直前の2回にわたって、測定を実施することにより塑性流れを観測した。

ひびわれは、肉眼観察によった。ひびわれ幅の測定はシリーズIにおいては、接眼顕微鏡(最小目盛1/100mm)を用いた。一方、シリーズIIにおいては、次の要領で行なった。すなわち、あらかじめ0.1mm間隔で0.2mm

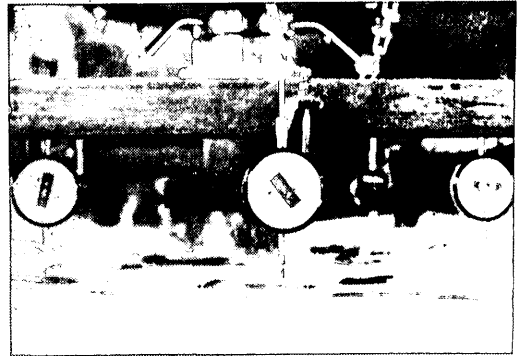


Fig. 3-13 Arrangement of Dial Gauge for Deflection (Top Surface of Slab, Series II)

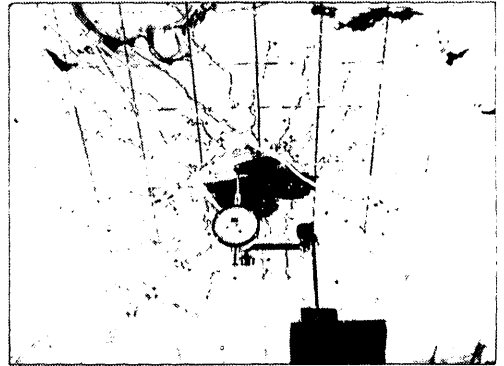


Fig. 3-14 Arrangement of Dial Gauge for Deflection (Series II)

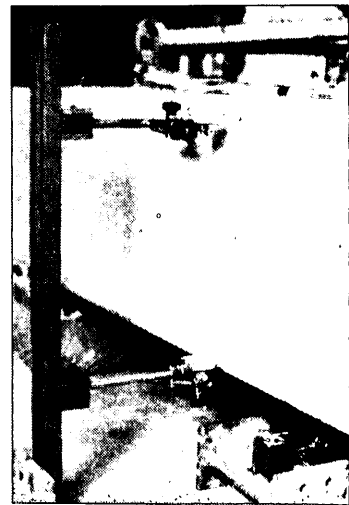


Fig. 3-15 Arrangement of Dial Gauge for Horizontal Deformation of Boundary Frame (Series II)



から 2mm までの太さを有する実線を作図し、発生したひびわれと対比することにより、ひびわれ幅を求めた。他の試料を用いて事前に検討した結果では、上記方法を用いることによっても正確にひびわれ幅を測定できることが判明した。

#### 4. 集中荷重を受けるスラブの弾塑性挙動

##### 4-1 試験結果

コンクリートの強度、ヤング係数、ポアソン比は、表-4-1 に示す通りであって、試験時におけるコンクリートの圧縮強度は、シリーズ I においては、 $\sigma_c \approx 350 \text{ kg/cm}^2$ 、シリーズ II においては、 $\sigma_c \approx 250 \text{ kg/cm}^2$  である。

スラブのひびわれ発生荷重および、破壊荷重は表-4-2 に示す通りである。なお、ひびわれ発生荷重の算定には、下式を用いた。

$$\text{四辺単純版} \quad P = \frac{M_0}{0.261}$$

$$\text{四辺固定版} \quad P = \frac{M_0}{0.208}$$

ただし、 $M_0$ : ひびわれ発生モーメントは、下式を用いた<sup>3)</sup>。

$$M_0 = \{0.310 + 48 p(k_1 - 0.49)^2\} b h^2 \sigma_{tu}$$

$p$ : 鉄筋比

$k_1$ : 有効高さ ( $d$ ) と全高 ( $h$ ) の比、 $k_1 = d/h$

$b$ : スラブの単位幅

$\sigma_{tu}$ : コンクリートの引張強度

なお、曲げ破壊荷重の算定に関しては第 6 章、せん断破壊荷重の算定に関しては第 7 章で詳述する。また、ひずみ、たわみの測定値の詳細は付録-1、付録-2 に集録した。

##### 4-2 ひびわれの生成状況

スラブの破壊に至るまでのひびわれの生成状況を検討してみよう。供試体 XC-1 においては、荷重 6.0t のときにスラブ下面中央付近にひびわれの発生が認められた。表-4-2 では、四辺単純支持および、四辺固定と考えた正方形スラブのひびわれ発生荷重の計算値を示しているが、測定値は、計算値を上回る値であった。これは、計算式の誤差にもよるが、ひびわれの発生を肉眼で観測したことも一因と思われる。荷重の増加と共に正のひびわれ線は、スラブ下面中央より放射状に発達する。これらは、本試験におけるスラブの破壊までの段階では、2次ひびわれ (secondary crack) を無視すると、ほぼ対角線方向に沿うひびわれ線および、スラブ縁辺中央に向うひびわれ線に分類して考えることができると思

Tab. 4-1 Compressive Strength, Tensile Strength, Young Modulus and Poisson's Ratio of  $\phi 15 \times 30 \text{ cm}$  Cylinders

Slab Number	Age (days)	Compressive Strength (kg/cm <sup>2</sup> )	Tensile Strength (kg/cm <sup>2</sup> )	Young Modulus* ( $\times 10^5 \text{ kg/cm}^2$ )	Poisson's Ratio
XC-1	7	190	—	—	—
	33	310	24.3	2.33	0.21
	63	341	27.1	2.31	0.19
XC-2	7	191	—	—	—
	28	317	28.6	2.52	0.22
	69	364	31.5	2.55	0.18
XC-3	8	153	—	—	—
	28	291	26.1	2.62	0.21
	69	345	27.5	2.49	0.19
XC-4 XC-5 XC-6	7	119	—	—	—
	29	239	23.8	2.32	0.23
	40	254	24.9	2.11	0.21

1) Average of three specimens

2) Ages of slab test were

XC-1 : 61, XC-2 : 66, XC-3 : 64, XC-4 : 37, XC-5 : 35, XC-6 : 33, (days)

\* ) Secant modulus

Tab. 4-2 Initial Cracking Load and Failure Load

Series	Slab Number	Cracking Load (ton)			Design Load (ton)			Measured Failure Load $P_{meas}$ (ton)
		Calculated ①	Calculated ②	Measured	Calculated ①	Calculated ②	Desing Limit ③	
I	XC-1	4.6	5.8	6.0	5.7	8.4	Steel	17.0
	XC-2	3.8	4.8	7.0	6.6	8.9	Steel	28.0
	XC-3	4.4	5.5	6.0	6.0	8.1	Steel	25.0
II	XC-4	2.7	3.4	4.0	5.1	6.8	Concrete	15.0
	XC-5	3.3	4.2	7.0	6.0	8.1	Concrete	21.0
	XC-6	2.6	3.3	6.0	6.0	8.1	Concrete	15.6

Series	Slab Number	Ultimate flexural Load		Ultimate Shearing Load					
		$P_{flex}$ ④ (ton)	$\frac{P_{meas}}{P_{flex}}$	Moe <sup>6)</sup>		Yitzhaki <sup>13)</sup>		⑤	
				$P_{shear 1}$ (ton)	$\frac{P_{meas}}{P_{shear 1}}$ (%)	$P_{shear 2}$ (ton)	$\frac{P_{meas}}{P_{shear 2}}$ (%)	$P_{shear 3}$ (ton)	$\frac{P_{meas}}{P_{shear 3}}$ (%)
I	XC-1	29.5	58	19.8	86	24.1	81	42.3	40
	XC-2	31.4	90	21.7	129	24.7	113	49.2	57
	XC-3	28.2	99	19.0	147	22.7	123	40.2	70
II	XC-4	38.7	39	15.8	95	22.8	66	23.4	64
	XC-5	33.6	63	18.0	117	23.7	89	30.0	70
	XC-6	22.5	69	14.1	111	18.4	85	24.1	65

Note; ① Calculated load for rectangular slabs simply supported along four edges  
 ② Calculated load for rectangular slabs fixed along four edges  
 ③ Materials reaching permissible stress at design load  
 ④ Calculated with yield line theory  
 ⑤ Calculated with equilibrium condition of a frustrum of core

れる。スラブ下面のひびわれ発生より、2, 3t 後にスラブ上面に負のひびわれを観察することができた。これは、スラブと周辺補剛ばりの接合部のハンチ上部に発生するもので、荷重の増加と共に、ひびわれは生長し、ほぼ、ハンチ上部全域に発生し、円形あるいは、正方形に近いひびわれ線のパターンを示していた。破壊時近傍のひびわれの生成の状況は、図-4-1 に示す通りである。供試体 XC-1 では、十分なひびわれ線が形成され、たわみが増大し、載荷盤下面の鉄筋が降伏して、その塑性化した領域がスラブ全面に拡大して行く過程で、載荷盤が急激にスラブに陥没するような状態でコンクリートのせん断により破壊した。この破壊は、なんら、それを予想しうる徴候を伴わない、急激な現象であった。

供試体 XC-2~XC-6 においても、ひびわれの過程は、ほぼ、前述の供試体 XC-1 と同様であった。破壊の性状

は、曲げによるひびわれ線の形成が不十分な状態で供試体 XC-1 と同様な急激なせん断破壊によって生じた。破壊時におけるスラブ下面のせん断破壊の状況の 1 例は、図-3-14 に示した通りである。破壊部分は、円錐台状でコンクリート体がスラブから押し抜かれる形態を示している。

供試体 XC-2, XC-3 では、破壊荷重のほぼ 2/3 の荷重において、0.2mm のひびわれ幅に達した。他の供試体に関しては、正確にひびわれ幅を測定することはできなかった。

なお、主要な荷重段階におけるひびわれの生成状況、ひびわれ幅の測定結果は、付録-3 に掲載した。

#### 4-3 スラブの弾性挙動について

図-4-2, 図-4-3 は、スラブ中央点におけるたわみ量の実測値と理論値を示したものである。理論値は四辺固

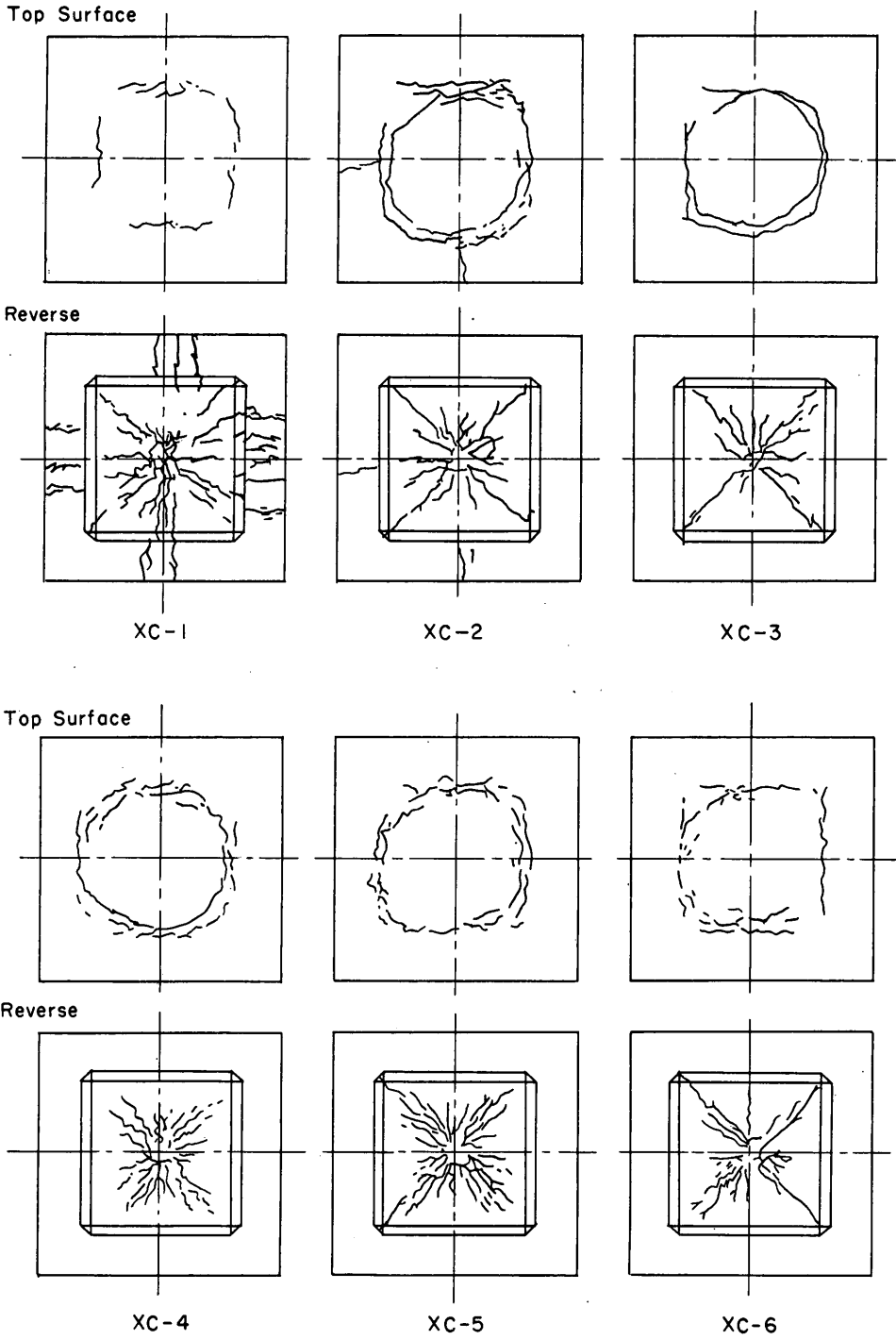


Fig. 4-1 Cracking Line of Slabs at Failure

周辺補剛ばりを有する鉄筋コンクリートスラブの終局耐力について

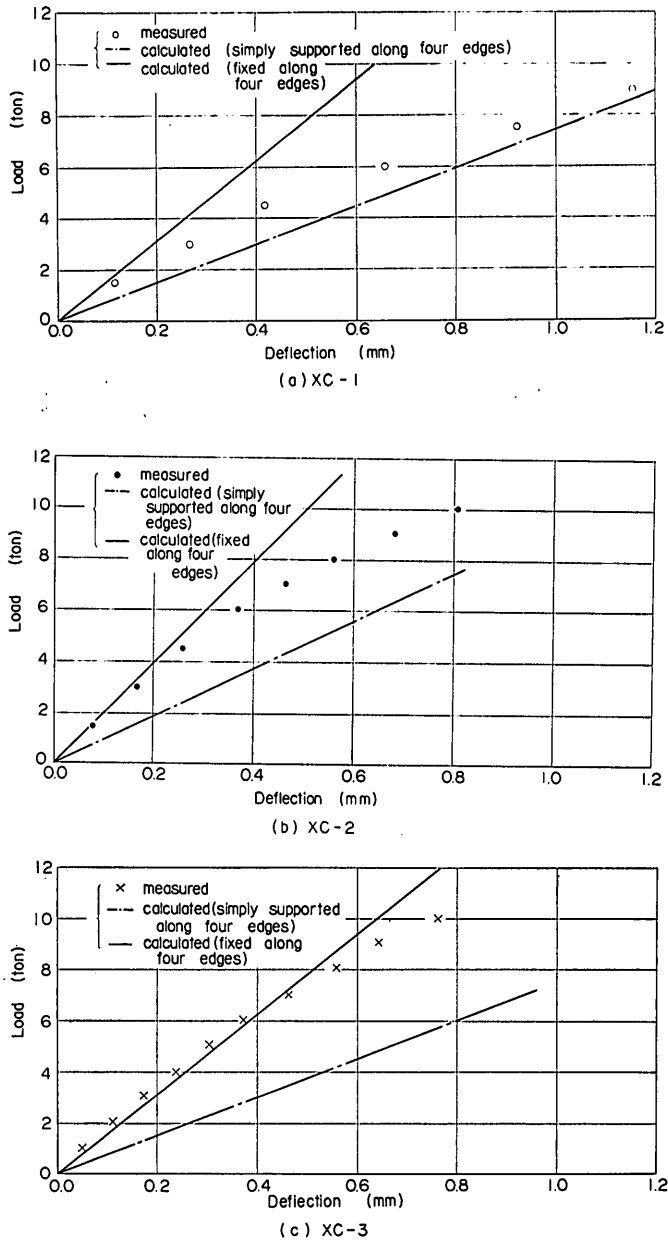


Fig. 4-2 Measured and Calculated Deflection at the Center of Slab (Series I)

定版とした場合および四辺単純版とした場合について示してある。理論値のたわみ量  $w$  については次式によって求めた<sup>4)</sup>。

$$\text{四辺単純版} \quad w = 0.0116 \cdot \frac{l^3}{D} P$$

$$\text{四辺固定版} \quad w = 0.056 \cdot \frac{l^3}{D} P$$

ただし  $l$ : スパン長 (ここでは  $l = 1.6 \text{ m}$ )

$$D: \text{版の曲げ剛さ} \quad D = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)}$$

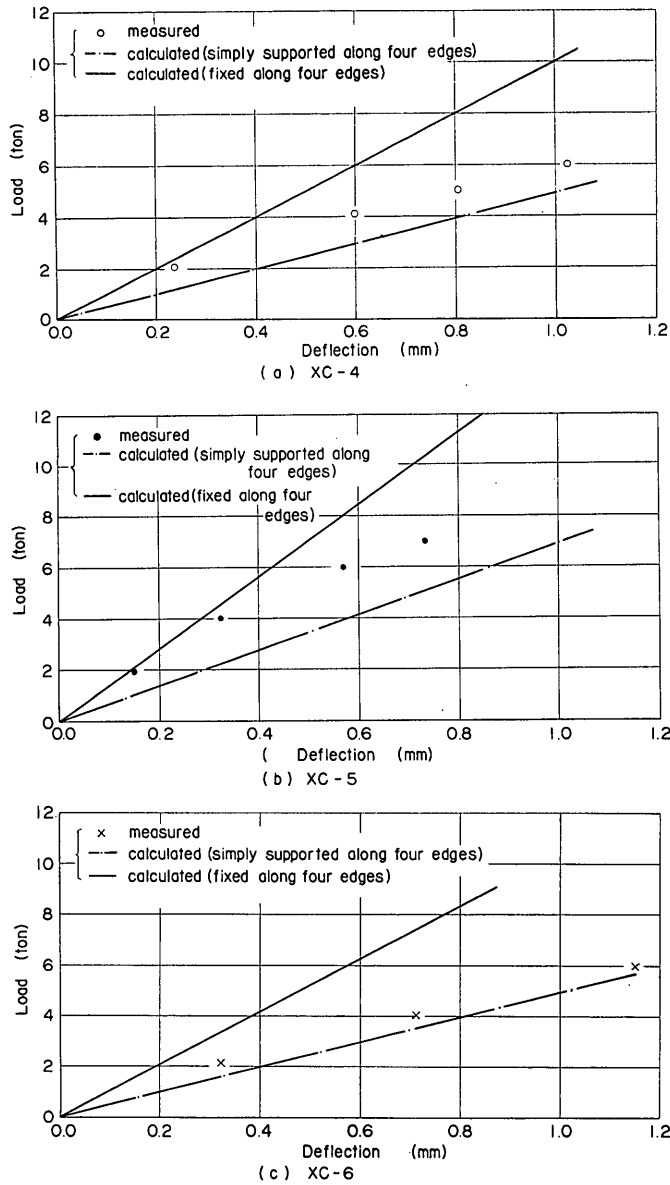


Fig. 4-3 Measured and Calculated Deflection at the Center of Slab (Series II)

$E$ : 版の弾性係数 (ここではコンクリートのヤング係数を用いた)

$t$ : 版厚 (ここでは全版厚をとっている)

$\nu$ : ポアソン比 (ここではコンクリートのポアソン比とした)

$P$ : 荷重

図-4-2, 図-4-3 によると次のことがわかる。最も周辺補剛ばりの断面が小さい XC-1 の場合, 荷重が 1~4t

程度では四辺単純版と四辺固定版の理論値の中間値に近いが, 5t を過ぎるとひびわれの影響から応力状態が変化し, たわみは急増しはじめ理論値を越えてしまう。中程度の周辺補剛ばりをもつ XC-2 では, 1~3t 程度までは, むしろ, 四辺固定版に近いたわみ量を示しているが, 4.5t 程度からひびわれの影響のため, たわみは急激に増加しはじめ四辺固定版の理論値よりはなれていく。最も大きな周辺補剛ばりを有する XC-3 では, 荷重が 4.0t

程度までは四辺固定版の理論値を下回る値を示しているが、4.0t を過ぎるとひびわれの影響からたわみは徐々に増加し、四辺固定版の理論値よりはなれていく。XC-4~XC-6 については、ほぼ、四辺単純版と四辺固定版の理論値との中間的な値を示すが、ひびわれが発生すると応力状態が変化してたわみは急増し始める。XC-6 の実験値はひびわれが発生する以前から四辺単純版の理論値に近い。

このようなスラブ中央点の一般的な傾向は、スラブの他の点におけるたわみ量についてみてもほぼ同様である。たわみ量の理論値と実測値とから、一応、周辺補剛ばりの効果を推測することができよう。

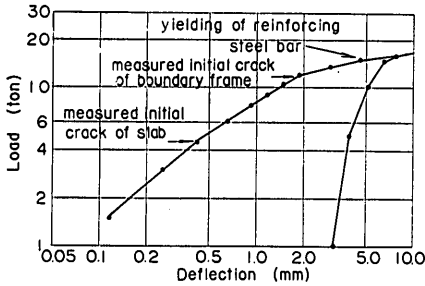
一方、スラブ中央点における鉄筋のひずみ量について理論値と実測値を比較してみたが、実測値は理論値を大

幅に下回っている。このような現象の最も大きな原因は、コンクリートの引張応力を全く無視することによって生じたと考えられる。

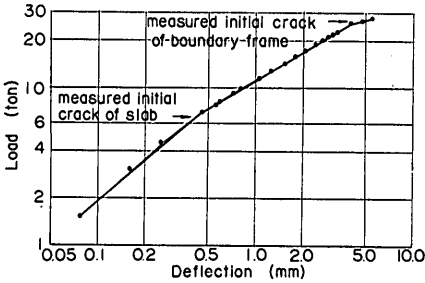
なお、港湾構造物設計基準に基づいてこれらの実験スラブの許容荷重を表-4-2 に示す。ここでは、鉄筋の許容応力度としては、SD-35 の保証降伏点強度の 1/1.64 をとり、 $\sigma_{sa}=2000 \text{ kg/cm}^2$ 、コンクリートの圧縮許容応力度として 28 日強度  $\sigma_{28}$  の 1/3 とした。計算は、四辺固定版、四辺単純版の 2 つの場合に分け、単鉄筋矩形ばりとして行なった。

#### 4-4 スラブの塑性挙動について

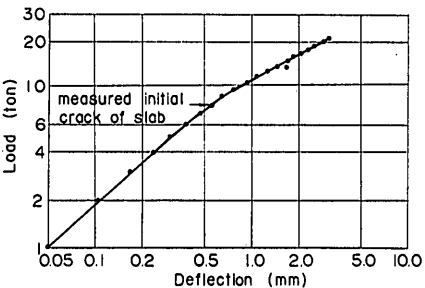
図-4-4、図-4-5 は、荷重が 0t から破壊に至るまでのスラブ中央点におけるたわみ量を示したものである。ここでは、よく現象が分るように両対数目盛で示した。こ



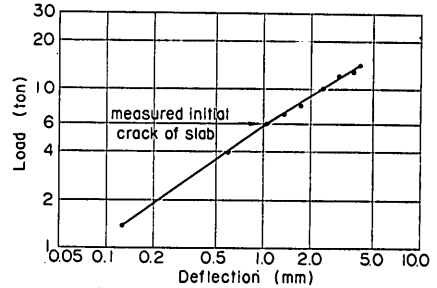
(a) Slab XC-1



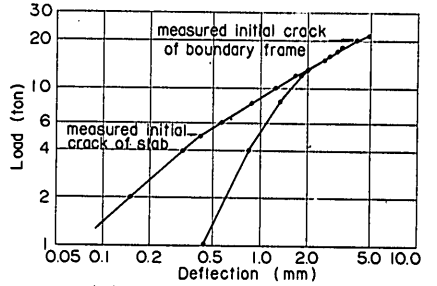
(b) Slab XC-2



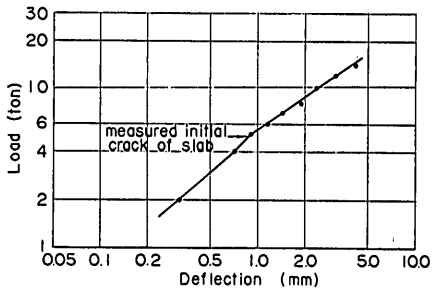
(c) Slab XC-3



(d) Slab XC-4



(e) Slab XC-5



(f) Slab XC-6

Fig. 4-4 Deflection at the Center of Slab (Series I)

Fig. 4-5 Deflection at the Center of Slab (Series II)

れによると、どのような段階を経て破壊に至っているかがよく分る。XC-1 では、スラブに初期ひびわれの生じた 4.5t までの段階、周辺補剛ばりに初期ひびわれの生じた 12.0t までの段階、スラブ中央点の鉄筋が降伏した 14.0t までの段階、そして破壊に至った 18.0t までの段階の 4 段階に分けることができる。これらの変わり目においてたわみ量は急激に増加するという現象をみせ、これは、この点において応力状態が変化してしまうことを示すものであろう。XC-2 についてみると、スラブに初期ひびわれの生じた 7.0t、周辺補剛ばりに初期ひびわれの生じた 26t が変わり目となり、3 段階に分けられるが、鉄筋の降伏が生じない段階で破壊に至っている。XC-5 についても全くこれと同じ様相を呈している。次に XC-3 についてみるとスラブに初期ひびわれの生じた 8.0t が変わり目となっているだけで 2 段階に分け得るだけである。これは、XC-4、XC-6 についてもいえることである。ここでは、スラブ中央点におけるたわみ量についてみただけであるがスラブ内の他の点のたわみ量について調べてみても、ほとんど同様の現象が観察される。

Elstner と Hognestad は、四辺単純支承のスラブに設けた柱状突起 (Column Stub) に集中荷重を載荷した破壊実験結果からこのような段階のあることを示唆している<sup>9)</sup>。この中では、初期ひびわれの生ずるまでの段階、引張鉄筋の降伏するまでの段階、降伏線理論による曲げ破壊値までの段階、最終的な破壊に至るまでの段階の 4 段階に分けられると述べている。しかし、今回の実験では、XC-1 においては、これらの 4 段階を経緯した後に破壊したことがおおよそ、予想されるが、XC-2~XC-6 についてはこのような段階を経ず、急激にせん断破壊を生じてしまっていることがわかる。このようなことは、せん断破壊について論ずるとき、重要な指標になるのではないかと考えられる。

次に、スラブ内のひずみ分布について調べると、図-4-6 に示す通りとなる。これは、XC-1 について荷重段階ごとに鉄筋のひずみ量の分布を示したものである。これをみると、当然のことながら、ひずみが、スラブ中央より周辺に広がっていく様子がよく分る。このひずみの分布形状は、弾性理論より求めた曲げモーメントの分布形状と同様の傾向を示している。もちろん、スラブ中央付近の詳細なひずみの分布形状は不明であるが、一般的にいったたわみやひずみが流れ始めても、スラブ内のひ

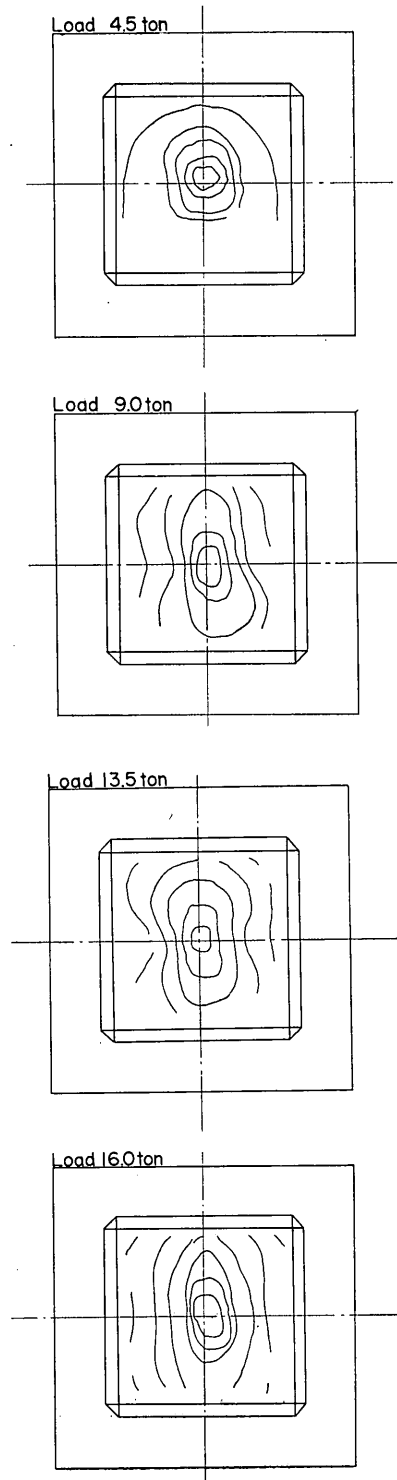


Fig. 4-6 Measured Strain Distribution (Slab XC-1)

周辺補剛ばりを有する鉄筋コンクリートスラブの終局耐力について

ずみ分布は弾性論より求められる分布形状を変えることなく、そのままの形状が拡大していくということがきょう。

破壊時の集中荷重近傍の鉄筋のひずみは、XC-1では、スラブ中央部付近でひずみがほぼ $+2000 \times 10^{-6} \text{cm/cm}$ に達しており、鉄筋に降伏が生じたと考えられ、その塑性領域がスラブ全面に伝播する傾向が認められるが、XC-2~XC-6では、スラブ中央部付近でも $+1000 \times 10^{-6} \text{cm/cm} \sim 1500 \times 10^{-6} \text{cm/cm}$ 以下であり、スラブの破壊は、鉄筋の降伏以前に生じたと考えられる。コンクリートの圧縮ひずみを調べてみると、XC-1~XC-3についてはスラブ中央付近で $-1500 \times 10^{-6} \text{cm/cm}$ 、場所によっては $-1500 \times 10^{-6} \text{cm/cm}$ を越えているところもある。XC-4~XC-6については、スラブ中央付近で $-1200 \times 10^{-6} \text{cm/cm}$ を越えており、場所によっては $-1500 \times 10^{-6} \text{cm/cm} \sim -2000 \times 10^{-6} \text{cm/cm}$ に達しているところもある。

5. 周辺補剛ばりの変形

5-1 周辺補剛ばりの載荷試験結果

表-3-1で示したように、供試体XC-4に関しては、スラブの載荷試験後、ひびわれの発生していない、Wはりについて載荷試験を実施した。試験は、はり中央にIビーム(250×125×10×9×400mm)を設置し、荷重を載荷した。測定は、最小1/100mmのダイヤル・ゲージ

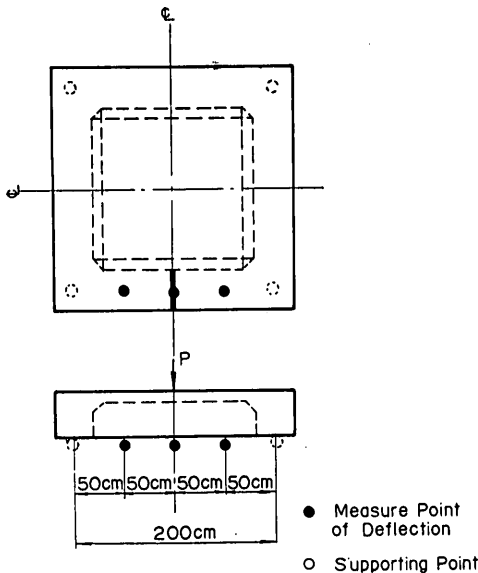


Fig. 5-1 Loading Test of Boundary Frame (Slab XC-4)

を用いて、たわみを求めた。測定点は、図-5-1に示すようにはりの中央点および1/4点である。

試験結果は、図-5-2に示す通りである。補剛ばりはスラブとの複合構造であり、荷重上昇に従い、はりの曲げひびわれは著しく成長し、載荷点近傍に伸長した。しかし、荷重30tに達する時点においても、はりに曲げ破壊あるいは曲げ圧縮破壊は見られなかった。

5-2 周辺補剛ばりの挙動

スラブ載荷試験時における周辺補剛ばりの挙動および固定度の評価に関し、実験データを基に定性的に調べてみよう。

補剛ばりスパン中央に取り付けたダイヤル・ゲージによる垂直変位量、および、補剛ばりの鉄筋のひずみは、図-5-3、図-5-4に示す通りである。供試体XC-1の場合、荷重の増加と共に、変位量は増加しているが、荷重

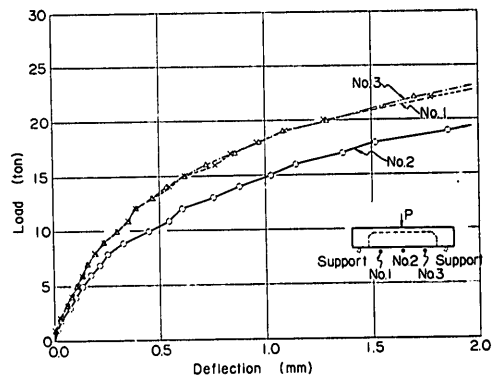


Fig. 5-2 Deflection at Loading Test of Boundary Frame

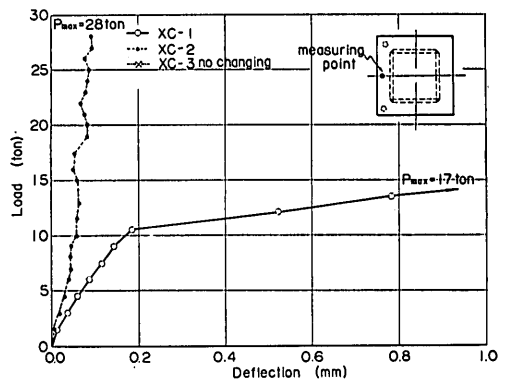


Fig. 5-3 Vertical Deflection at the Center Span of Boundary Frame



が、12.0 t になったときその変位量は増している。この荷重のとき、はり側面にひびわれを生じ、はりの下側の鉄筋のひずみ量も急増している。鉄筋のひずみ量は、荷重が 13.5 t に達したとき  $+2000 \times 10^{-6}$  cm/cm (引張) を越えた。荷重 12.0 t 以降でははりの中央点のたわみ、および、はり下側の鉄筋のひずみは一定荷重の下でも増加するという塑性流れを示した。荷重が 10.5 t のときの垂直変位量は、0.17 mm (はりの高さの 0.056%)、スラブ破壊時 (17.0 t) で、3.8 mm (はりの高さの 1.27%) 程度であった。供試体 XC-2 の場合、荷重の増加と共に変位量は、増大しているが、その増えかたはきわめて緩慢で、スラブ破壊時 (28.0 t) でも 0.08 mm (はりの高さの 0.017%) に過ぎない。また、はりのひびわれもスラブ破壊時に初めてはり側面に生じたただけであった。供試体 XC-3 の場合、たわみ、ひずみ共にほとんど変化

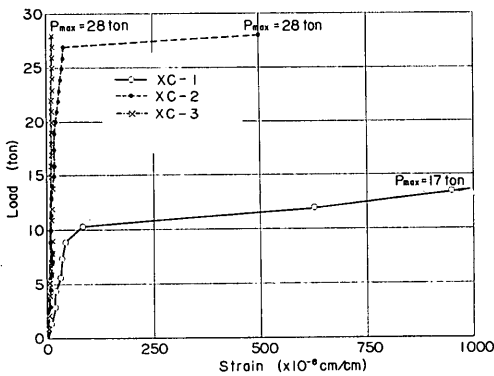


Fig. 5-4 Strain of Tension Reinforcement at the Center Span of Boundary Frame

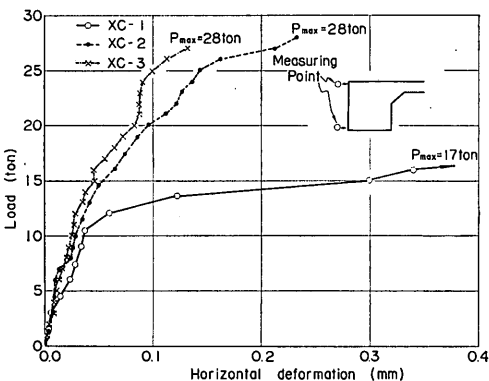


Fig. 5-5 Horizontal Deformation at the Center-span of Boundary Frame

なくはりにひびわれは生じなかった。

次に、補剛ばり外側面中央点の上下端に取り付けたダイヤル・ゲージによる横方向変位量を図-5-5 に示す。ここでは上下端の変位量の平均値をもって横方向変位量と考えて図示した。いずれも、変位量の方向は、供試体にはらみ出す方向である。荷重が 10 t 程度までは、供試体 XC-1~XC-3 は、ほぼ同程度の変位量を示している。供試体 XC-1 の場合、荷重が 12.0 t に達すると急激に変位量は増大する。荷重が 10.5 t のときの横方向変位量は、0.04 mm (はりの幅の 0.01%)、スラブ破壊時で 0.07 mm (はりの幅の 0.18%) となっている。供試体 XC-2, XC-3 の場合、スラブ破壊時でそれぞれ 0.28 mm (はりの幅の 0.06%)、0.15 mm (はりの幅の 0.04%) となっている。これらの側方移動現象は、スラブの面内力、すなわち、補剛ばりに水平の外方向に向かう荷重が作用するためと思われる。供試体 XC-2 のはりにおいては、スラブ破壊の近傍の荷重においては下側のみならず、これが進行して、上面に達するひびわれが観察された。これら、ひびわれは、スラブよりはりに伝達する荷重によって、はりに生ずる垂直曲げモーメント (はりの軸に垂直なモーメント)、水平曲げモーメント (はりの軸に平行なモーメント)、振りモーメント、直交する補剛ばりより伝達される軸力の共働作用によって発生したと考えられる。供試体 XC-4~XC-6 では、この現象を確認するために、補剛ばりスパン中央上面の軸方向のコンクリートのひずみを測定した。結果は、図-5-6 に示す通りであり、比較的荷重の小さな段階では、はり上縁で圧縮ひずみが生ずるが、荷重の上昇と共に引張ひずみに移行する傾向を示している。

周辺補剛ばりに伝達されるスラブからのせん断力を三角形分布と仮定して、弾性ねじり回転率を求めるとスパン中央において

$$j = \frac{11 l P}{24 f_1 G b^3 h}$$

ただし、

$l$ : スパン長

$P$ : 周辺補剛ばりに加わる全荷重

$G$ : せん断弾性係数

$b$ : 周辺補剛ばりの幅

$f_1$ : 定数,  $h/b$  によって定まる。

補剛ばり側面の横方向変位量において、下端の測定値より上端の測定値を差引いて上下間距離で割った値を補剛ばりの回転角を表わすものとする。供試体 XC-1 に

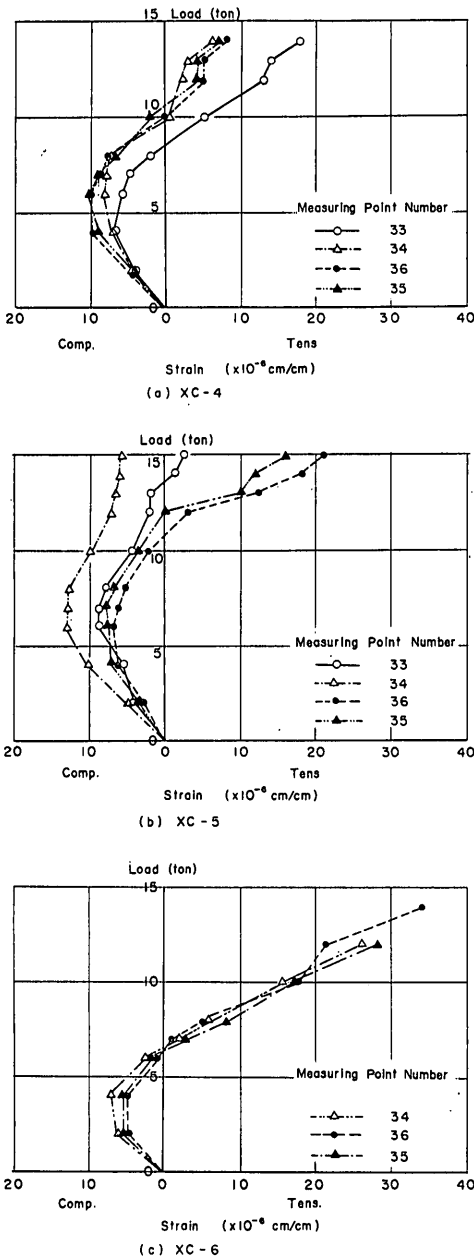


Fig. 5-6 Upper Fiber Strain at the Center Span of Boundary Frame

関し、測定値は、荷重が 10.5 t のとき  $\theta=0.0003 \times 10^{-2}$  (radian) スラブ破壊時で  $\theta=0.004 \times 10^{-2}$  (radian) を示しており、計算値  $j=0.004 \times 10^{-2}$  (radian) および  $0.012 \times 10^{-2}$  (radian) を下回る。

供試体 XC-2, XC-3, XC-5 の測定値は、ほぼ、0 に

近く、計算値、 $j=0.010 \times 10^{-2}$ ,  $0.005 \times 10^{-2}$ ,  $0.011 \times 10^{-2}$  (radian) を下回る値であった。

### 6. 降伏線理論による曲げ破壊荷重の計算

降伏線理論では、種々の降伏線パターンを考えて、各部分の釣合条件から破壊荷重を求める equilibrium method あるいは、virtual work method によって曲げ破壊による終局耐力を求める。こういう降伏線はいわゆる塑性ヒンジ (plastic hinge) の概念に対応するものであると考えてよい。便宜的にこの降伏線は、ひびわれ線と同じものであると考えて降伏線理論を適用することができる。XC-1~XC-6 の破壊がせん断破壊であったため、理論値と実測値を比較しても意味がないが、ここで降伏線理論によって曲げ破壊値を求めようとするのは、せん断破壊値を求めるために必要であることと、一応曲げ破壊値がどの程度になるか、目安を立てるためである。

すでに、図-4-1 に示したように、XC-1~XC-6 のスラブの裏側のひびわれ線は対角線方向のひびわれ線が卓越しているが、ほぼ放射線上にのびている。また、表側のひびわれ線は XC-1, XC-6 ではハンチ上に沿った正方形となっており、また、XC-2~XC-5 では、ほぼ円形となっているといえよう。

Johansen は、集中荷重の場合、最終的な破壊状態になると正のひびわれ線は、放射状に無数にのび、負のひびわれ線は円形になると述べている<sup>1)</sup>。一応、今回の実験結果からみると、特に曲げ破壊に近づいていた XC-1 に、明確に Johansen のいうひびわれ線パターンが表われているといえよう。

このようなことから、図-6-1 に示すひびわれ線のパターンを考えておく。このパターンについて virtual work method を適用して、曲げ破壊荷重を求めると次式とな

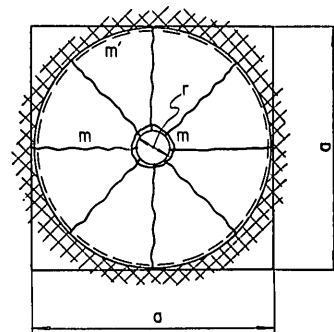


Fig. 6-1 Pattern of Yield Line at Calculation of Ultimate Flexural Strength

る。すなわち、

$$P_{flex} = \frac{2(m+m')\pi a}{a-r}$$

ここに

$P_{flex}$  : 曲げ破壊荷重

$a$  : スラブの辺長

$r$  : 載荷盤の直径

$m, m'$  : 正負の終局モーメント

また終局モーメントは次式で求める。

$$m = p d^3 f_{vp} \left( 1 - \frac{1}{2} q \right)$$

$d$  : 有効高さ

$p$  : 鉄筋比

$f_{vp}$  : 鉄筋の降伏点

$q$  :  $p f_{vp} / f'_c$

$f'_c$  : コンクリートの圧縮強度

この計算結果はすでに表-4-2 に示した通りである。

## 7. スラブのせん断終局耐力

### 7-1 既往の研究

鉄筋コンクリートスラブのせん断破壊に関しては、多くの実験例が見られる。せん断破壊は、発生箇所に応じて下記の3種に分類することができる。

- 集中荷重載荷時における載荷盤あるいは、柱状突起 (column stub) の近傍<sup>5-11)</sup>
- 点支承における支点近傍<sup>9)</sup>
- 等分布荷重載荷時における固定支承のスラブ縁辺<sup>12)</sup>

破壊の種別は載荷方法、載荷荷重、支承方法などの試験条件によって相違するが、本文においては、特に、a) に関して記述する。

1961年以前の鉄筋コンクリートスラブの実験例、せん断耐力に関しては、Moe<sup>5)</sup> が文献調査、追加実験を実施して詳細に検討している。その後も Yitzhaki<sup>13)</sup>、Long<sup>14)</sup> などが、せん断破壊荷重の推定式を実験的に提案しているが、十分な解を得るに至っていない。Elstner および Hognestod<sup>5)</sup> は、スラブのせん断強度は主としてコンクリート強度によると言っているが、はりのせん断強度が十分に解明されていない段階で、さらに、検討する必要があると思われる。

せん断破壊の解明には、弾性および塑性解析を必要とし、その破壊機構に関しても、種々検討されているが、まだ明らかでない。現段階においては、個々の試験条件

における破壊現象を正確に把握し、破壊を決定する要因を捉え実験的にせん断の終局耐力を求めることが適当と思われる。

### 7-2 スラブのせん断破壊に関する追加実験

スラブ中央点に集中荷重を載荷して、せん断破壊の生じた供試体に関して、表-3-1 に示すような追加実験を実施した。すなわち、供試体 XC-1、載荷回数③、供試体 XC-2、載荷回数②、の場合には、載荷盤を交換し、 $\phi 40$  cm の鋼製の載荷装置を使用した。供試体 XC-5、載荷回数③に関しては、載荷回数①においてせん断破壊を生じた載荷盤直下のコンクリートの円錐台部分を除去し、鉄筋を露出させ、 $\phi 40$  cm の鋼製の載荷盤を用いて載荷を行なった。供試体 XC-4、載荷回数③においては、さらに露出された鉄筋を切断し、荷重の載荷位置における曲げ負担能力を0として、 $\phi 40$  cm の載荷盤を用いて載荷した。以上の載荷試験は、スラブの中央に荷重盤を設置したものであるが、供試体 XC-6、載荷回数②においては、載荷盤をスラブ中央から、辺と平行方向に、25 cm 偏心させ、荷重を載荷した。試験状況の1

Tab. 7-1 Failure Load at Additional Loading Test

Slab Number	① $P_1$ (ton)	② $P_2$ (ton)	$\frac{P_2}{P_1}$ (%)
XC-1	17.0	19.5	115
XC-2	28.0	33.5	120
XC-4	15.0	8.4	56
XC-5	21.0	25.0	119
XC-6	15.6	12.8	82

① Failure load at first loading test

② Failure load at additional loading test

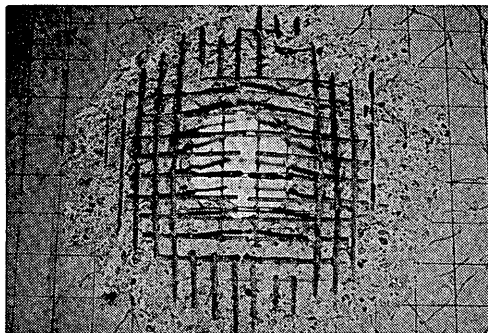


Fig. 7-1 Elimination of Frustum of Core and Cutting Tension Reinforcement at Additional Loading Test (Slab XC-4)

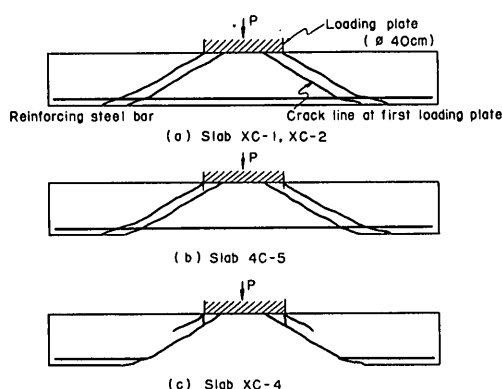


Fig. 7-2 Type of Shear Failure at Additional Loading Test

は図-7-1 に示す通りである。

試験結果は、表-7-1 に示す通りである。破壊の性状は、図-7-2 にモデル化して示したように、3種に分類できる。供試体 XC-1, XC-2 は、載荷盤  $\phi 19\text{ cm}$  におけるほぼ同様の形状の相似な円錐台状を有した破壊部分が形成されている。破壊の状況は、第1回の載荷試験におけると同様であってななら破壊の徴候を示さない急激な破壊音を伴なうせん断により破壊した。

供試体 XC-4 のひびわれは、垂直方向および斜め方向の2方向ひびわれが観察された。斜め方向のひびわれは上面の載荷盤周囲からは、明らかに、ひびわれの生長が認められた段階に至ってもスラブ下面では、せん断破壊のひびわれ線は見られなかった。破壊は、上述の供試体 XC-1, XC-2 におけるような、破壊音を伴わず、ほぼ、垂直方向のひびわれが拡大し、純粋せん断（押し抜きせん断）を生ずるような形態で進行した。

供試体 XC-5 においても、供試体 XC-4 におけると同様に垂直方向、斜め方向の2種のひびわれが認められたが、前者のひびわれはかろうじて識別できる程度であった。したがって、極めて特殊な載荷条件を除いては、スラブの純粋せん断による破壊は考慮する必要がないと思われる。破壊は、供試体 XC-1, XC-2 における、ほぼ同様の斜め方向のひびわれに沿って生じ、急激な破壊音を伴うものであった。

供試体 XC-6 は偏心荷重を載荷した試験であるが、破壊性状は、第1回の載荷試験におけるとほぼ同様である。せん断破壊面は、周辺補剛ばり付近に到達しているが、十分な破壊の生成が形成されないために、破壊の形状は、不十分であって、破壊荷重もかなり下回っている。

破壊荷重は、表-7-1 から明らかなように、円錐台

部分を除去し、鉄筋を切断した場合、偏心荷重を加えた場合以外は、 $\phi 19\text{ cm}$  の載荷盤によるせん断破壊荷重をほぼ20%上回っていた。

### 7-3 せん断破壊の機構

鉄筋コンクリートスラブのせん断破壊を次のように分類し考えることにする。

- 1) 押し抜きせん断破壊
- 2) せん断圧縮破壊
- 3) 斜め引張りひびわれ破壊
- 4) せん断引き裂け破壊

押し抜きせん断破壊は、純粋にコンクリートのせん断応力度がせん断強度に到達した時点で発生するもので、前述の供試体 XC-4 の載荷回数②における載荷試験の垂直方向ひびわれ（図-7-2 (c) に参照）が、これに相当するものと思われる。これは、鋼材の押し抜き加工において見られる現象である。一般的な鉄筋コンクリートスラブにおいては考える必要がないであろう。

供試体の破壊時における、載荷盤近傍のコンクリートの圧縮ひずみの測定値は、4.2 で述べたように  $-2000 \times 10^{-6}\text{ cm/cm}$  を越えない。コンクリート強度  $250\text{ kg/cm}^2 \sim 350\text{ kg/cm}^2$  における最大ひずみ量は  $-4000 \times 10^{-6}\text{ cm/cm}$  以上であるから測定値は、これを、さらに下回る値であった。

本実験においては、スラブが破壊した後、円錐台状の破壊部分を除去して破壊断面を観察した。結果は、モデル化して図-7-3(a) に示したが、破壊線は、載荷盤円周部より一定角度で下方に向かい鉄筋の付近で屈折し、その角度は著しく緩慢となった。

破壊後の形状を観察した実験例としては、Moe<sup>6)</sup>、小柳<sup>11)</sup>、東<sup>12)</sup>などの報告がある。Moe は、中央に柱状突起を有する単純支持スラブの破壊実験を実施して、柱状突起の近傍に孔を設け、これを通してひびわれの生成状況、破壊時のせん断破壊線を観察している。これによると、

- 1) ほぼ  $30 \sim 40^\circ$  の傾斜角を有し、スラブ上縁から下縁に達するひびわれ
- 2) 上縁付近では、ほぼ  $20 \sim 30^\circ$  程度の緩慢な傾斜角を有するが、中立軸付近より角度が増加し、下縁においては、スラブ下面とほぼ直交する。このひびわれは、曲ばひびわれが斜め引張りひびわれに移行した形態であると思われる。
- 3) 破壊時に、すでに形成されている曲ばひびわれと全く無関係に斜めひびわれが急速に成長し、スラブ

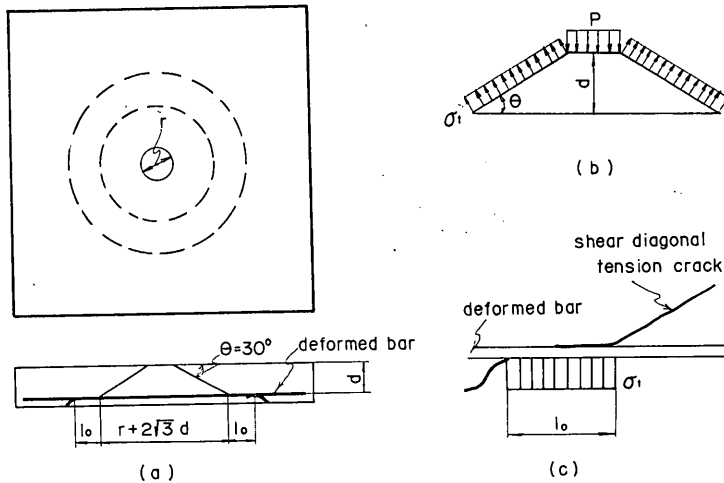


Fig. 7-3 Type of Shear Failure and Dowel Action

Tab. 7-2 Inclined Crack of Fracture Line at Frustrum of Core Formed at Shear Failure

Name	Slab XC-5	Moe <sup>6)</sup>		Koyanagi <sup>11)</sup>		Azuma <sup>15)</sup>
		Shear Failure	Shear compression Failure	Shear Failure	Flexural Shear Failure	
Inclined Angle (°)	27	28	39	50~60	30~50	20~30

のせん断破壊に至るひびわれの3種に分類することができると思われる。3)に記載したひびわれは、本実験の観察結果と極めて類似した傾向を示している。

小柳は、モルタル供試体を用いてスラブの破壊を曲げ破壊、曲げせん断破壊、せん断破壊の3種に区別し、後者の形状を示す破壊ほど傾斜角は大きくなると言っている。

東は、せん断破壊の傾斜角は、極めて緩慢で約20~30°と言っている。

表-7-2では、これら報告書からせん断破壊を生じたと思われる供試体のひびわれ傾斜角を求め一括して表示したものである。これによると、本実験における供試体XC-5の破壊傾斜角は27°であり、Moeの実験例のH-10のスラブのそれは28°であり、破壊現象はほぼ同一と考えられる。しかし、ひびわれの傾斜角がせん断耐力の解明にどの程度の重要性を占めるか不明であり、この傾斜角はさらにコンクリート強度などの要因に左右されると思われる。さらに、前述したように載荷盤直下のコンクリートの圧縮ひずみは、 $-2000 \times 10^{-6} \text{ cm/cm}$  を越えて

いない。ストレイン・ゲージの測長が比較的に長いために、この部分のひずみは正確に捉えられたとは言い難いが、破壊の形式は、せん断圧縮破壊よりも斜め引張りひびわれ破壊であると思われる。

したがって、観察結果などから推定すると、本実験におけるスラブの破壊線は、コンクリートの斜め引張りひびわれにより生じており、斜め引張りひびわれ形成後は集中荷重は、鉄筋のダウエルを作用によって抵抗されたと考えるのが自然と思われる。すなわち、破壊は2段階にわたり生じているが、両者のせん断抵抗は大きな差異がないものと考え、ほぼ同時に前者の破壊後、直ちに後者の破壊が追隨したと考えることもできるであろう。

#### 7-4 せん断破壊荷重算定式の検討

7-3で述べたように、載荷盤直下のコンクリート体の破壊は、斜め引張りひびわれによるせん断破壊が先行し、しかる後、鉄筋のダウエル作用(dowel action)によるせん断引き裂け破壊が付随して発生するであろうと述べた。鉄筋コンクリート体においては、第2段階の破壊を基準とするよりむしろ第1の斜め引張りひびわれ破壊

周辺補剛ばりを有する鉄筋コンクリートスラブの終局耐力について

発生時点をもって構造物の破壊と断定することが適切と思われる。

現在、あらゆる支承条件、載荷方法、載荷位置、スラブの諸形状などを満足する、斜め引張りひびわれによって生ずるスラブのせん断破壊荷重を正確に推定する方法は求められていない。多くの試験結果を基にした、実験式が各種提案されており、その代表的な提案式 2, 3 に関し検討すると共に、著者の既算の算定式を説明する。なおそれぞれの計算値は、表-4-2 に示す通りであり併せて実測値との比率を表示した。

(1) Moe<sup>6)</sup>

Moe は、柱状突起を有するスラブ、フーチングに関する既往の多くの実験結果を参考にして、定数を定め、下記に示す実験式を提案した。

$$P_{\text{shear}} = \frac{15(1-0.075 r'/d)bd \sqrt{f_c'}}{1+5.25 bd \sqrt{f_c'}/P_{\text{flex}}} \quad (7.1)$$

ただし、 $P_{\text{shear}}$  : せん断破壊荷重

$r'$  : 載荷盤の辺長(in),  $r' = \pi r/4$  とする。

$d$  : スラブの有効高さ (in)

$b$  : 載荷盤の周長 (in)

$f_c'$  : コンクリートの圧縮強度 (psi)

$P_{\text{flex}}$  : 降伏線理論により求められた曲げ破壊荷重 (lb)

計算値と実験値の間には、供試体 XC-4, XC-6 に関してはほぼ 10%, XC-1, XC-2 および, XC-5 に関しては 20% 程度の差が認められ、また, XC-3 では実験値は計算値のほぼ 1.5 倍となっている。これらに関しては、以下の問題に由来するものと思われる。

a) (7.1) 式を求めるに当って基準とした式

$$V/V_o + C' V/V_{\text{flex}} = 1.0$$

において  $V_{\text{flex}}$  は、3次元薄版構造物の極限設計法の 1 つである降伏線理論を基にして、求めているが、せん断力  $V$ ,  $V_o$  に関しては、3次元の考慮が払われていないこと。

b)  $V_o$  の仮定式

$$V_o = A'bd \sqrt{f_o'}$$

および、 $r/d$  の効果も

$$(1-cr/d)$$

とした根拠が不十分なこと。

- c) 本実験においては、スラブは、塑性領域に達していないが、曲げの影響を考慮するために、塑性領域に達することを前提として得られた終局曲げ荷重  $P_{\text{flex}}$  を要因として含んでいること。
- d) 実験式 (7.1) を求めるための定数値の決定に際して参考としたスラブの資料が偏っている。たとえば、Moe の式に用いた例では、 $f_c' = 350 \text{ kg/cm}^2$  程度のデータが少ないこと、 $d = 7 \text{ cm}$  程度の厚さを有するスラブデータが少ないことなど。
- e) Moe の式の誘導に当って用いたスラブの諸条件と、本試験に用いたスラブの諸条件との相違は、表-7-3 に示す通りであって、特に載荷方法、支承方法に大きな差が認められる。

(2) Yitzhaki

Yitzhaki のせん断破壊荷重に対する提案式は下記の通りである。

$$P_{\text{shear}} = 8 \left( 1 - \frac{q}{2} \right) d^2 (149.3 + 0.164 p f_y) \left( 1 + 0.5 \frac{r'}{d} \right) \quad (7.2)$$

ただし、 $q : p \frac{f_c'}{f_y}$

$d$  : スラブの有効高さ (in)

$r'$  : 載荷盤の辺長 (in),  $r' = \frac{\pi r^2}{4}$  とする。

計算結果は、表-4-2 に示したように、実験値との比が 66~123% の範囲で変動しており、特に、実験値を下回る例が多く見られる。供試体 XC-3 は、実験値が計算値をほぼ 20% 程度上回るが、スラブがほぼ四辺固定に近く、このような支承条件のスラブへの (7.2) 式の適用に疑問が残る。(7.2) 式を

Tab. 7-3 Difference Between Conditions of Moe's Equation and Ones of Test Slabs

	Moe's Equation	Test Slabs
Loading Method	Column stub	Steel loading plate
Dimension of Loading Plate (cm)	Rectangula 20~35	$\phi 19$
Support	Four edges simply supported	Four edges nearly restrained
Effective Depth (cm)	11.2	6~9
$r'/d$	0.9~3.1	1.9~2.4

拡張すると、せん断強度として

$$v=149.3+0.164 p f_y$$

が得られる、これは、せん断強度  $v$  が  $p f_y$  のみの関数として表わせることを示すものであるがせん断強度が主としてコンクリート強度、鉄筋比、せん断力モーメント比  $M/Vd$  に由来するという<sup>16)</sup> 既往の考え方と相違する。供試体 XC-4 は、実験値が計算値をほぼ 35% 下回る。XC-4 の主鉄筋は、他の鉄筋に比較し多く  $p=2.30\%$  である。(7.2) 式によると  $P_{\text{shear}}$  に対し鉄筋比の与える影響は著しいが、前述のダウエル作用 (dowel action) などの検討からも円錐台状の破壊部分が完成されるまでは、主鉄筋は大きくせん断耐力を負担しないであろうと考えられる。これが、本実験結果と Yitzhaki の提案式によい一致が見られぬ一因と思われる。

### (3) 釣合い条件より求めたせん断破壊荷重算式

載荷盤直下の円錐台状の形態を有する破壊部分を取り出して、力の釣合い条件を考えることにより、せん断破壊荷重を推定することを試みる。図-7-3(b) に示すように斜め引張りひびわれにより、せん断破壊面に垂直方向に引張応力が作用するものと考え

$$P_{\text{shear}}=(r+d \cot \theta) \sigma_t \pi d \cot \theta \quad (7.3)$$

ただし、 $r$  : 載荷盤の直径 (cm)

$\sigma_t$  : コンクリートの引張強度 ( $\text{kg}/\text{cm}^2$ ),

$\sigma_t/10$  とする

$\theta$  : 破壊面の傾斜角

計算結果は、表-4-2 に示すようにほぼ、実験値の 40~70% の範囲でバラついている。供試体 XC-4~XC-6 の  $P_{\text{test}}/P_{\text{cal}}$  によると、ほぼ 65~70% の範囲にあり、これは、せん断破壊が、鉄筋比に大きく影響されないことを示すものと思われる、供試体 XC-1~XC-3 は周辺補剛ばりの剛性の高まるほど、すなわち、載荷盤近傍の曲げモーメントの小さいほど (7.3) 式で考えた破壊近傍のみのコンクリート体の釣合い条件で、ある程度せん断耐力を推定し得ることを示すものと思われる。周辺の拘束度の小さなスラブに関しては、曲げモーメントの影響を考慮して式を修正する必要がある。

### 7-5 スラブのせん断耐力と鉄筋比

スラブの版厚等の諸条件がほぼ同一で鉄筋比のみ相違する供試体 XC-4 ( $p=2.3\%$ ) と XC-6 ( $p=1.13\%$ ,  $p'=0.51\%$ ) の終局耐力を比較すると、表-4-2 に表示し

たように 15.0 t および、15.6 t でほぼ同一の破壊荷重を示している。圧縮鉄筋はスラブのせん断力をほとんど負担しないと考えられるから<sup>5)</sup>、本実験に使用された同一公称直径を有する  $p=1\sim 2\%$  程度の鉄筋比の差はせん断耐力に大きな影響を及ぼさないものと推定される。

引張鉄筋がダウエル作用 (dowel action) により、スラブのせん断力の一部を負担すると仮定して<sup>17)</sup>、破壊荷重を算定してみよう。図-7-5(c) に示すように鉄筋に作用するせん断力  $s_s$  は区間  $l_0$  においてコンクリートの引張抵抗により負担され、破壊時においては、引張塑性により均一化され  $l_0$  の領域に一樣にコンクリートの引張強度  $\sigma_t$  が作用しているものとする。斜め引張りひびわれの傾斜を 4.1 からほぼ  $30^\circ$  とすると

$$s_s=\sigma_t \pi l_0 (r+2 \sqrt{3d}+l_0) \quad (7.4)$$

ただし、 $s_s$  : ダウエル作用により鉄筋が負担する荷重

$r$  : 載荷盤の直径

$d$  : スラブの有効高さ

$l_0$  : ダウエル作用の生ずる鉄筋の埋込み長さ

$\sigma_t$  : コンクリートの強度、 $\sigma_t=\sigma_c/10$  とする

実験結果から、ダウエル作用が生じたと考えられる区間の幅  $l_0$  はほぼ 5 cm と考える。これを、(7.4) 式に代入すると、 $s_s=18.9 \text{ t}$  となり、供試体 XC-4、XC-6 の破壊荷重の測定値を若干上回る値が得られる。供試体 XC-1~XC-3 では、それぞれ、 $s_s=23.9 \text{ t}$ ,  $26.2 \text{ t}$  であって、明らかにせん断破壊を生じた供試体 XC-2、XC-3 では、破壊荷重を下回る値であった。

しかし、せん断力の分担比率、ダウエル作用をなす領域、せん断および引張の終局状態における変形能など多くの問題が残されており、今後さらに検討する必要があると思われる。

さらに、本実験においては、鉄筋比とせん断耐力との間に有意な関係は認められなかったが、これは、鉄筋比がなら影響を及ぼさないことを意味するものではない。鉄筋のダウエル作用を考えると、鉄筋径や鉄筋間隔などがせん断耐力に有意な影響を与える場合もあり得ると思われる。

## 8. 結 論

本実験は、鉄筋コンクリートスラブに大きな集中荷重を載荷した場合の極限設計法の基礎資料を得るために実施したものである。スラブは、周辺に補剛ばりを有し支承条件は四点支持である。スラブの形状は、1.4 m 平方、版厚約 10 cm であって、周辺補剛ばりおよび鉄筋

比の相違する6個のスラブの破壊実験を行なった。本実験の範囲では、およそ次のことが言えると思われる。

(1) 集中荷重の作用する鉄筋コンクリートスラブでは、曲げ破壊よりせん断破壊が卓越する例が多く、周辺補剛ばりの剛性が高まるにつれこの傾向はいちじるしい。

(2) 同一公称直径の鉄筋を用いた鉄筋コンクリートスラブにおいて鉄筋比が1~2%の範囲で相違する場合には、鉄筋比は、終局せん断破壊に対して大きな影響をおよぼさない。

(3) スラブのせん断破壊は、斜め引張りひびわれ破壊であったと考えられるが、最終的な破壊状態においては鉄筋のダウエル作用が大きな影響を有しているものと考えられる。

(4) 周辺補剛ばりを有する正方形スラブの負の降伏線の形式は、円形と考へて、曲げ終局荷重を求めることができる。

しかしながら、未解決の問題も多く、本実験で取り上げたスラブの終局荷重を適確に推定するためには、今後以下の問題点を検討していく必要があると思われる。

(1) 集中荷重を受けるスラブの斜め引張りひびわれの発生位置と発生荷重を左右するパラメーターを明確にし、これを正確に求める手法を追求する。

(2) 周辺補剛ばりの剛性がスラブの弾塑性挙動におよぼす影響を明らかにし、これを定量的に評価する方法を検討すること。

(3) せん断による塑性変形と引張りによる塑性変形を定量的に求め、せん断破壊時における斜め引張りひびわれと鉄筋のダウエル作用による荷重分担率を調べること。

(4) スラブの曲げ破壊とせん断破壊の相関性を見出すこと。

(5) 面内力が、スラブの終局耐力におよぼす影響を明らかにすること。

#### 引用文献

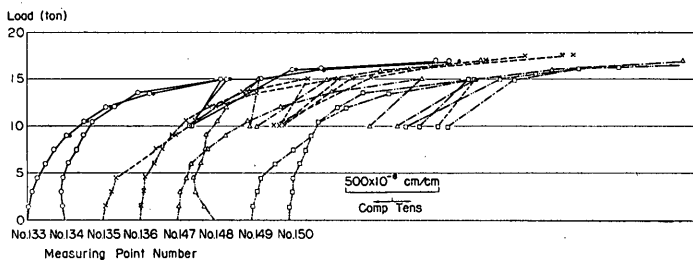
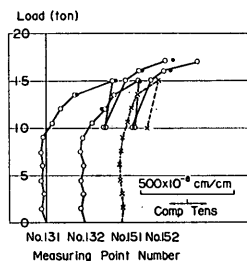
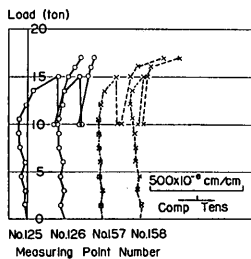
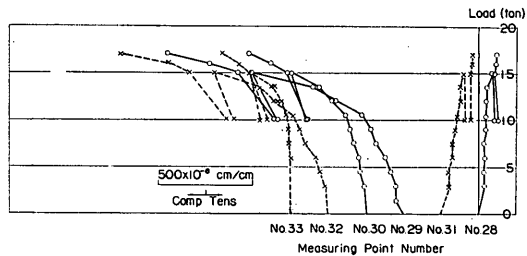
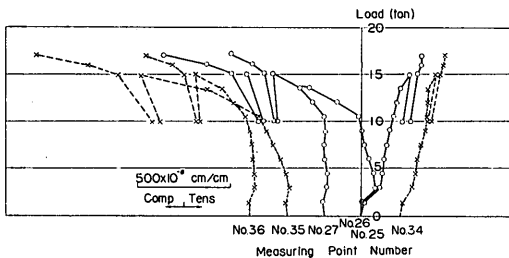
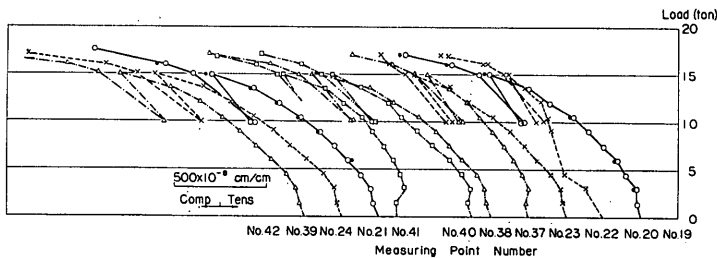
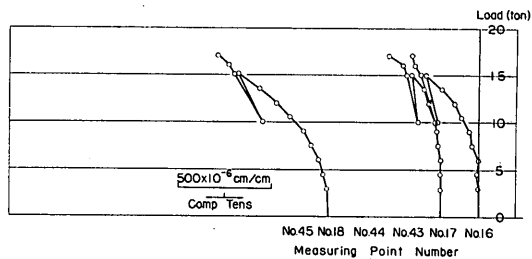
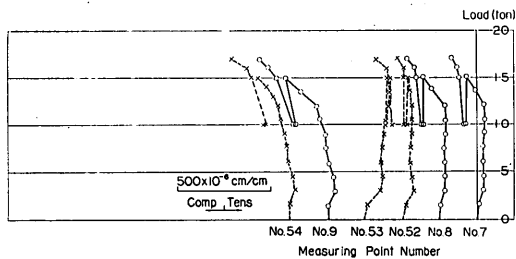
- 1) Johansen, K.W., "Yield-Line Theory" Cement and Concrete Association, 181 pp., 1962.
- 3) 北島昭一, 堀井修身, "移動式荷役機械(モビールクレーン)のけい船岸におよぼす影響", 港湾技研資料, No. 29, pp. 1~62, 1967年6月.
- 3) 神山 一, "鉄筋コンクリート", コロナ社, 第3版, 352 pp., 1966年6月
- 4) Timoshenko, S., and Woinowsky-Krieger, S., "Theory of Plates and Shells", McGraw-Hill

- Book Company, Inc., 580 pp.,
- 5) Elstner, Richard C., and Hognestad, Eivind, "Shearing Strength of Reinforced Concrete Slabs", Journal of the A. C. I., Proc. Vol. 53, pp. 29~58, July, 1956.
- 6) Moe, Johannes, "Shearing Strength of Reinforced Concrete Slabs and Footings under Concentrated Loads", Development Department Bulletin, D47, Portland Cement Association, 130 pp., April, 1961.
- 7) Taylor, R., and Hoyes, B., "Some Tests on the Effect of Edge Restrained on Punching Shear in Reinforced Concrete", Magazine of Concrete Research, Vol. 15, No. 50, pp. 39~44, March, 1965.
- 8) 岡田 清, 小柳 洽, "人工軽量コンクリートを用いたスラブの曲げ耐力", 材料, 第15巻, 第157号, pp. 86~93, 1966年10月.
- 9) Hognestad, Eivind, Elstner Richard C., and Hanson J.A., "Shearing Strength of Reinforced Structural Lightweight Aggregate Concrete Slab", Journal of the A.C.I., Proc. Vol. 61, pp. 643~656, June, 1964.
- 10) 東 洋一, 小森清司, 椎名信義, 木村栄一, "集中荷重時鉄筋コンクリートスラブの実験的研究(人工軽量コンクリートと普通コンクリートスラブ)", 日本建築学会論文報告集, 号外, p. 237, 1966年10月.
- 11) 小柳 洽, 児嶋孝之, 平沢征夫, 米田俊一, "コンクリート床版のせん断破壊に関する一実験", セメント技術年報, 第XXII号, pp. 549~552, 1968年.
- 12) 榎谷栄次, "鉄筋コンクリートにおける直交異方性床版の終局強度に関する実験的研究", 日本建築学会論文報告集, 号外, p. 349, 1967年10月.
- 13) Yitzhaki, David, "Punching Strength of Reinforced Concrete Slabs", Journal of the A. C. I., Proc. Vol. 63, pp. 527~542, May, 1966.
- 14) Long, Ardian, Ernest, and Bond, Douglas, "Punching Failure of Reinforced Concrete Slabs", Journal of the I.C.E., pp. 109~135, May, 1967.
- 15) 東 洋一, 椎名信義, "鉄筋コンクリートスラブのパンチングシアについて", 日本建築学会論文報告集, 号外, p. 347, 1967年10月.
- 16) ACI-ASCE Committee 326, "Shear and Diagonal Tension", Report of ACI-ASCE Committee 326, Journal of the A. C. I., Part 1, Proc. Vol. 59, pp. 1~30, February, 1962. Part 2, Proc. Vol. 59, pp. 277~334, February, 1962. Part 3, Proc. Vol. 59, pp. 353~396, March, 1962.
- 17) 神山 一, "鉄筋コンクリートはりのせん断破壊機構", コンクリート・ジャーナル, Vol. 6, No. 8, pp. 24~32, 1968年8月.

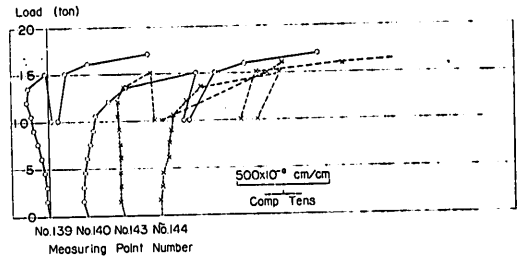
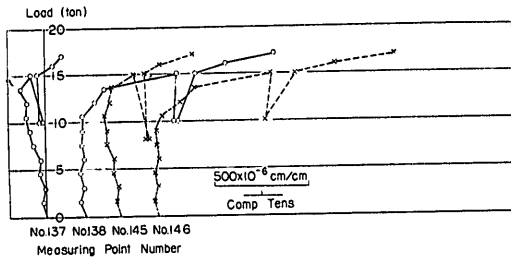


付録-1 ひずみ測定結果

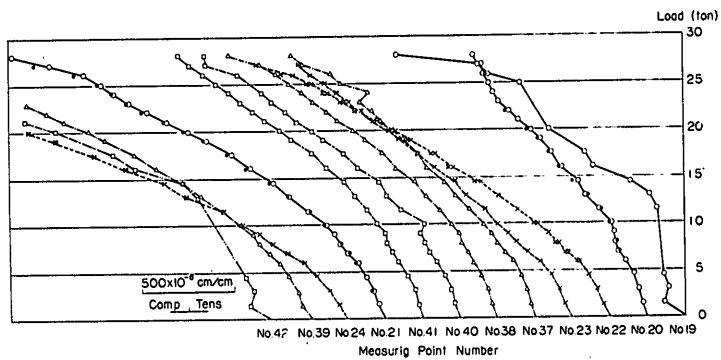
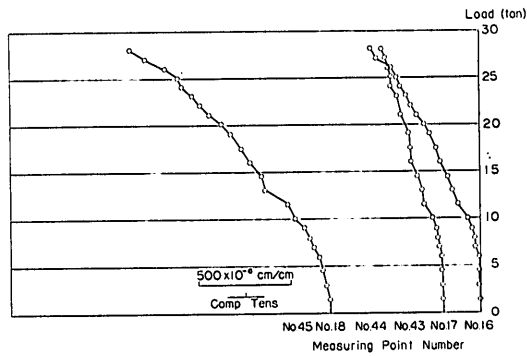
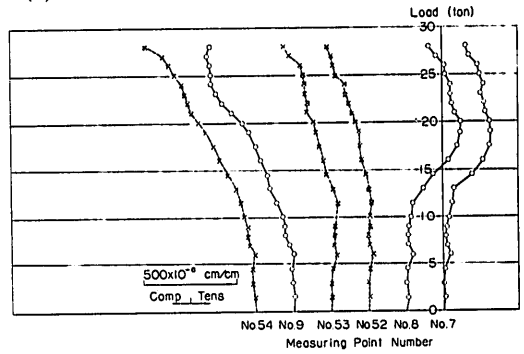
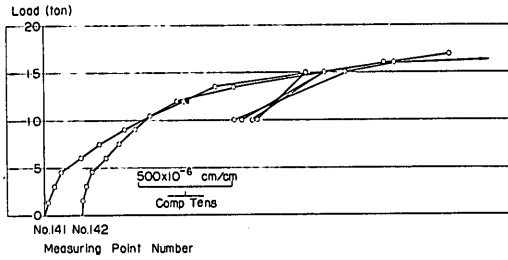
(a) XC-1

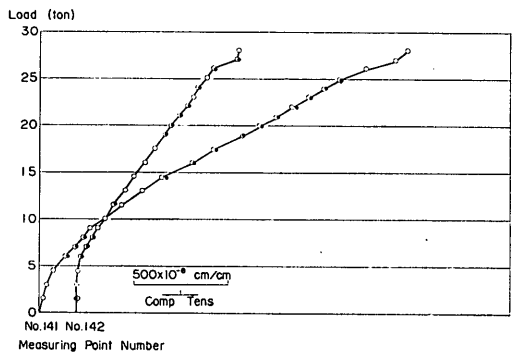
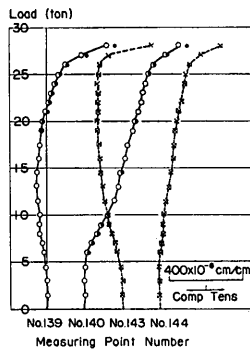
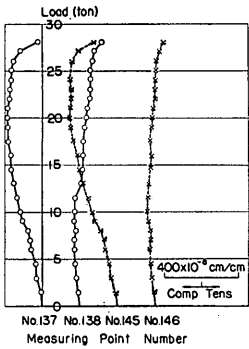
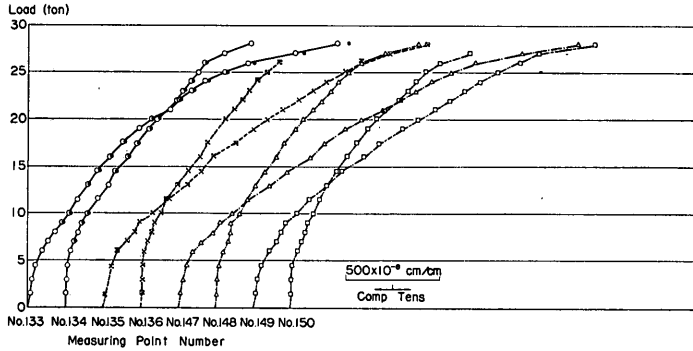
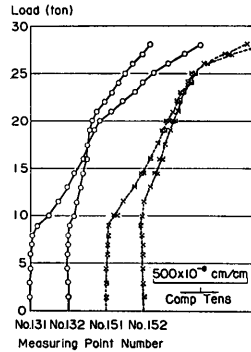
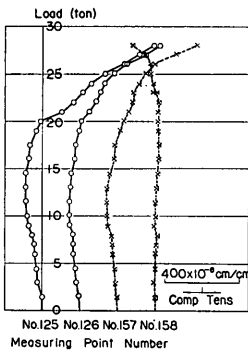
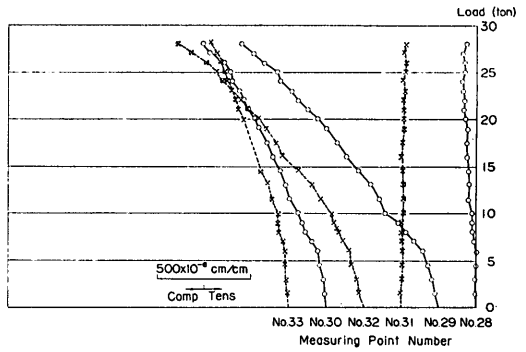
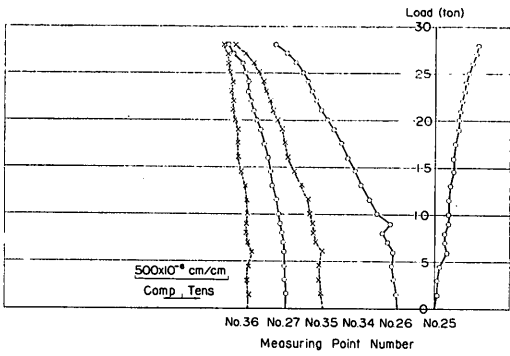


周辺補剛ばりを有する鉄筋コンクリートスラブの終局耐力について



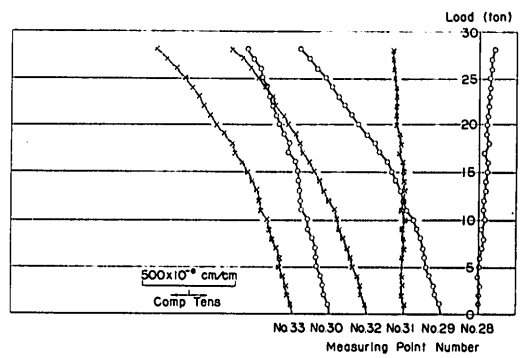
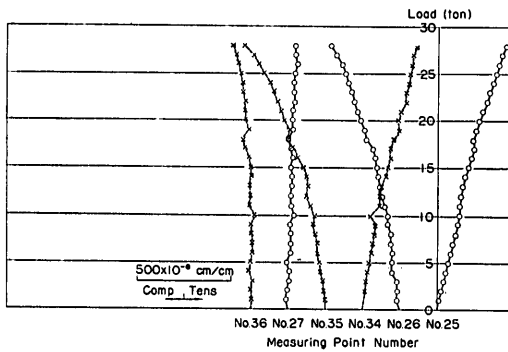
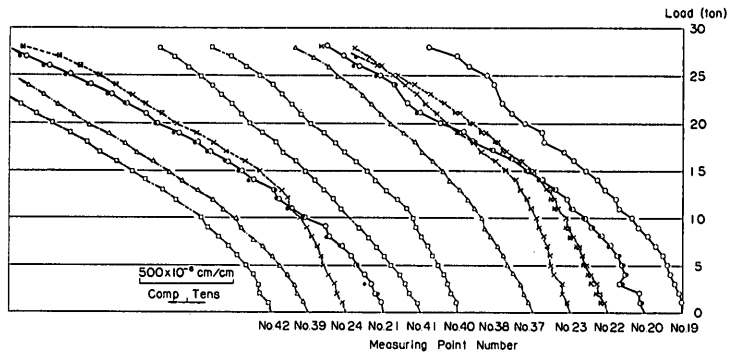
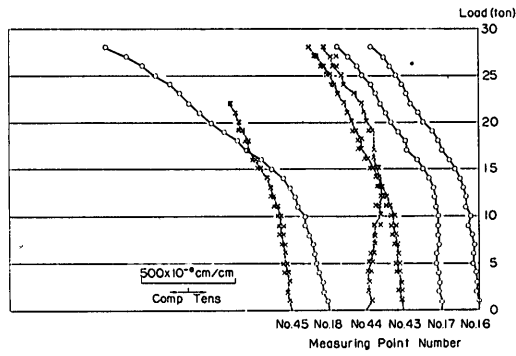
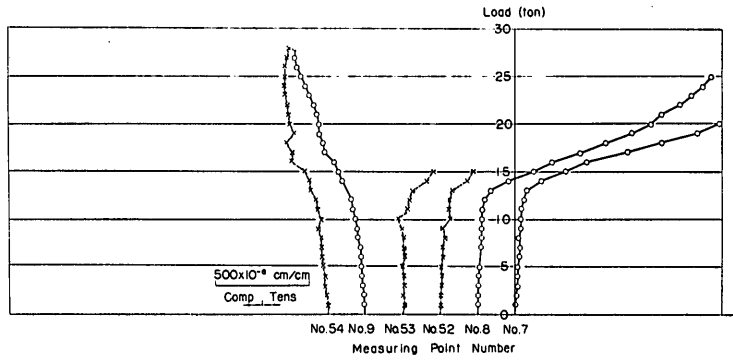
(b) XC-2

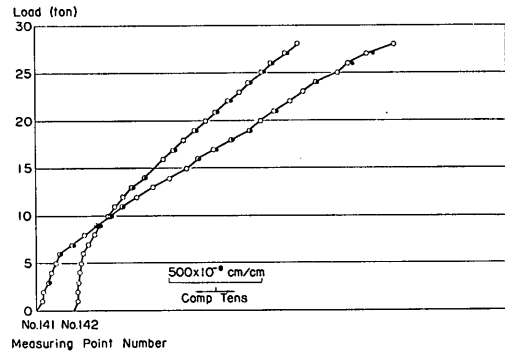
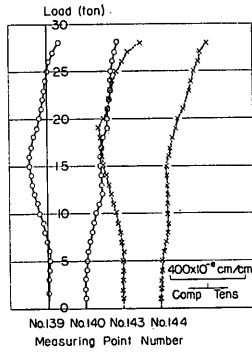
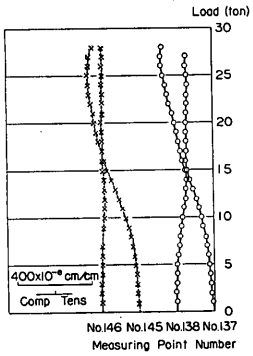
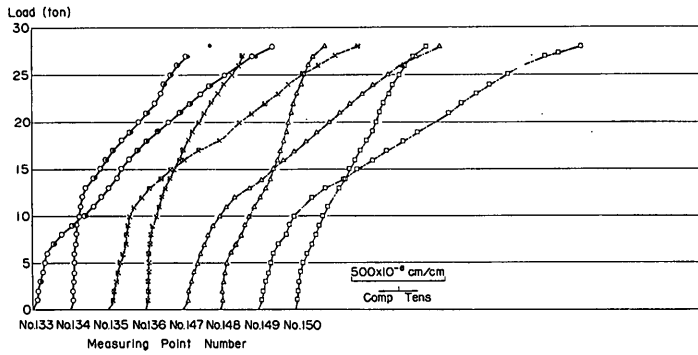
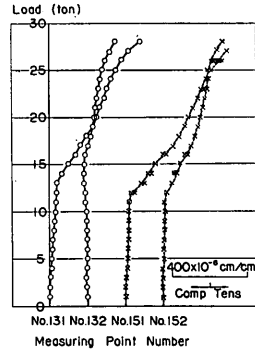
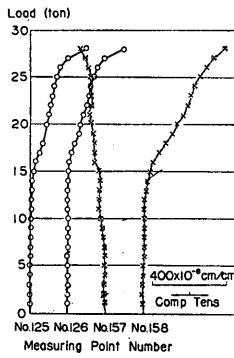




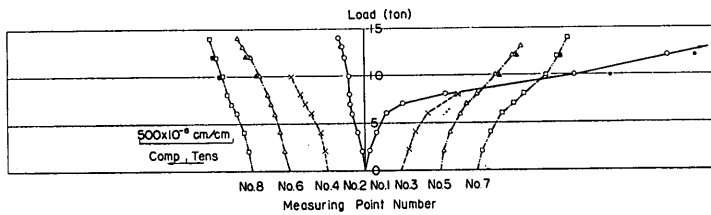
周辺補剛ばりを有する鉄筋コンクリートスラブの終局耐力について

(c) XC-3

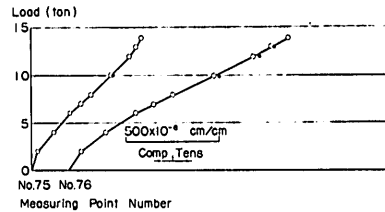
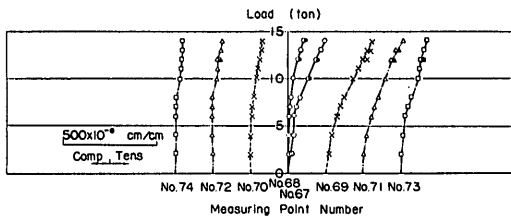
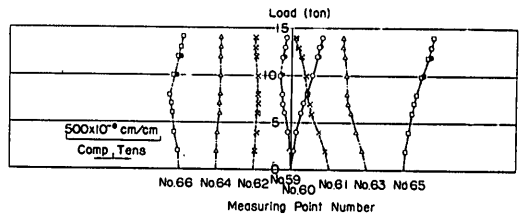
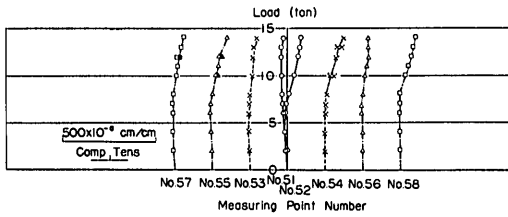
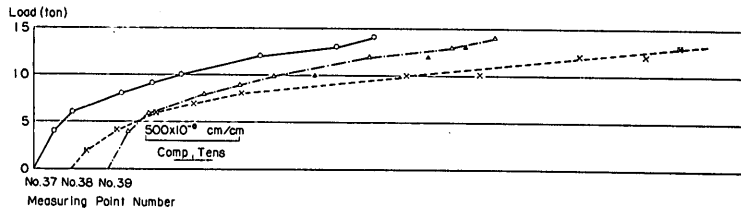
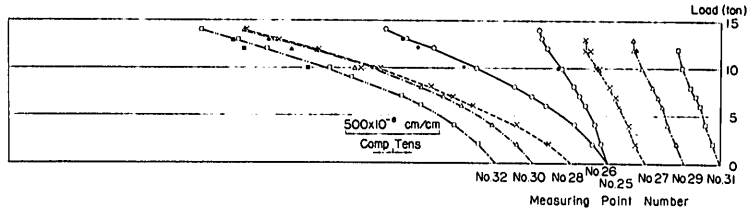
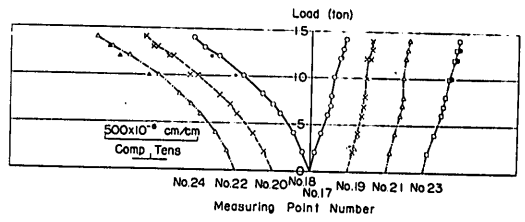
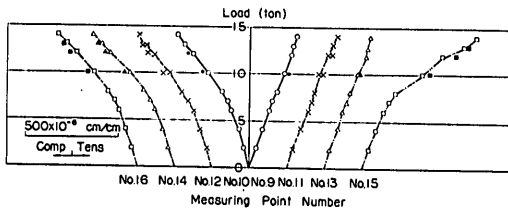




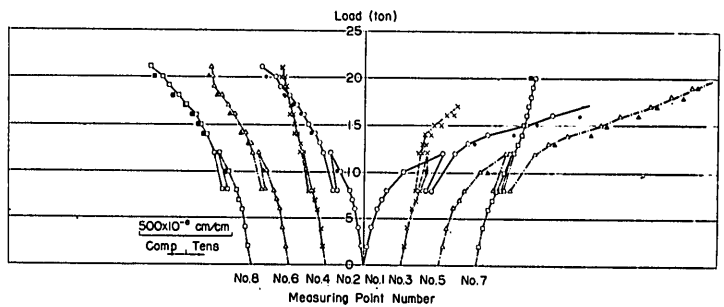
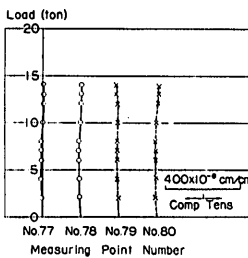
(d) XC-4

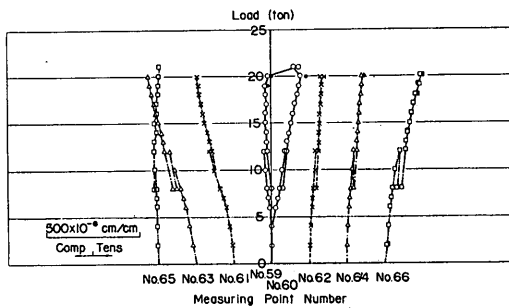
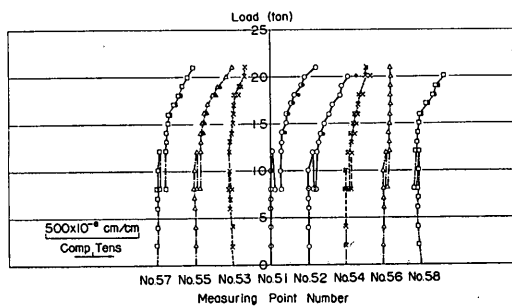
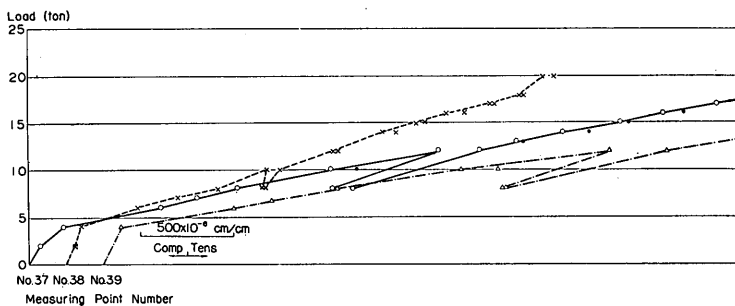
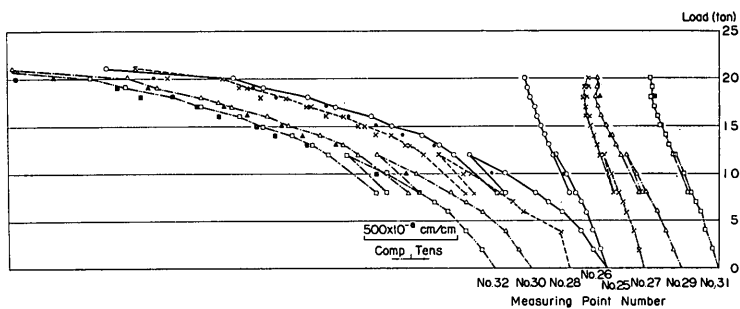
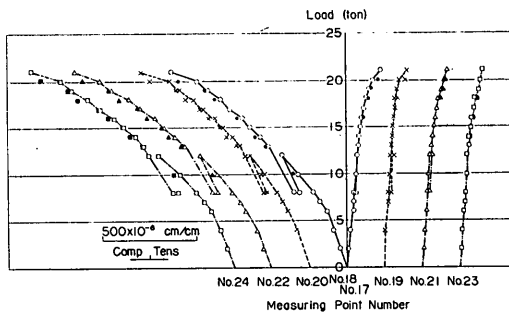
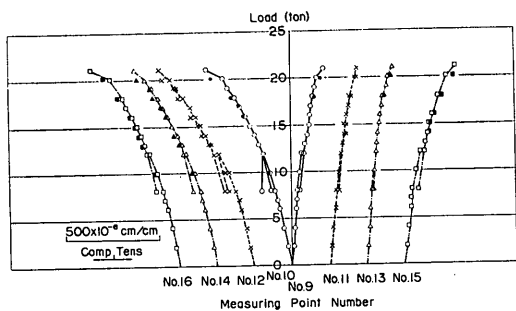


周辺補剛ばりを有する鉄筋コンクリートスラブの終局耐力について

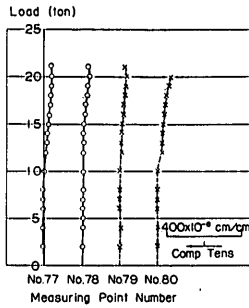
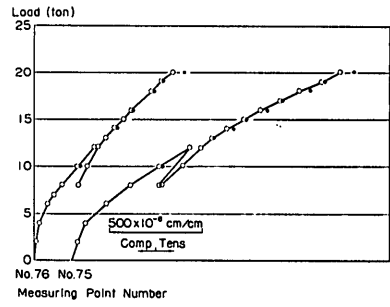
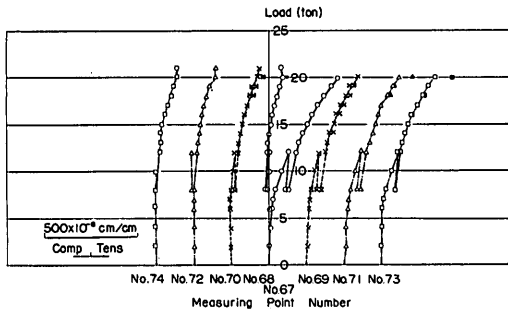


(e) XC-5

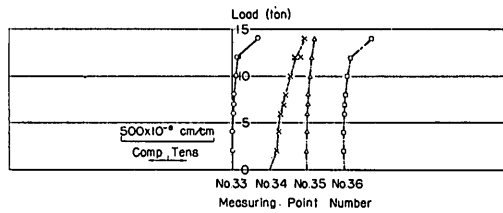
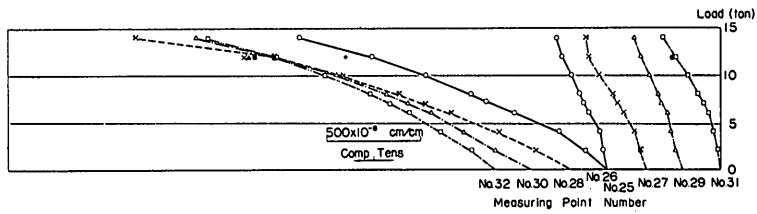
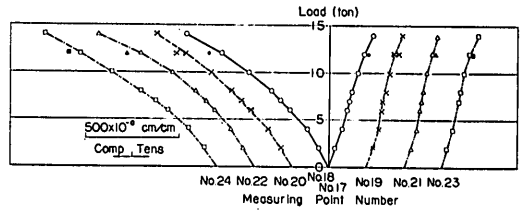
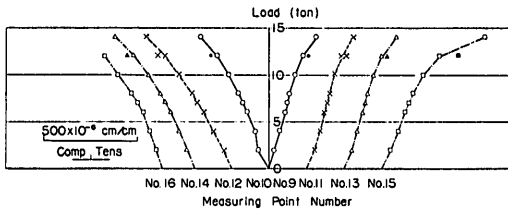
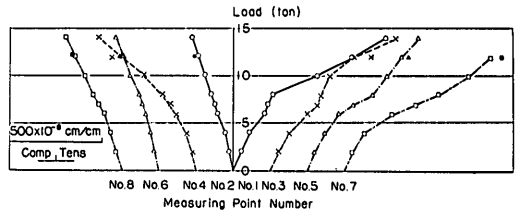




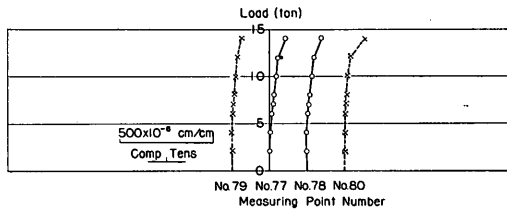
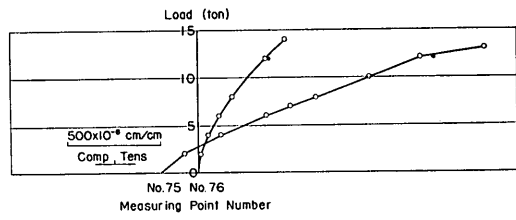
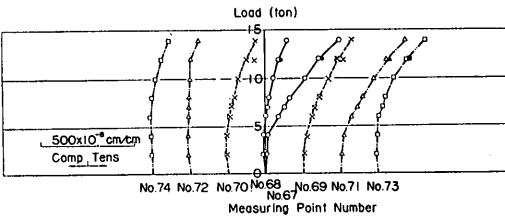
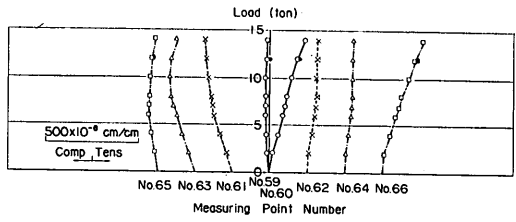
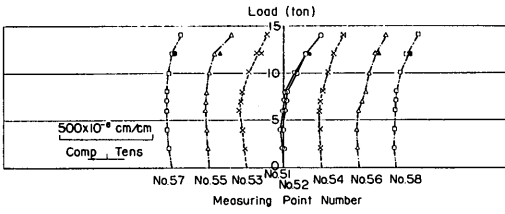
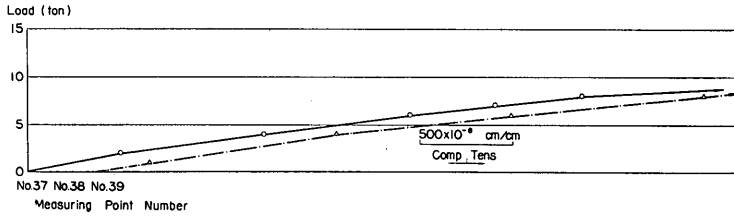
周辺補剛ばりを有する鉄筋コンクリートスラブの終局耐力について



(f) XC-6



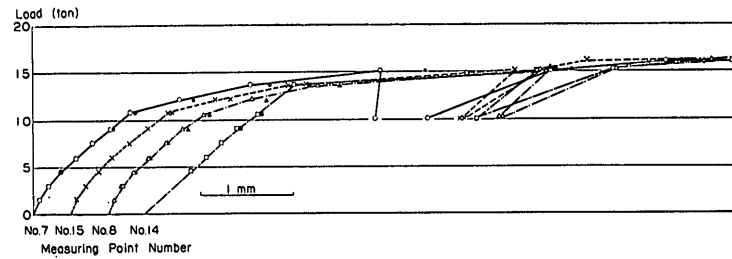
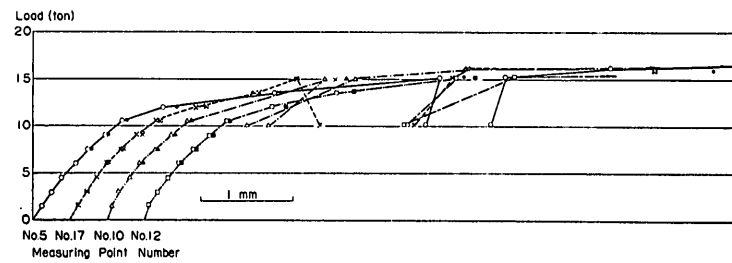
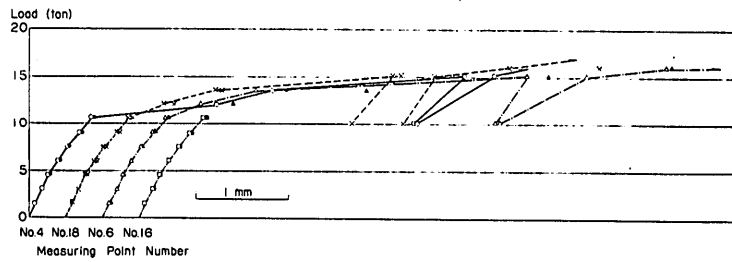
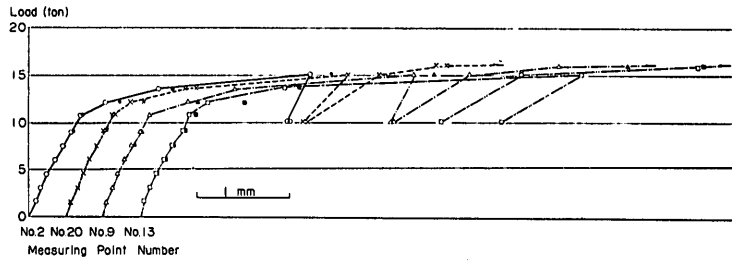
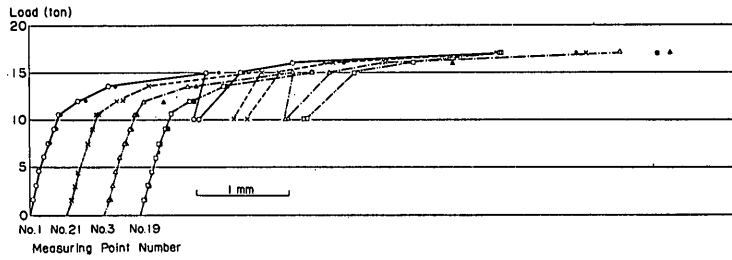


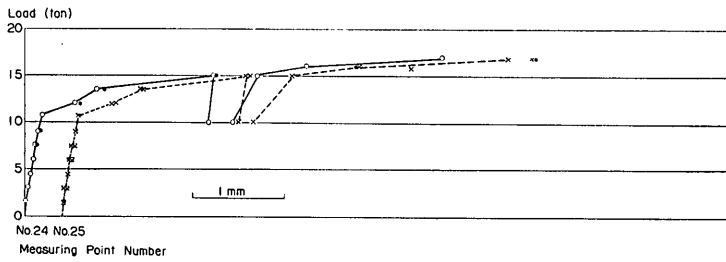
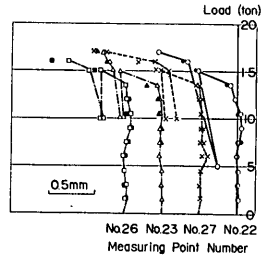
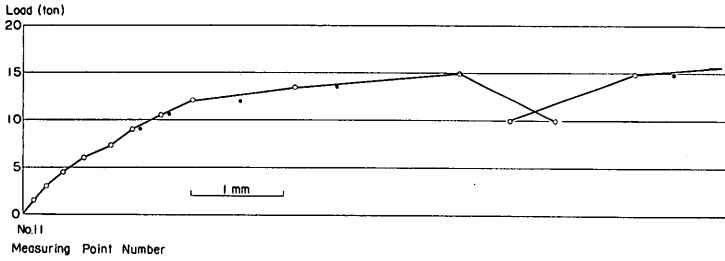


周辺補剛ばりを有する鉄筋コンクリートスラブの終局耐力について

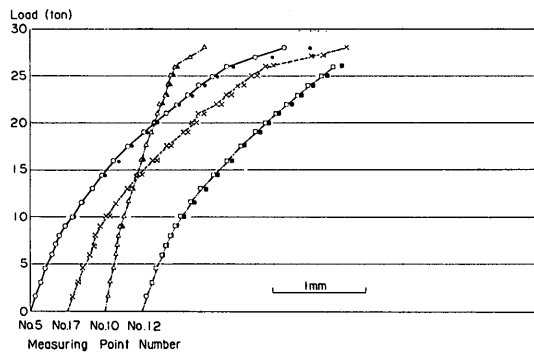
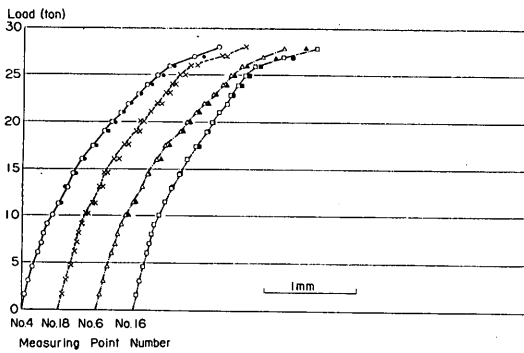
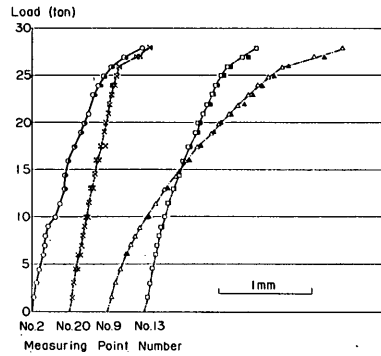
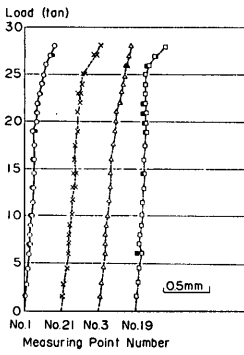
付録—2 たわみ測定結果

(a) XC-1

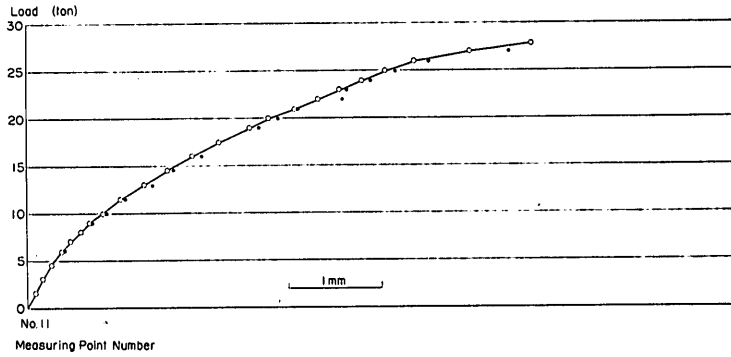
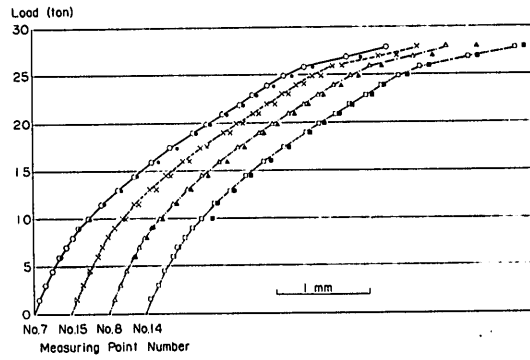




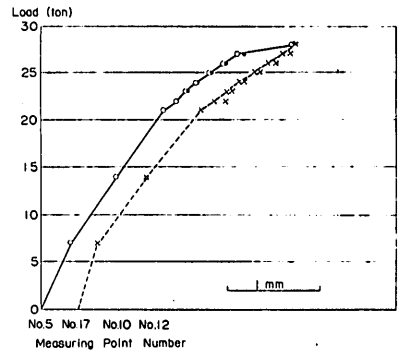
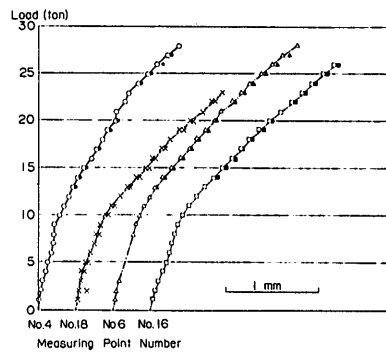
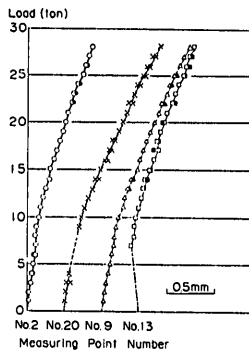
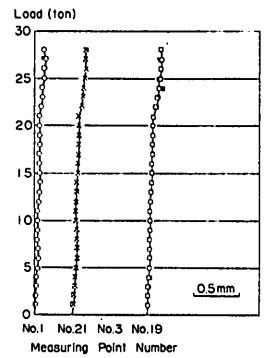
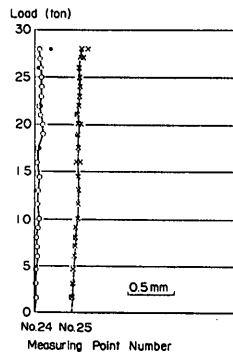
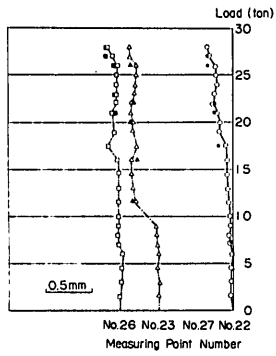
(b) XC-2

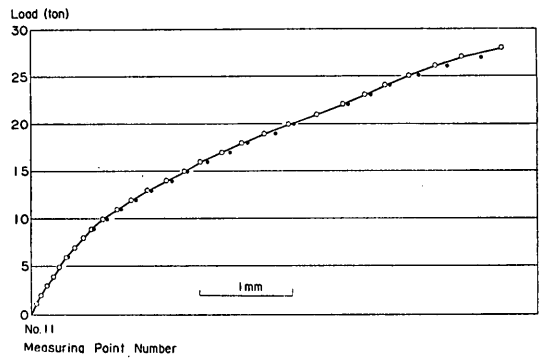
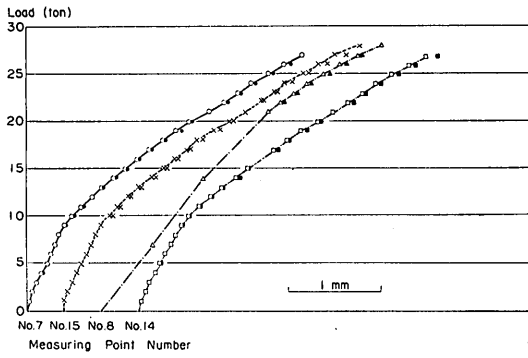


周辺補剛ばりを有する鉄筋コンクリートスラブの終局耐力について

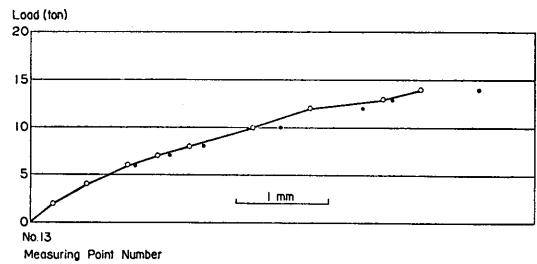
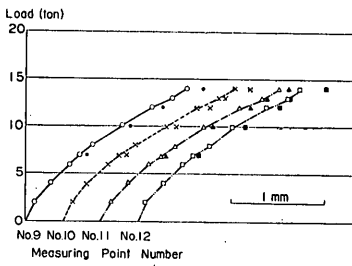
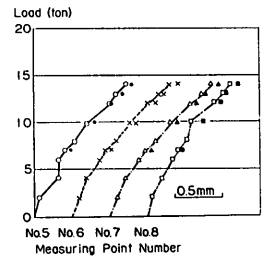
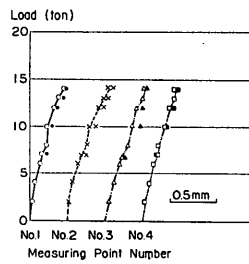
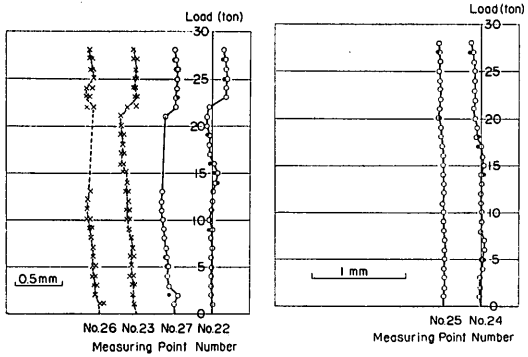


(c) XC-3

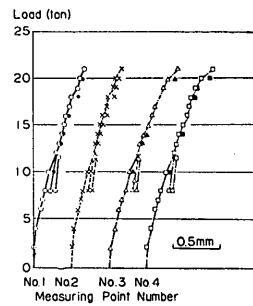
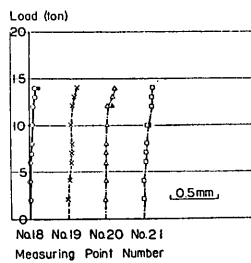
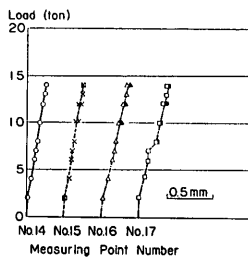




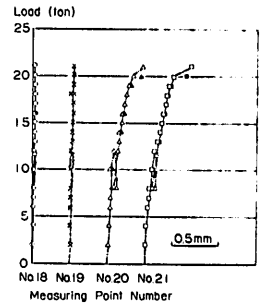
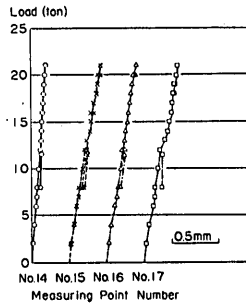
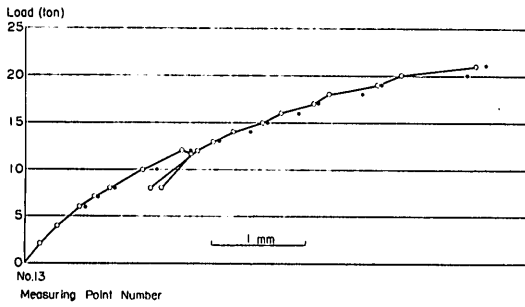
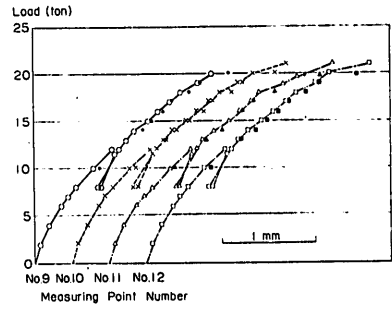
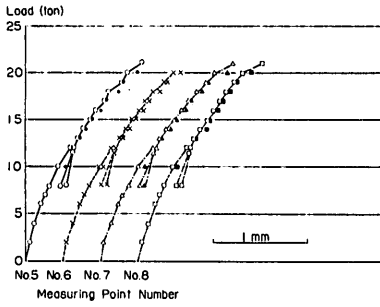
(d) XC-4



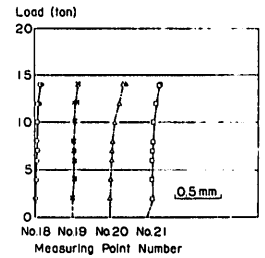
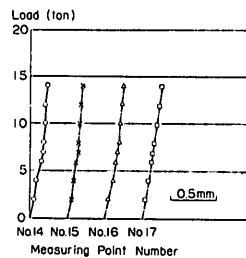
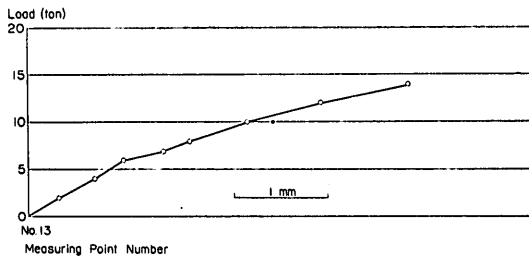
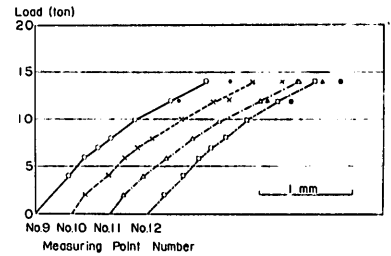
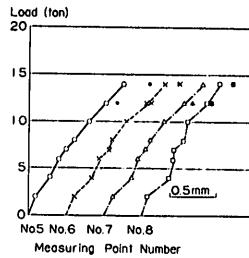
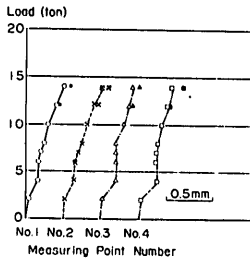
(e) XC-5



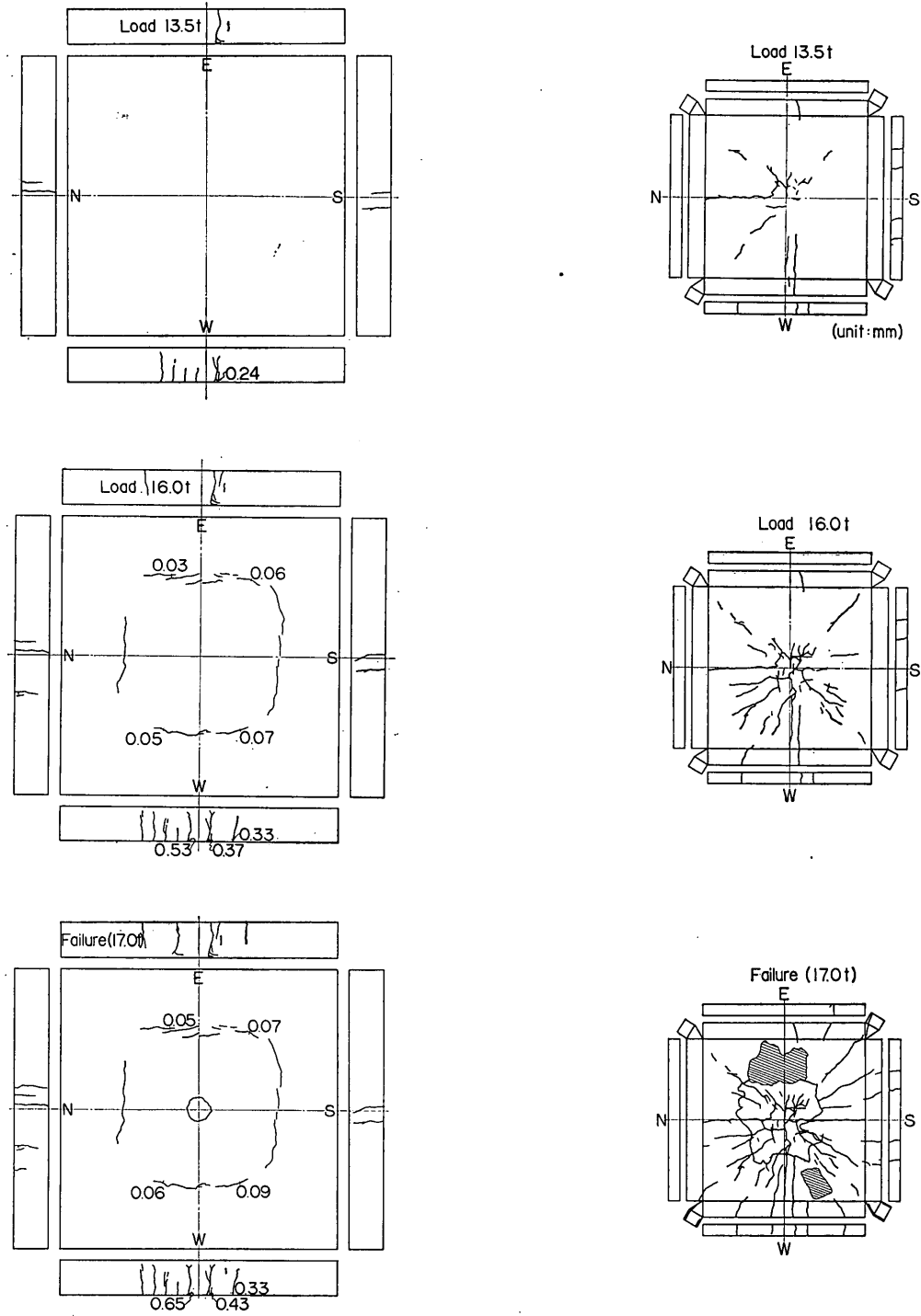
周辺補剛ばりを有する鉄筋コンクリートスラブの終局耐力について



(f) XC-6

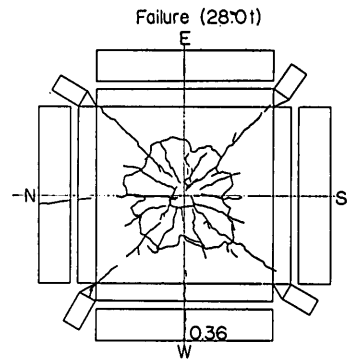
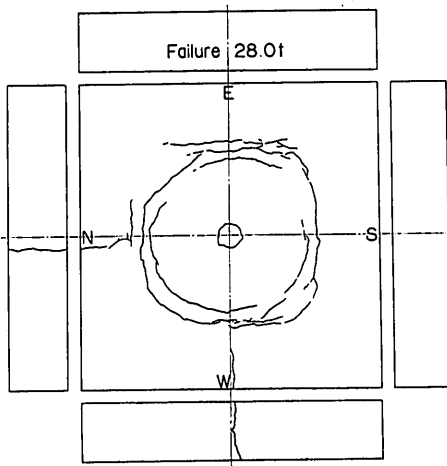
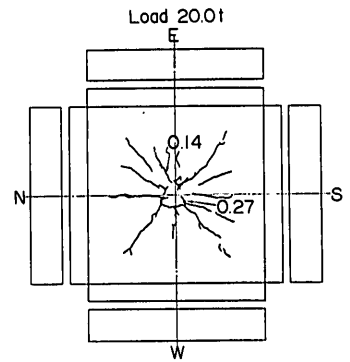
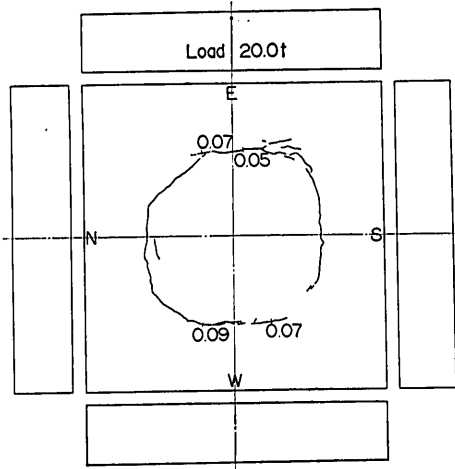
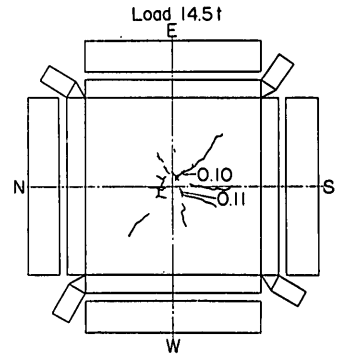
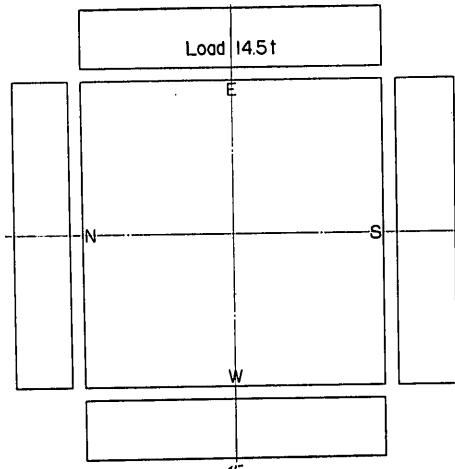


付録—3 ひびわれ測定結果



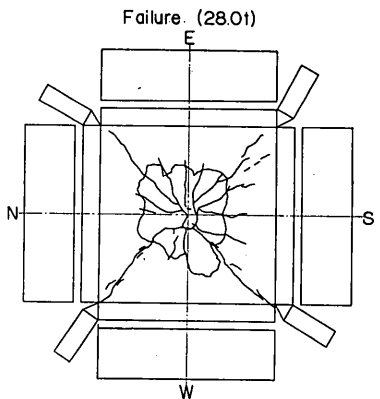
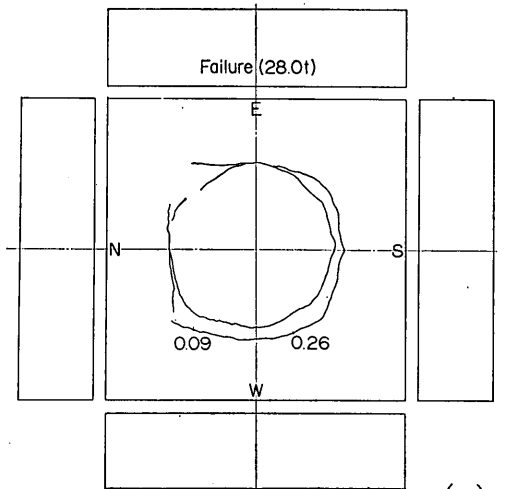
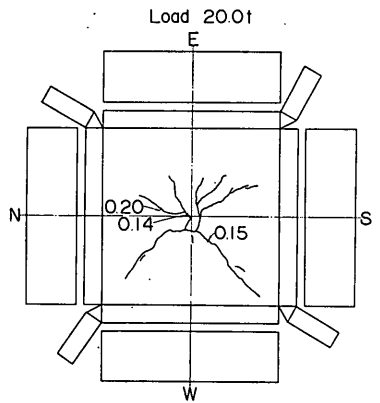
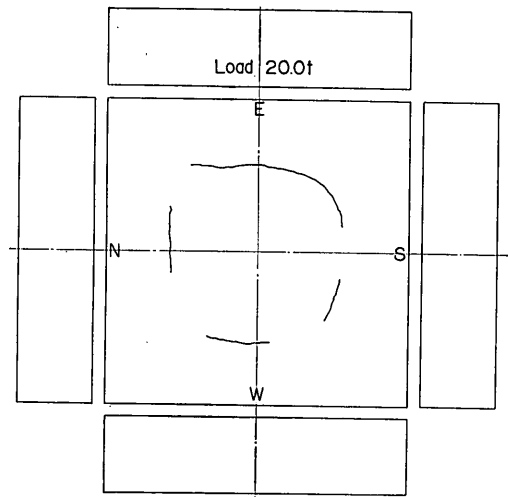
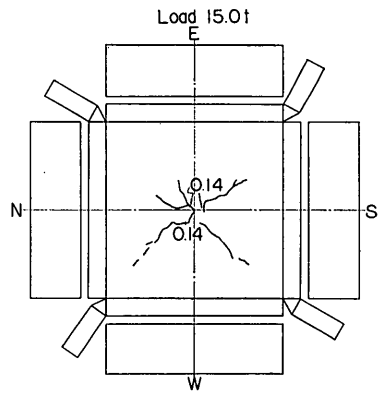
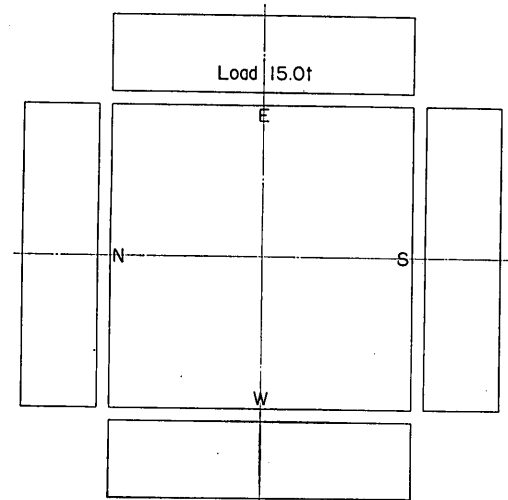
(a) XC—1

周辺補剛ばりを有する鉄筋コンクリートスラブの終局耐力について



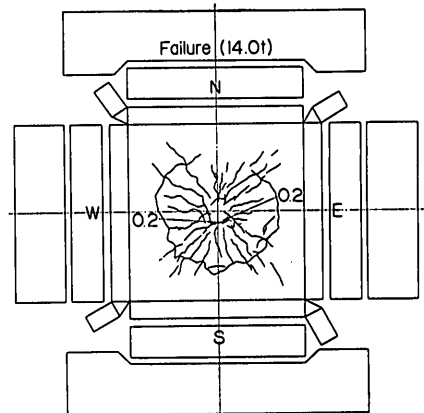
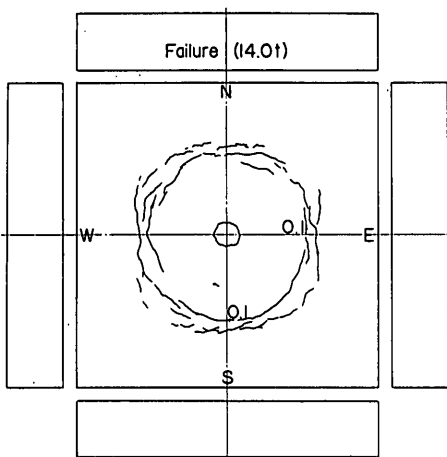
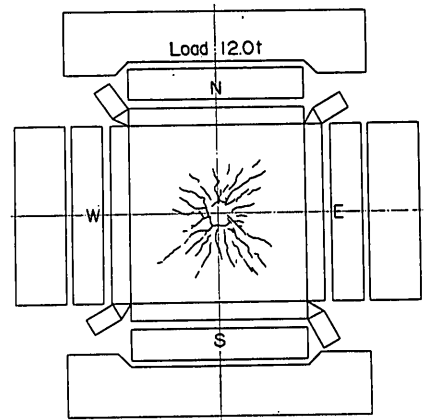
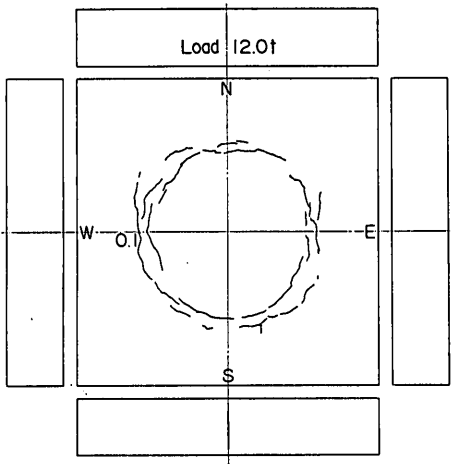
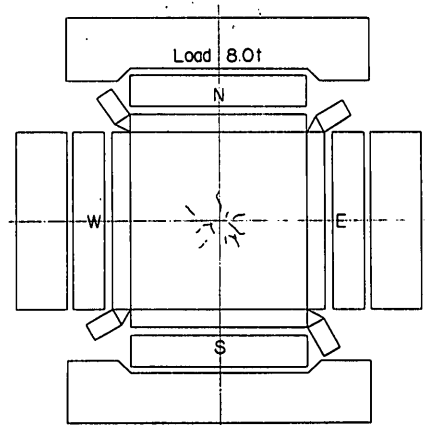
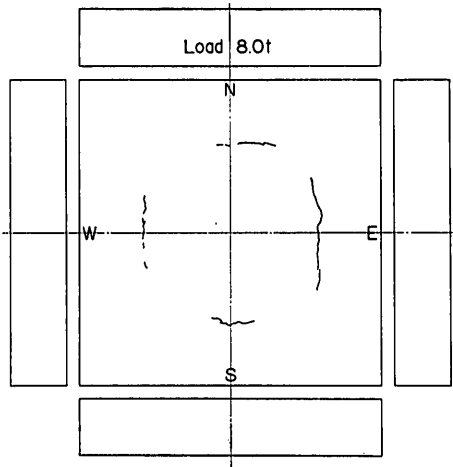
(b) XC-2



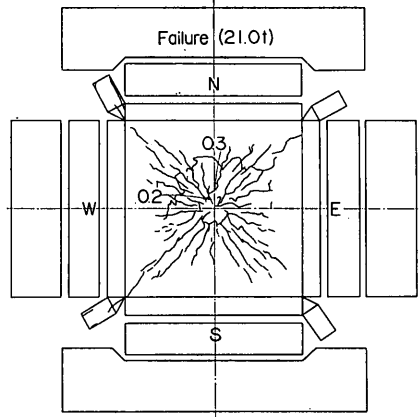
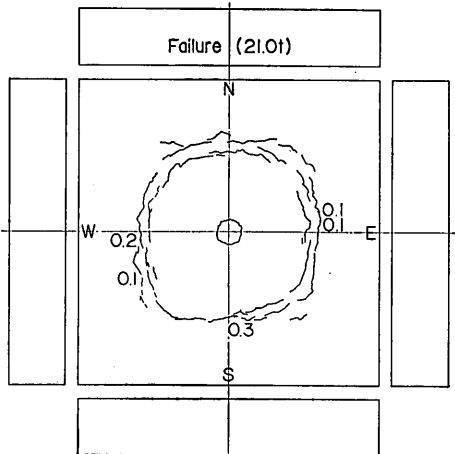
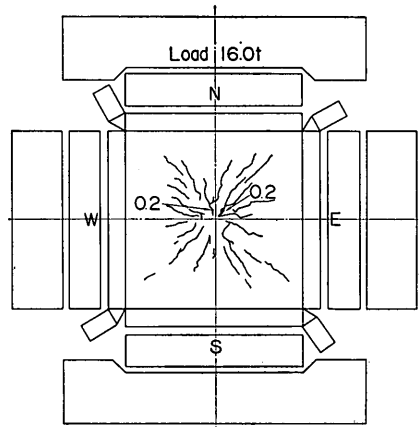
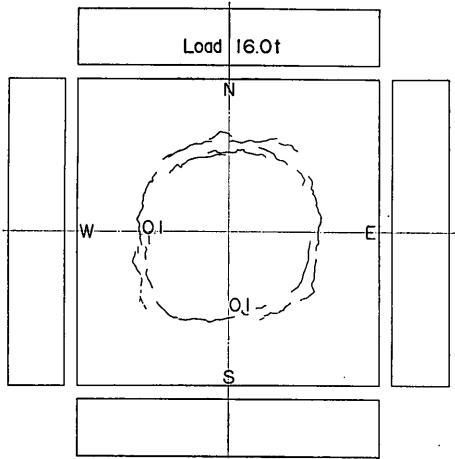
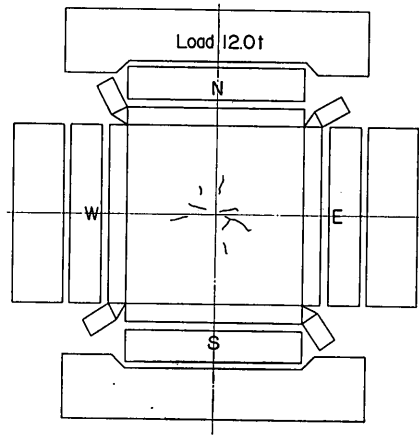
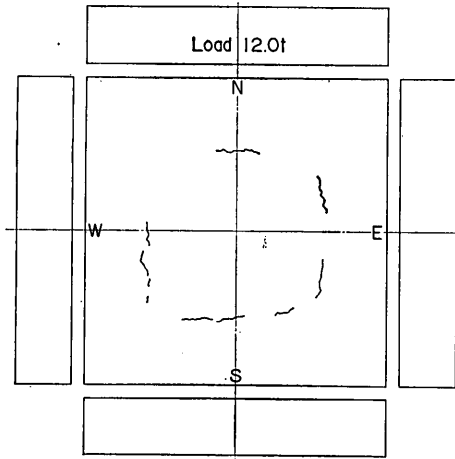


(c) XC-3

周辺補剛ばりを有する鉄筋コンクリートスラブの終局耐力について

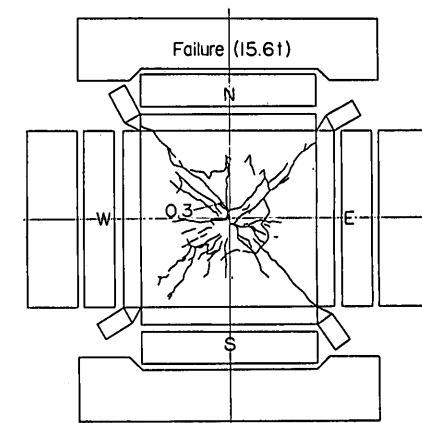
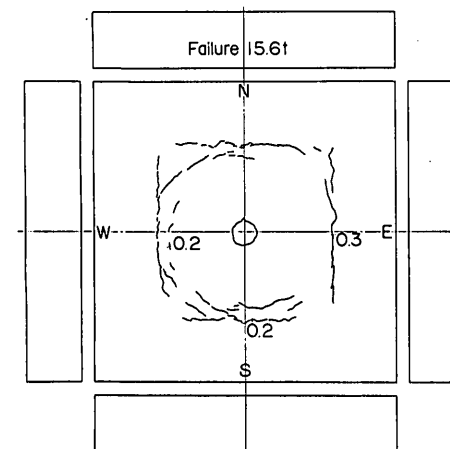
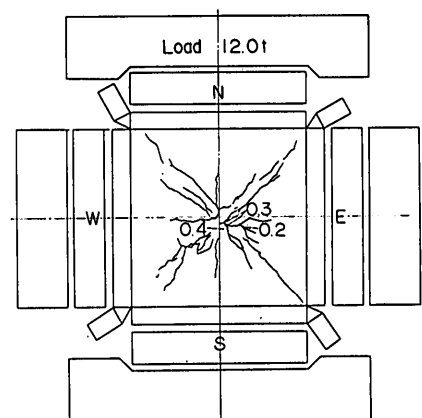
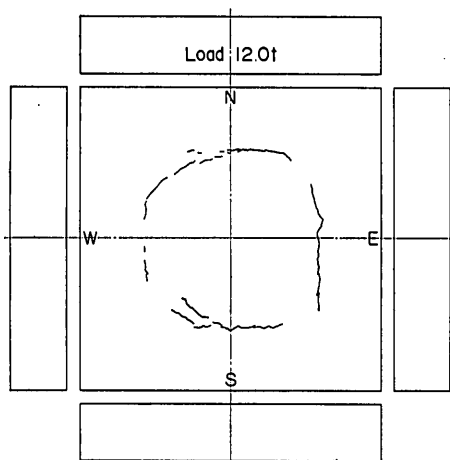
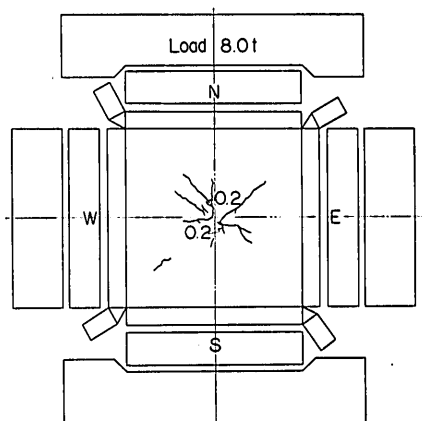
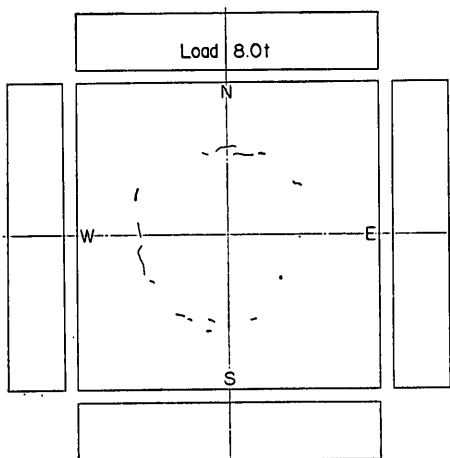


(d) XC-4



(e) XC-5

周辺補剛ばりを有する鉄筋コンクリートスラブの終局耐力について



(f) XC-6