

土木研究所資料

シールドトンネルの耐震性に関する研究 ——(その3)鉄筋コンクリートシールドセグメントの載荷実験——

Development of Seismic Resistant Design Procedure for Shield Tunnels

—Part3 Loading Tests of Reinforced Concrete
Segment of Shield Tunnel—

昭和61年4月

建設省土木研究所
地震防災部耐震研究室

Copyright ©1986 by P. W. R. I.

All rights reserved. No part of this book may be reproduced by any means, nor transmitted, nor translated into a machine language without the written permission of the Director General of P.W.R.I.

この報告書は、土木研究所長の承認を得て刊行したものである。したがって、本報告書の全部又は一部の転載、複製は土木研究所長の承認を得ずしてこれを行ってはならない。

シールドトンネルの耐震性に関する研究

——(その3)鉄筋コンクリートシールドセグメントの載荷実験——

Development of Seismic Resistant Design Procedure for Shield Tunnels

—Part3 Loading Tests of Reinforced Concrete
Segment of Shield Tunnel—

耐震研究室 室 長 川 島 一 彦

研 究 員 大日方 尚 巳

部外研究員 志 波 由紀夫

加 納 尚 史

要旨

本資料は、シールドトンネルの長手方向の耐震性を評価する際に必要となるシールド覆工剛性を把握するとともに、覆工の破壊性状を把握するために行ったシールドセグメントの載荷実験結果をとりまとめたものである。

本検討により、覆工剛性の把握にはリング間継手の影響が大きいこと、載荷方法により破壊性状が異なる事等が明らかになった。

キーワード：シールドトンネル，耐震設計，地震応答解析，動的解析

目 次

1. 実験目的	1
2. 実験方法	2
2-1 実験概要	2
2-2 実験施設および装置	5
2-3 供試体	10
2-4 計測項目	17
2-5 载荷条件	21
2-6 無負荷状態での载荷試験	26
3. 実験結果	28
3-1 Aタイプ供試体载荷実験結果	28
3-2 Bタイプ№1 供試体载荷実験結果	40
3-3 Bタイプ№2 供試体载荷実験結果	51
4. 実験結果の検討	65
4-1 Aタイプ供試体の軸剛性	65
4-2 Bタイプ供試体の軸剛性	68
5. 結 論	81
参考文献	84

1. 実 験 目 的

都市トンネルの代表的施工法として定着したシールド工法によるトンネル（以下、シールドトンネルと呼ぶ）は、上下水道、地下鉄道、電力・通信ケーブル用洞道など、都市機能を支える重要度の高い構造物として建設されることが多く、その設計に際しては、地震による影響についての十分な検討が要求される。しかしながら、現在までにシールドトンネルが大規模な地震を経験した事例が少なく、地震の影響に関する経験的な知見が十分でないなどにより、シールドトンネルの合理的な耐震設計法は未だ整備されていないのが実情である。現在のところ、シールドトンネルの耐震性を評価するための手法としては、応答変位法に基づき、トンネル覆工を弾性床上の梁としてモデル化し、地盤の応答変位を弾性床に作用させてトンネルに生ずる応力を解析する方法が、一般に用いられている。^{1), 2)} この方法を適用するに当たっては、シールドトンネルの覆工の長手方向剛性を適切に評価することが必要となるが、多数のセグメントおよび継手で構成され、さらに2次覆工が施される場合もある覆工の剛性を算定するのは容易でなく、現行の剛性評価手法も覆工部材の力学特性に関する多くの仮定に基づいたものであることから、シールドトンネルの覆工剛性については不明な点が多い。

本実験は、シールドトンネルの長手方向の耐震性を評価する上で重要な因子となる覆工剛性を把握するとともに、トンネル長手方向の荷重による覆工の破壊性状を把握することを目的として実施したものである。

2. 実 験 方 法

2-1 実 験 概 要

本実験は、シールドトンネルの長手方向の耐震性を検討するために必要な基礎的資料を得ることを目的としている。地震時にシールドトンネルに発生する断面力としては、軸力、曲げモーメントおよびせん断力が挙げられるが、一般の線状地中構造物の地震時挙動に関する既往の研究成果から類推すると、これら断面力のうち軸力、次いで曲げモーメントが耐震性評価の上で重要となると考えられる。そしてこのような断面力によって、トンネル覆工を構成するセグメントおよび継手がそれぞれの力学特性に従って変形するものと考えられる。

このような観点から、本実験ではシールドトンネル覆工に、主としてトンネル長手方向の軸力が作用する場合の挙動に着目した載荷実験を実施した。

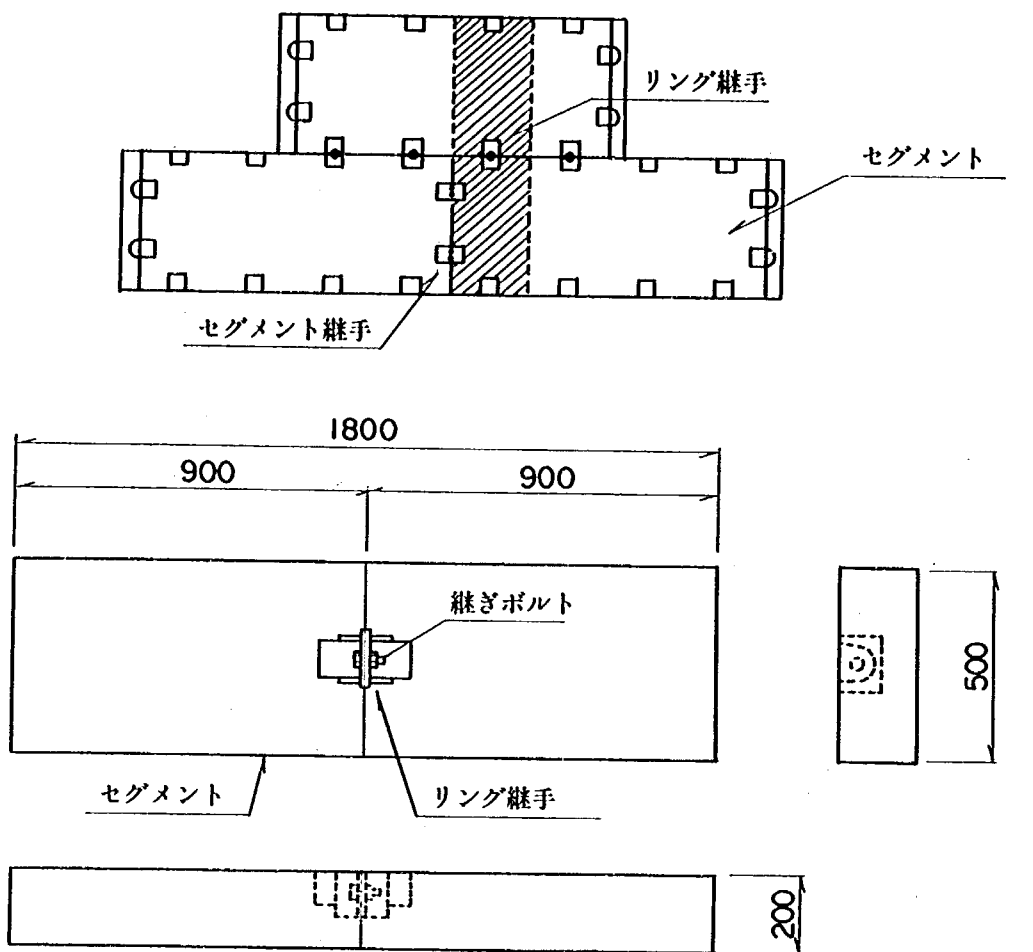
供試体としては、外径4 m～5 mの下水道用標準セグメントを参考とし、図2.1(a)に示すような部分供試体（Aタイプ供試体×1体）と、図2.1(b)に示すように、Aタイプ供試体に巻き厚20 cmの鉄筋コンクリート2次覆工を施した供試体（Bタイプ供試体×2体）の2種類を作成した。これらの供試体は、いずれもトンネル長手方向の継手（リング継手）を1個含んでいる。

供試体の載荷方法は、図2.2に示すように、供試体の一端を反力フレームに固定し、他端を加振機に取り付けて、加振機によりトンネル長手方向の軸力を載荷した。表2.1に、各供試体の載荷方法を示す。

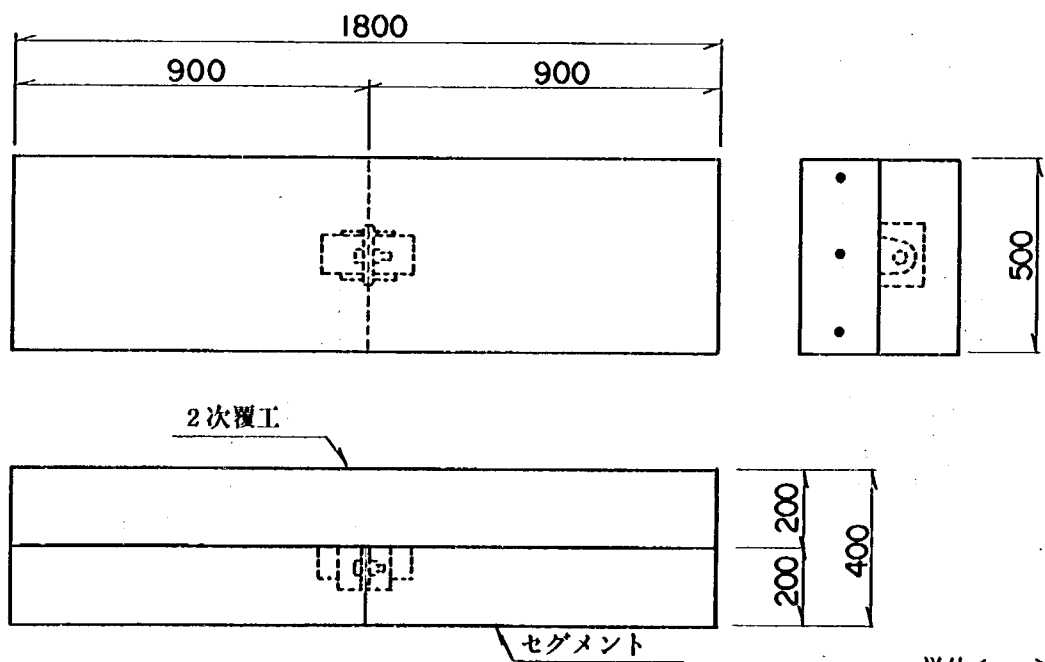
各供試体には各種計器を取り付け、セグメント、2次覆工、鉄筋、継ぎボルト等のひずみ、ならびにリング継手の開き量等を計測した。

表 2.1 各供試体の載荷方法

供 試 体	載 荷 方 法
A タ イ プ	静的載荷，正負交番動的繰返し載荷
B タイプNo 1	静的載荷
B タイプNo 2	正負交番動的繰返し載荷，静的載荷（破壊時）



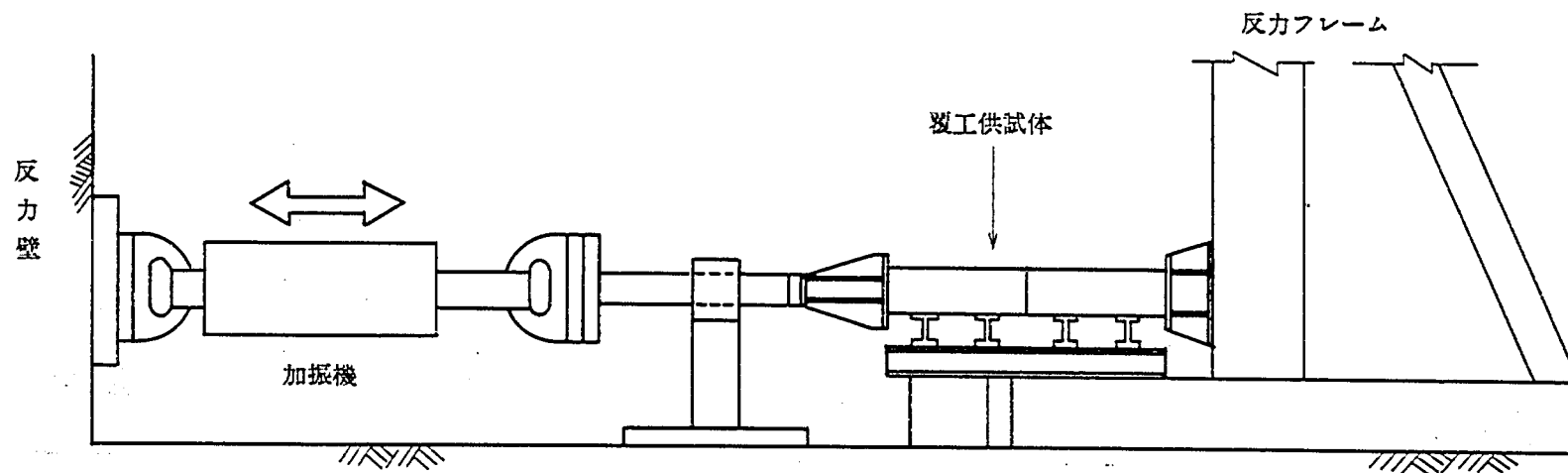
(a) Aタイプ供試体



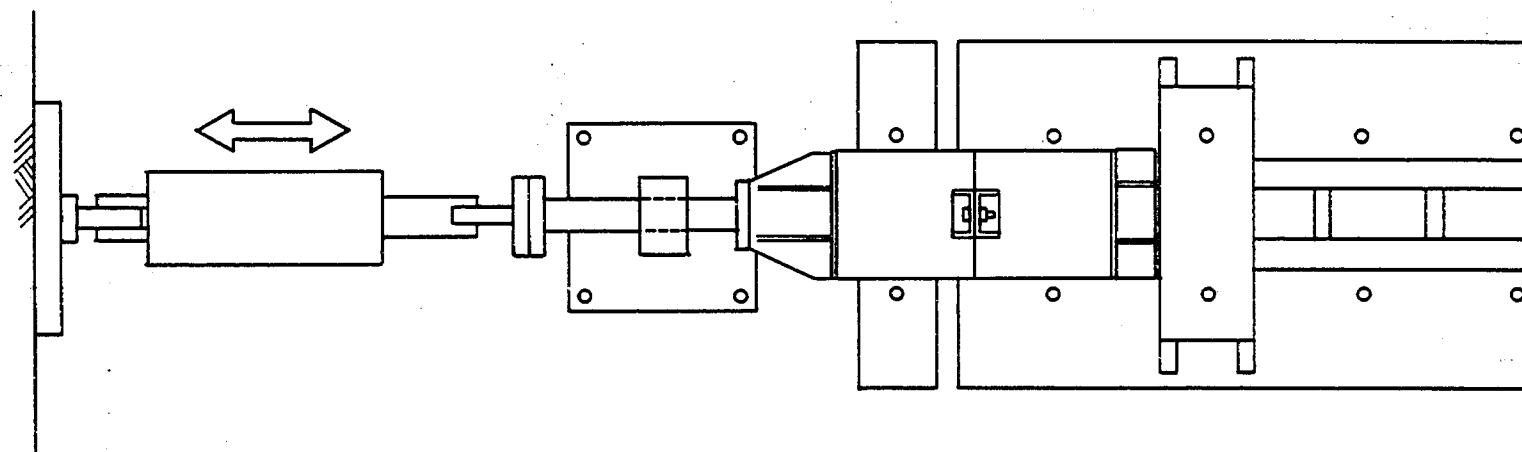
(b) Bタイプ供試体

図 2.1 供試体概要図

単位 (mm)



(a) 立面図



(b) 平面図

図 2.2 実験概要図

2-2 実験施設および装置

実験は、建設省土木研究所内の部材耐震強度実験施設において実施した。載荷装置は、本施設に装備されている加振機を用いた。加振機の概要および性能を、図 2.3、図 2.4 および表 2.2 に示す。

図 2.5 に載荷装置図を示す。供試体は載荷架構上に設置され、連結治具を介して一端が反力フレームに固定され、他端が加振機に取り付けられている。図 2.6 に示すように、載荷架構は A タイプ供試体と B タイプ供試体とで異なり、それぞれ、供試体の断面の図心が加振力の作用中心に合うように高さを調整した。載荷架構と供試体底面との間には、グリースを塗布した 2 枚の塩ビ板を置き、載荷時に供試体底面に摩擦力が作用しないよう配慮した。

A タイプ供試体に対しては、載荷時に供試体が浮き上がることを防止する目的で、図 2.7 に示す浮上がり防止治具を取り付けた。ただし、結果的には供試体の大きな浮上がりは見られなかった。

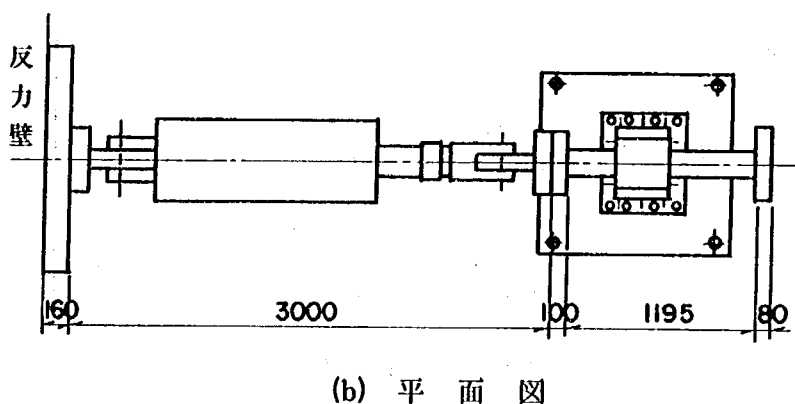
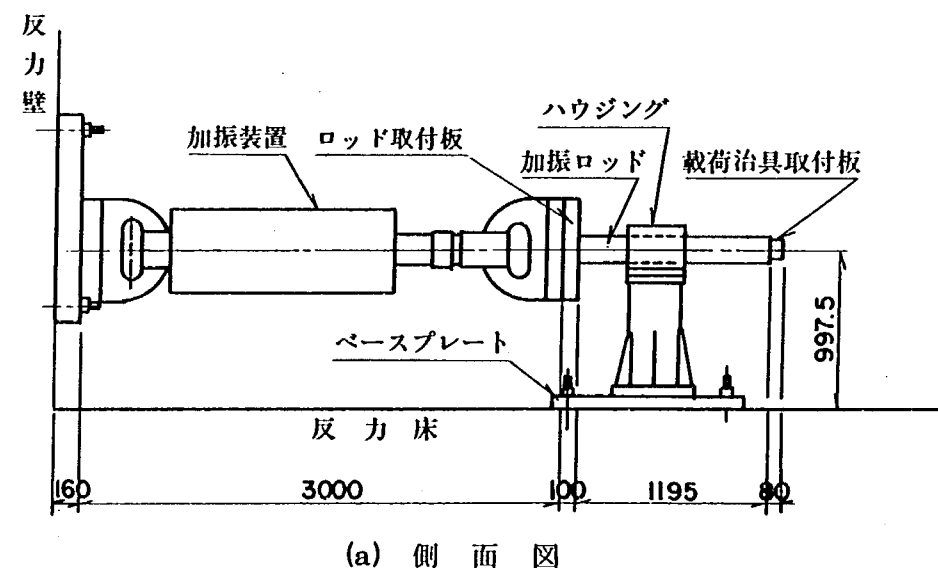


図 2.3 部材耐震強度実験施設（加振装置）

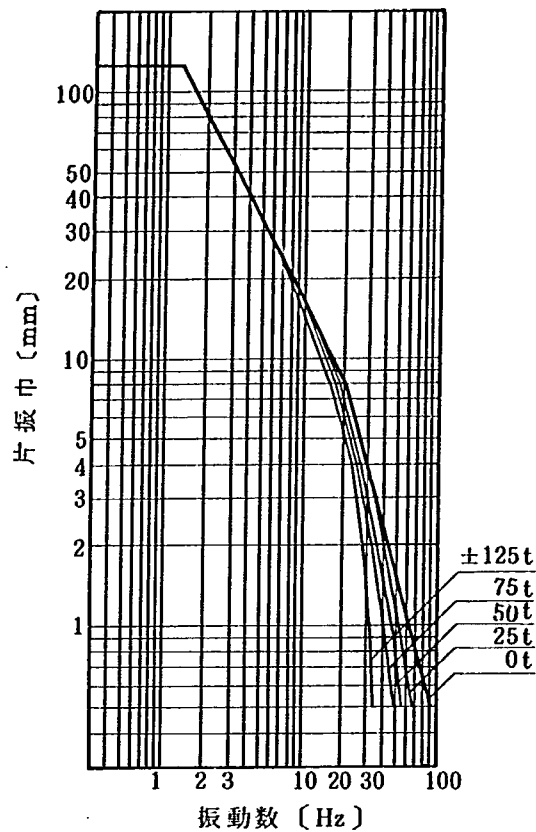
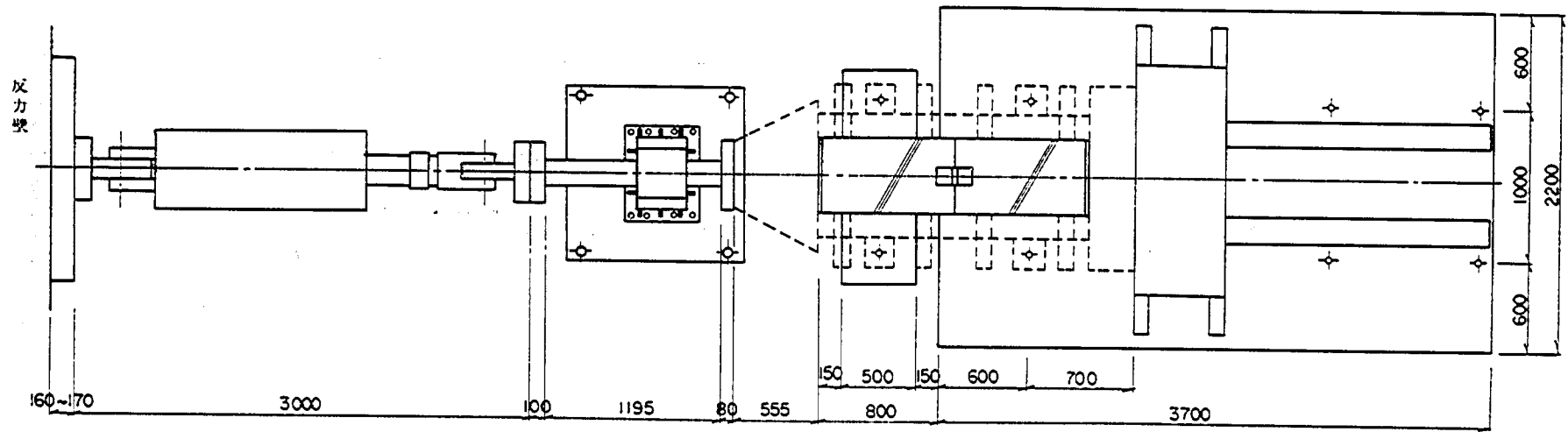


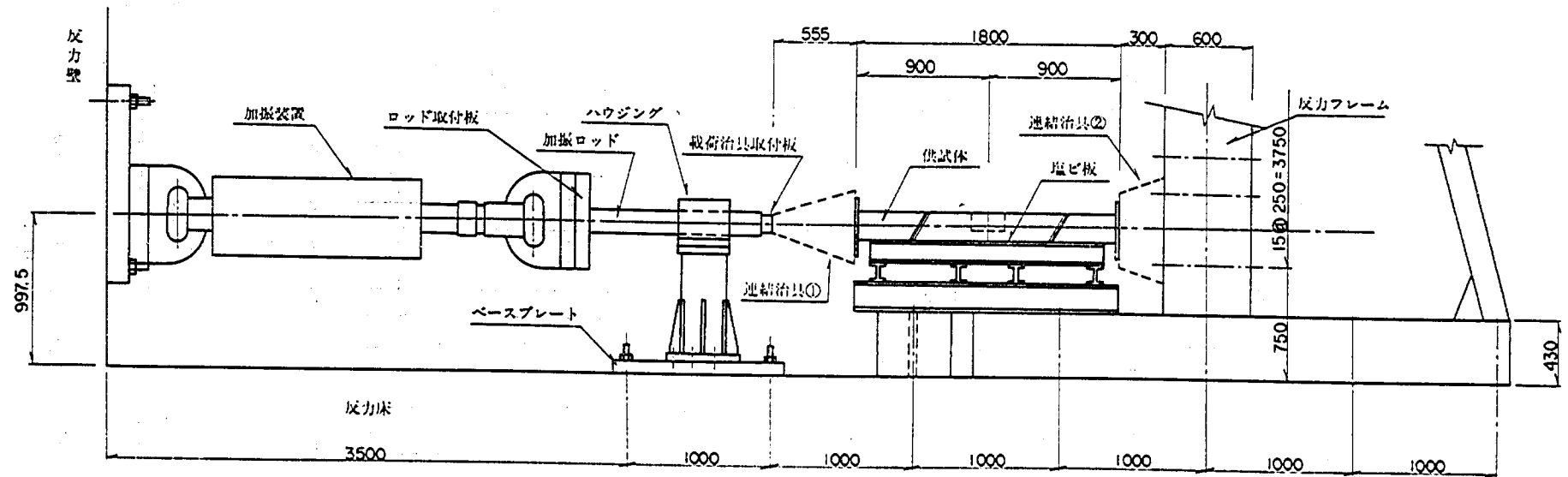
図 2.4 加振負荷装置の性能曲線

表 2.2 部材耐震強度実験施設

項 目	諸 元
加 振 力	± 125 ton × 2 台
最 大 変 位 振 巾	± 125 mm
最 大 速 度	± 1 m/sec
加 振 振 動 数	DC ~ 30 Hz
加 振 波 形	正弦波, 三角波, 矩形波 ランプ波, ランダム波
最大加振力持続時間	10 秒 (最大速度正弦波加振時)
制 御 方 式	アナログ制御, デジタル制御
制 御 量	荷重, 変位または加速度
油 圧 供 給 方 式	アキュムレータ蓄圧方式 (200 ℓ / 10 sec) × 6 台 油圧ポンプ併用 (300 ℓ / min) × 2 台



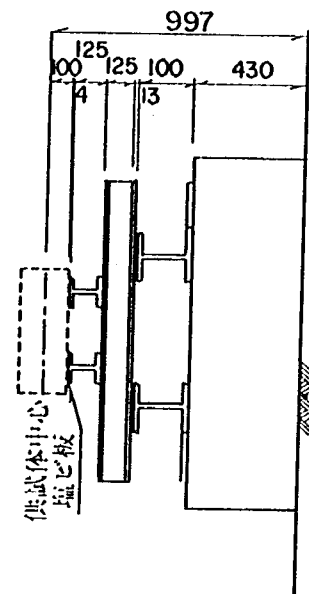
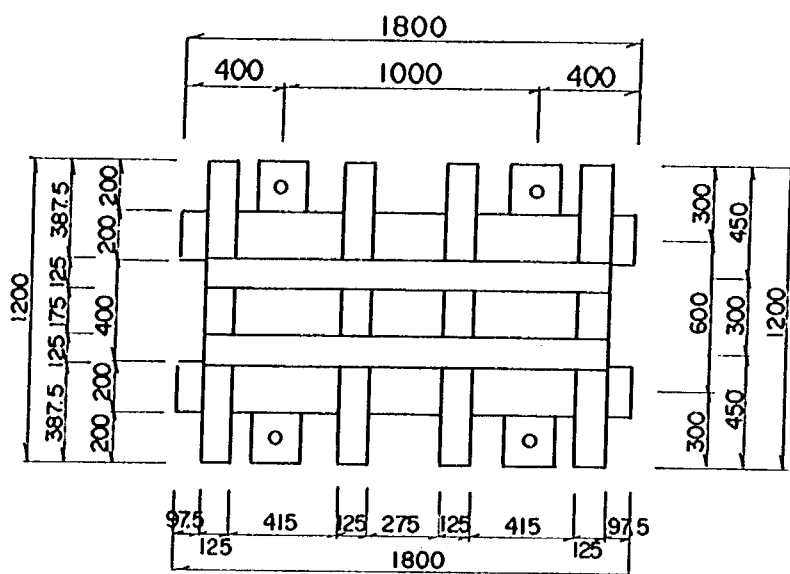
(a) 平面図



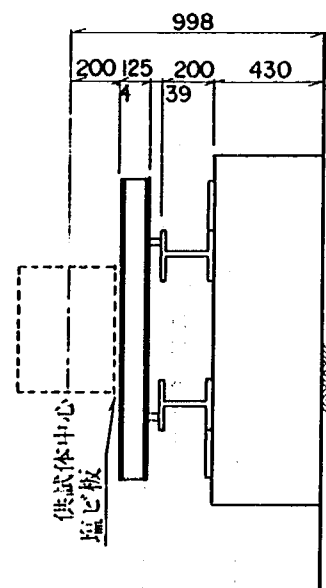
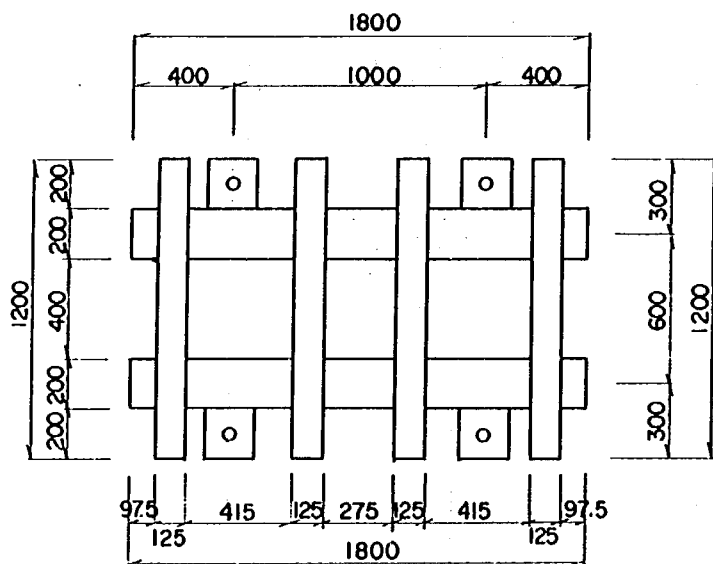
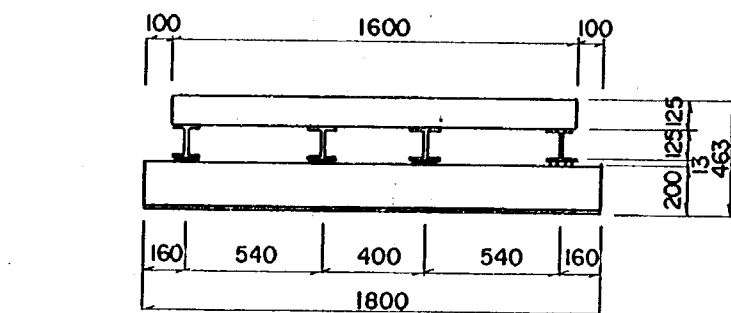
(b) 立面図

単位 (mm)

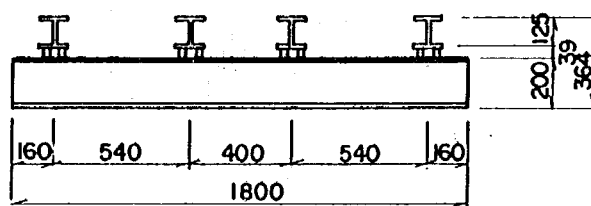
図 2.5 載 荷 装 置 図



A ータイプ供試体載荷架構



単位 (mm)



B ータイプ供試体載荷架構

図 2.6 載 荷 架 構 図

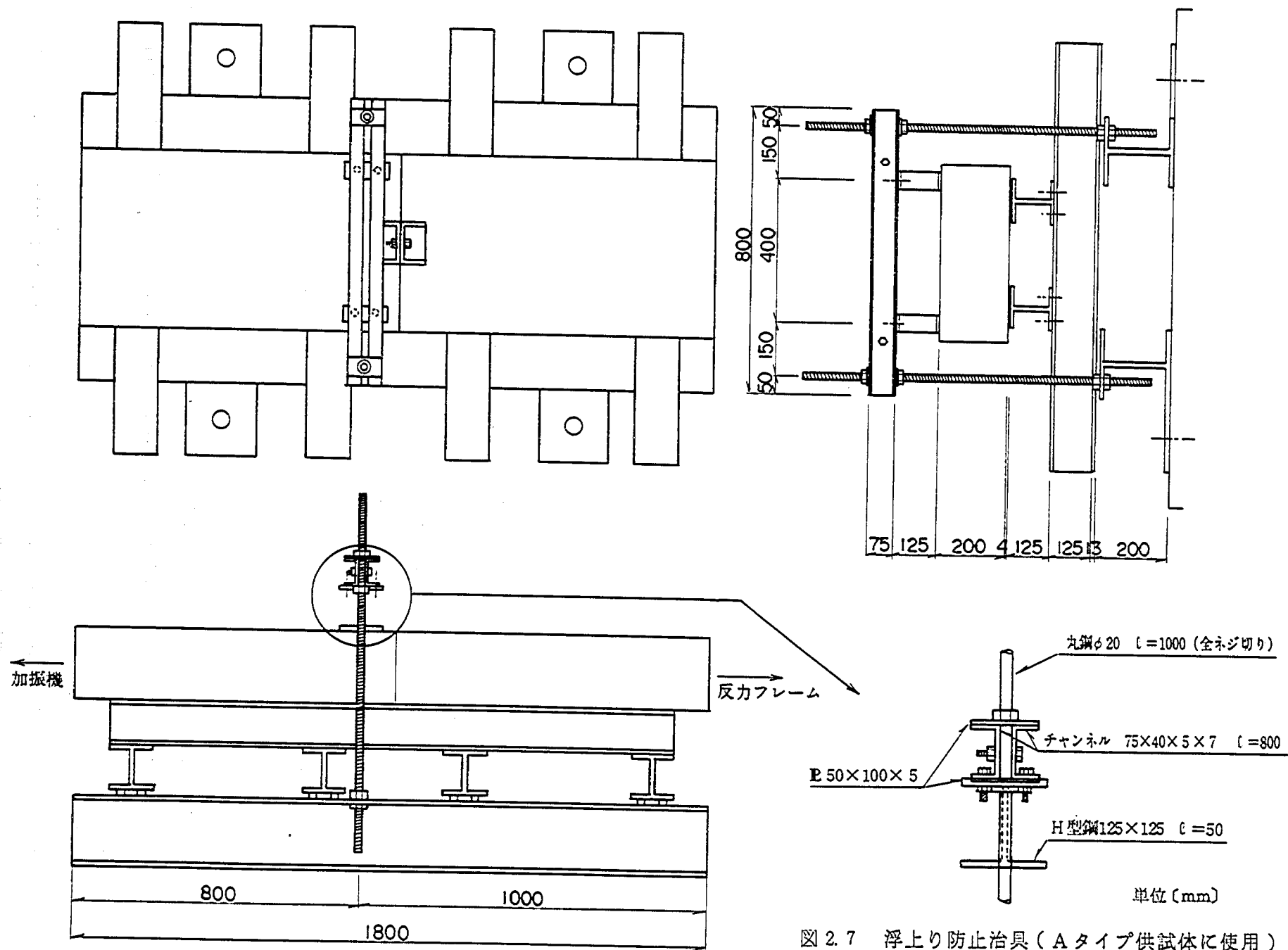


図 2.7 浮上り防止治具 (A タイプ供試体に使用)

2-3 供 試 体

実験に用いた供試体は、図 2.1 に示したように、セグメントの一部を模した A タイプ供試体を 1 体、A タイプ供試体に 2 次覆工を施した B タイプ供試体を 2 体、合計 3 体とした。

(1) A タイプ供試体

図 2.8 に配筋図を示す。形状は、厚さ 20 cm、幅 50 cm、長さ 90 cm のセグメント（部分）を長手方向に 2 ピース連結し、リング継手により一体構造としたものである。セグメントの寸法およびリング継手の構造は、「下水道用標準セグメント」（土木学会・日本下水道協会共編、1973 年）の標準番号 C 20、C 21（外径 4.8 m）のセグメントに基づいて決定した。ただし、セグメント内の配筋については、載荷力（特に引張力）を供試体端部の固定金具から確実に伝達させる目的で、上記の標準セグメントの配筋とは異なっている。ただし、供試体の変形および破壊の位置がリング継手部に集中することから、セグメント内の配筋方法が実験結果に及ぼす影響は小さいと考えられる。

リング継手は、図 2.9 に示すように、厚さ 9 mm の面板（材質：SS 41）に同厚の定着板を溶接した金具で、定着板に溶接した長さ 30 cm のアンカー筋（SD 30，D 13）2 本によって、セグメント内に定着されている。

リング継ぎボルトとしては、M 22、 $\ell = 65$ mm（強度区分 8.8）を 1 本使用した。ボルトの有効断面積は、内部にひずみゲージを貼付するための加工を行ったため、公称 3.03 cm^2 よりも小さく、 2.245 cm^2 となっている。

継ぎボルトの締め付けは、2 ピースに分かれた供試体を載荷架構上に設置し、ピース間にシール材を貼付した後、加振機により圧縮力を導入してピース間の端面が確実に接触している状態で行った。締め付けはボックスレンチを用い、人力で行った。この時のボルト軸力は、ボルト内に貼付されたひずみゲージの計測から、約 6.3 ton であった。

(2) B タイプ供試体

B タイプ供試体は、A タイプ供試体上に厚さ 20 cm の 2 次覆工を施したものであり、セグメント部分およびリング継手の構造は A タイプ供試体と同一である。2 次覆工は、図 2.8 に示すように、ジベル筋によってセグメントとの付着を確実にした。2 次覆工内の配筋図を図 2.10 に示す。本来の主鉄筋は図 2.10 B-B 断面図に示す D 13（SD 30）3 本であり、他の鉄筋は供試体端部からの載荷力（特に引張力）を均等に伝達させるための配力筋および組立て筋である。

セグメントの接合面には、A タイプ供試体と同様に、止水用のシール材が貼付されている。継ぎボルトの締め付け力は、B タイプ No. 1 供試体が約 6.7 ton、No. 2 供試体が約 6.0 ton であった。

(3) 使用コンクリート

供試体製作に用いたコンクリート（セグメントおよび 2 次覆工）の仕様は以下のとおりである。なお、供試体の部材記号を図 2.11 に示す。

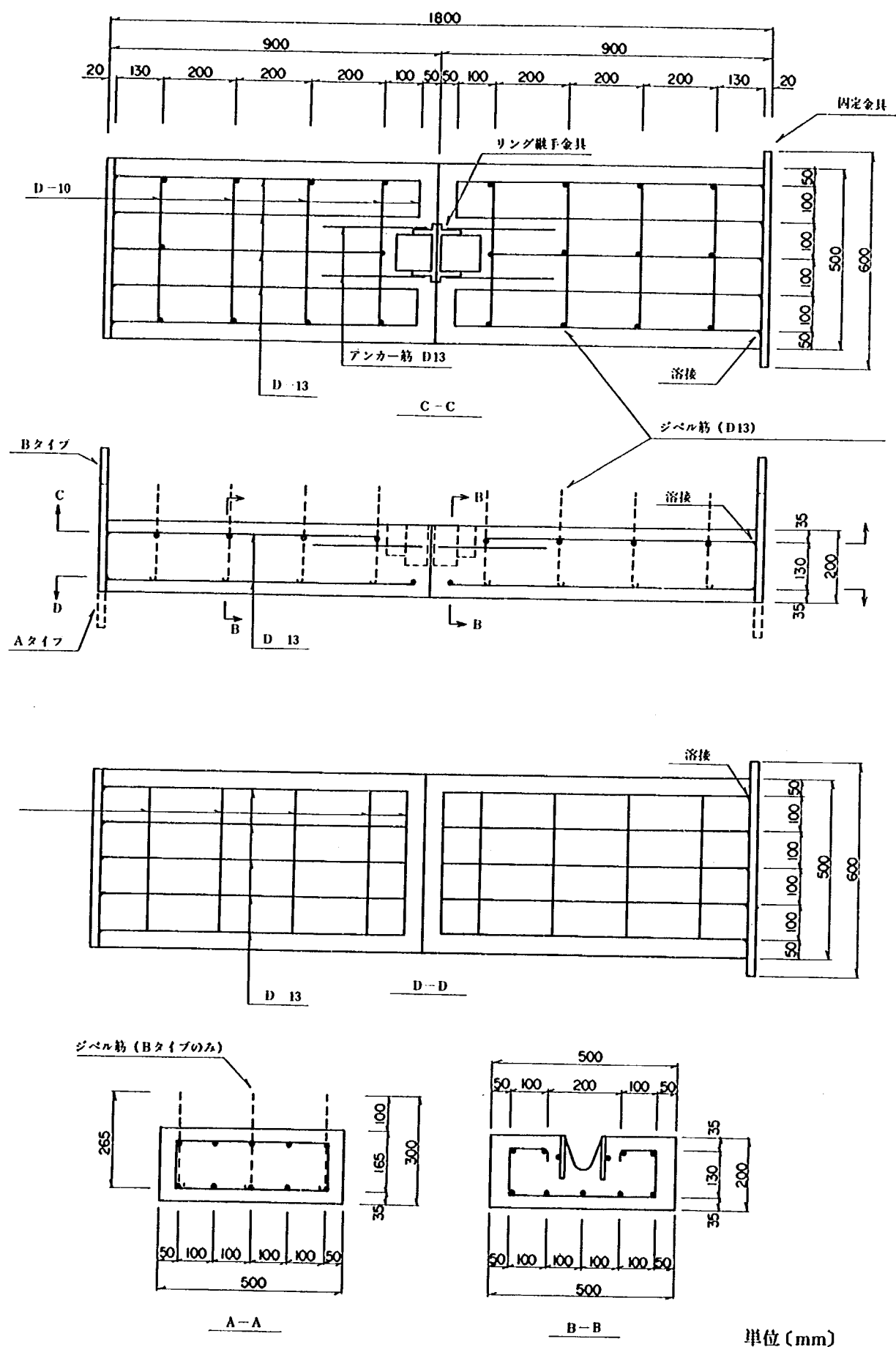
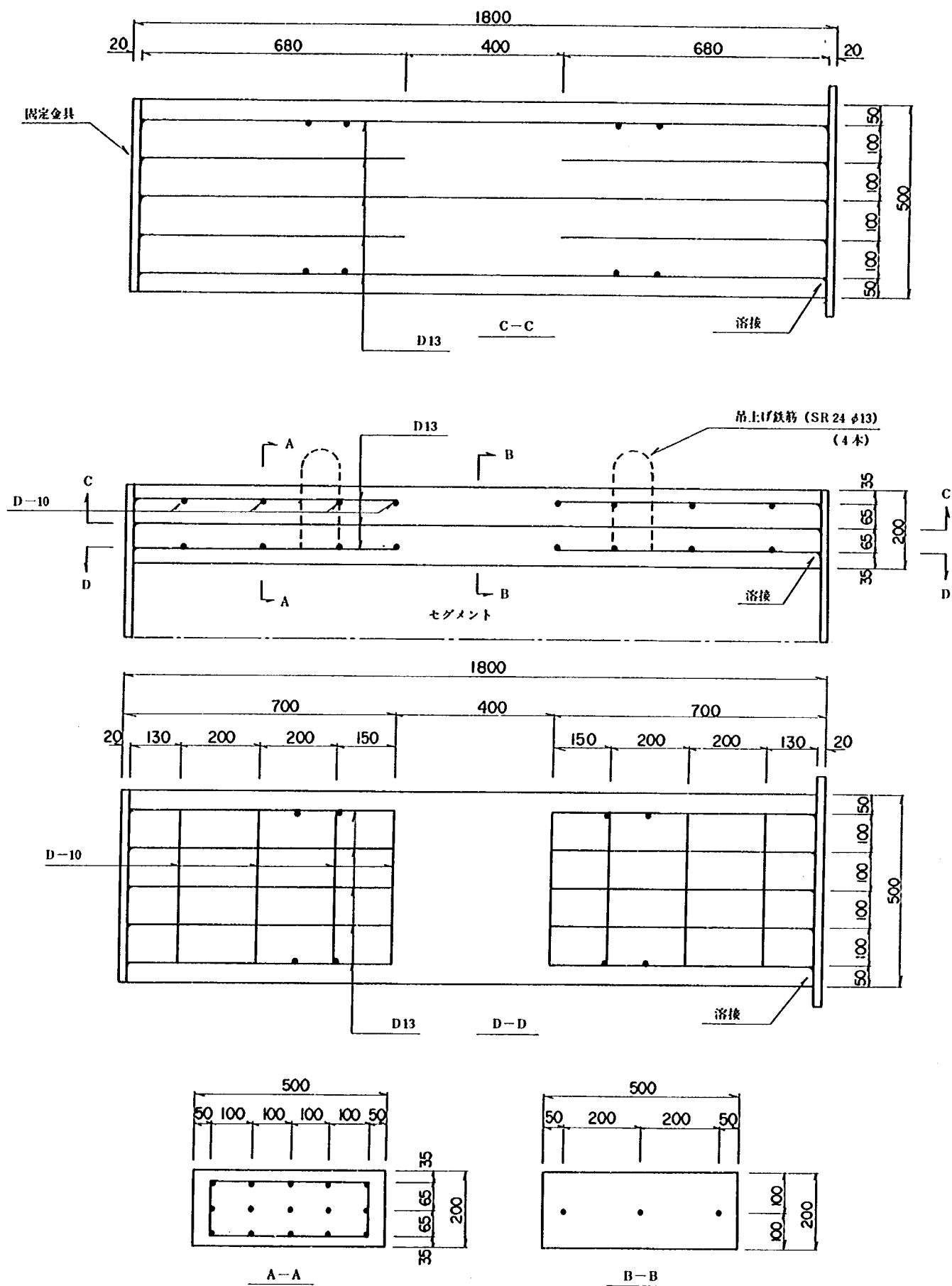


図 2.8 セグメント配筋図



単位 (mm)

図 2.10 2 次覆工配筋図

(a) 主要材料

セメント：普通ポルトランドセメント（住友セメント社製）

細骨材：千葉県富津市鬼^き沼^{なだ}山産砂と栃木県安^あ蘇^そ郡田沼町産砕砂の2種混合

粗骨材：栃木県安蘇郡田沼町産砕石

(b) 示方配合

設計基準強度を、セグメント 420 kg/cm^2 、2次覆工 240 kg/cm^2 とし、表 2.3 に示す配合とした。練り上りコンクリートのスランプおよび空気量は、表 2.4 に示すとおりであった。

(c) 養生方法

セグメントは、図 2.12 に示す条件で蒸気養生を行った。2次覆工コンクリートは自然養生とした。

(d) 強度および弾性係数

図 2.11 に示した供試体の各部材につき、圧縮強度・弾性係数試験用として3個、引張強度試験（割裂試験）用として3個、計6個の円柱供試体を作り、強度試験を行った。試験機としては100t アムスラー圧縮試験機を用い、弾性係数は圧縮強度試験時に、供試体にひずみゲージを貼付して測定した。

試験により得られた圧縮強度、引張強度および弾性係数（ヤング率）の値を表 2.5 に示す。これらの値は、それぞれ3個の供試体の平均値である。

表 2.3 示 方 配 合 表

	粗骨材 最大寸法 (mm)	スランプ (cm)	空気量 (%)	水セメント 比 (%)	細骨材 率 (%)	配 合 (kg / m ³)				
						水	セメント	細骨材	粗骨材	混 和 剤
セグメント	20	6	1	37.1	36	155	418	620	1220	4.18 (マイティー 150)
二 次 覆 工 コンクリート	20	6	1	49.1	38	160	326	720	1185	0.652 (ノリッ ク #1)

表 2.4 スランプ・空気量

部材記号	スランプ (cm)	空気量 (%)
A-1	4.6	0.5
A-2	5.5	0.9
B-1	6.0	0.7
B-2	4.4	1.2
B-3	5.0	1.0
B-4	5.6	0.9
L-1	7.0	0.9
L-2	6.5	1.0

表 2.5 使用コンクリートの強度・弾性係数

供 試 体	部 材		材 令		σ_c (kg/cm ²)	σ_t (kg/cm ²)	E_c (kg/cm ²)
	記 号	位 置	①	②			
A タイプ	A-1	加	58	68~70	454	35.5	3.41×10^5
	A-2	反	57	67~69	434	38.0	2.94×10^5
B タイプ No 1	B-3	加	53	67	461	35.6	3.30×10^5
	B-4	反	52	66	502	41.2	3.53×10^5
	L-2	2次覆工	41	55	256	22.0	2.59×10^5
B タイプ No 2	B-1	加	56	73	485	35.0	3.26×10^5
	B-2	反	55	72	499	41.3	3.38×10^5
	L-1	2次覆工	37	54	310	24.1	2.79×10^5

加：加振機側

反：反力フレーム側

材令 { ①：コンクリート強度試験当日
②：加振実験当日

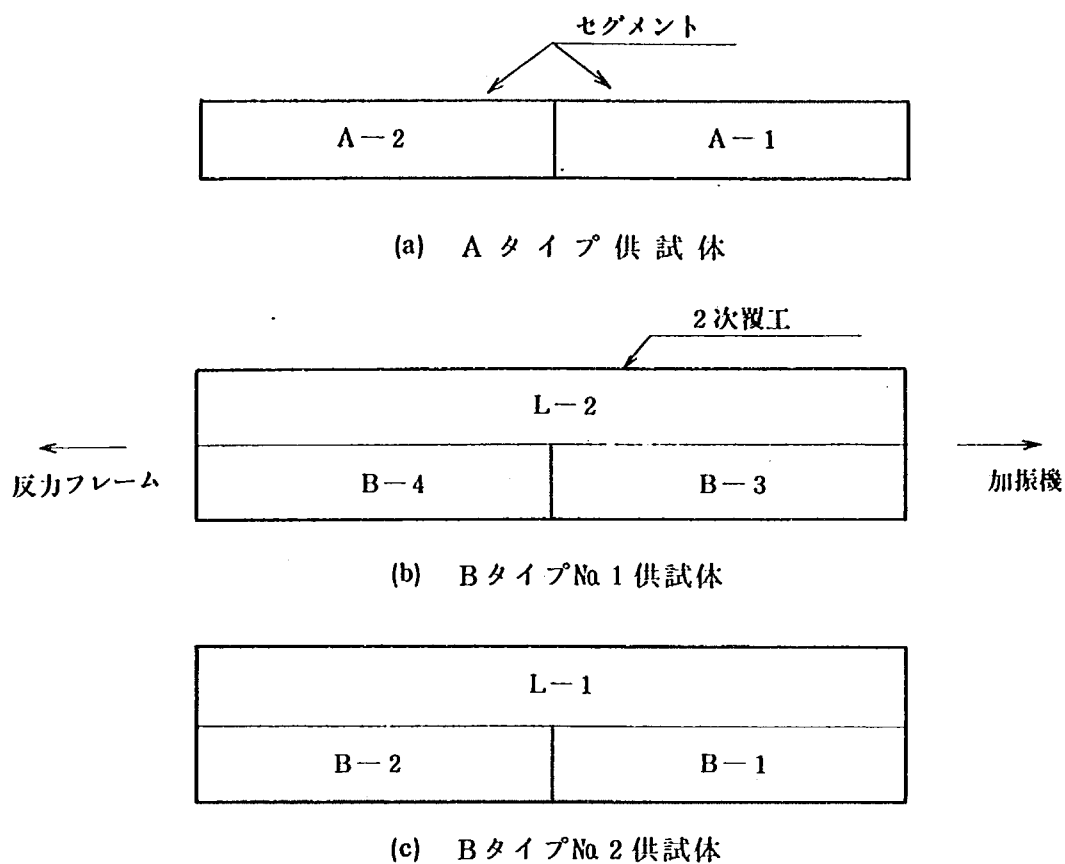


図 2.11 供試体部材記号

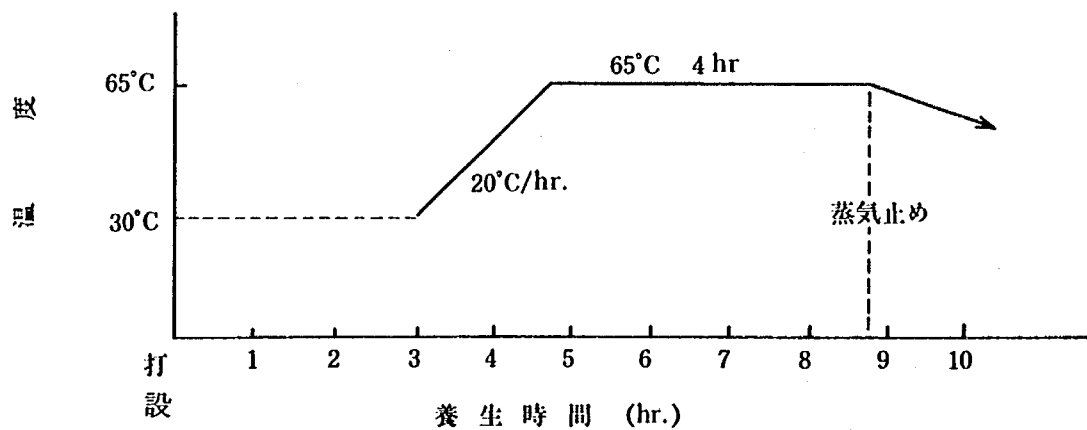


図 2.12 蒸気養生条件 (セグメント)

2-4 計測項目

表 2.6 に計測項目および成分数を示す。また、図 2.13 および図 2.14 に各供試体の計器配置を示す。

(1) Aタイプ供試体

- ① 供試体変形量 (R-1) : リング継手を中央とする長さ 1 m のセグメントの変形量を計測する差動トランス型の高感度ひずみ計。圧縮側約 1 mm , 引張側約 5 mm までの変形量が計測可能。
- ② リング継手の相対変位 (D-1 ~ D-3) : リング継手の開き量を約 20 mm まで計測する変位計。D-1 はセグメント上面のリング継手付近に, D-2 および D-3 はセグメント側面の継ぎボルト位置に対して設置。
- ③ アンカー筋のひずみ (A-1 ~ A-4) : 図 2.9 に示した長さ 30 cm のアンカー鉄筋 4 本の中央部に貼付。
- ④ 継手金具面板のひずみ (P-1 ~ P-4) : ボルト頭側の面板のボルト孔 ($\phi 27$) を中心に, 上下左右それぞれ 30 mm の位置に貼付。いずれも面板の水平方向ひずみを計測。
- ⑤ 継ぎボルトのひずみ (B-1) : 図 2.15 に示すように, 継ぎボルト (M22) の中心に $\phi 10$ mm の孔を開け, ボルト内空にひずみゲージを貼付し, ボルトの軸ひずみ (軸力) を計測。表 2.7 に, 各ボルトについての較正係数を示す。
- ⑥ セグメントのひずみ (C-1 ~ C-16) : セグメントの 4 か所の断面において, セグメントの上下左右面にひずみゲージを貼付。C-9 はボルトボックス内である。

(2) Bタイプ供試体

- ①~⑤は Aタイプ供試体と同じ。
- ⑥ セグメントのひずみ (C-1, C-2) : セグメント下面の, リング継手から 40 cm 離れた位置に貼付。
- ⑦ 2次覆工コンクリートのひずみ (L-1 ~ L-5) : 2次覆工上面の中心軸線上に貼付。
- ⑧ 2次覆工内鉄筋のひずみ (S-1 ~ S-9) : 3本の2次覆工内鉄筋 (D13) の, リング継手上 (S-4, 5, 6) およびここからそれぞれ 40 cm の位置 (S-1, 2, 3 および S-7, 8, 9) に貼付。

表 2.6 計 測 項 目

計 測 項 目	記 号	成 分 数		型 式 等
		Aタイプ	Bタイプ	
載 荷 荷 重	P	1	1	加振機内蔵
変 位	δ	1	1	加振機内蔵
供 試 体 変 形 量	R	1	1	東京測振：DS-100
リング継手の相対変位	D	3	3	共 和：CDP-25
アンカー鉄筋のひずみ	A	4	4	共 和：KFC-2-C1-11
継手金具面板のひずみ	P	4	4	共 和：KFC-2-C1-11
継ぎボルトのひずみ	B	1	1	共 和：KFC-2-C1-11
セグメントのひずみ	C	16	2	共 和：KC-70-A1-11
2 次 覆 工 コンクリートのひずみ	L	—	5	共 和：KC-70-A1-11
2 次 覆 工 内 鉄 筋 の ひ ず み	S	—	9	共 和：KFC-2-C1-11
合 計		31	31	

表 2.7 ボルトひずみ計の校正係数

記 号	使用供試体	張力 2 ton に対 する出力ひずみ	較 正 係 数
A	B タイプ No 1	859 μ	2.328 kg/ μ
B	B タイプ No 2	856 μ	2.336 kg/ μ
C	A タ イ プ	852 μ	2.347 kg/ μ

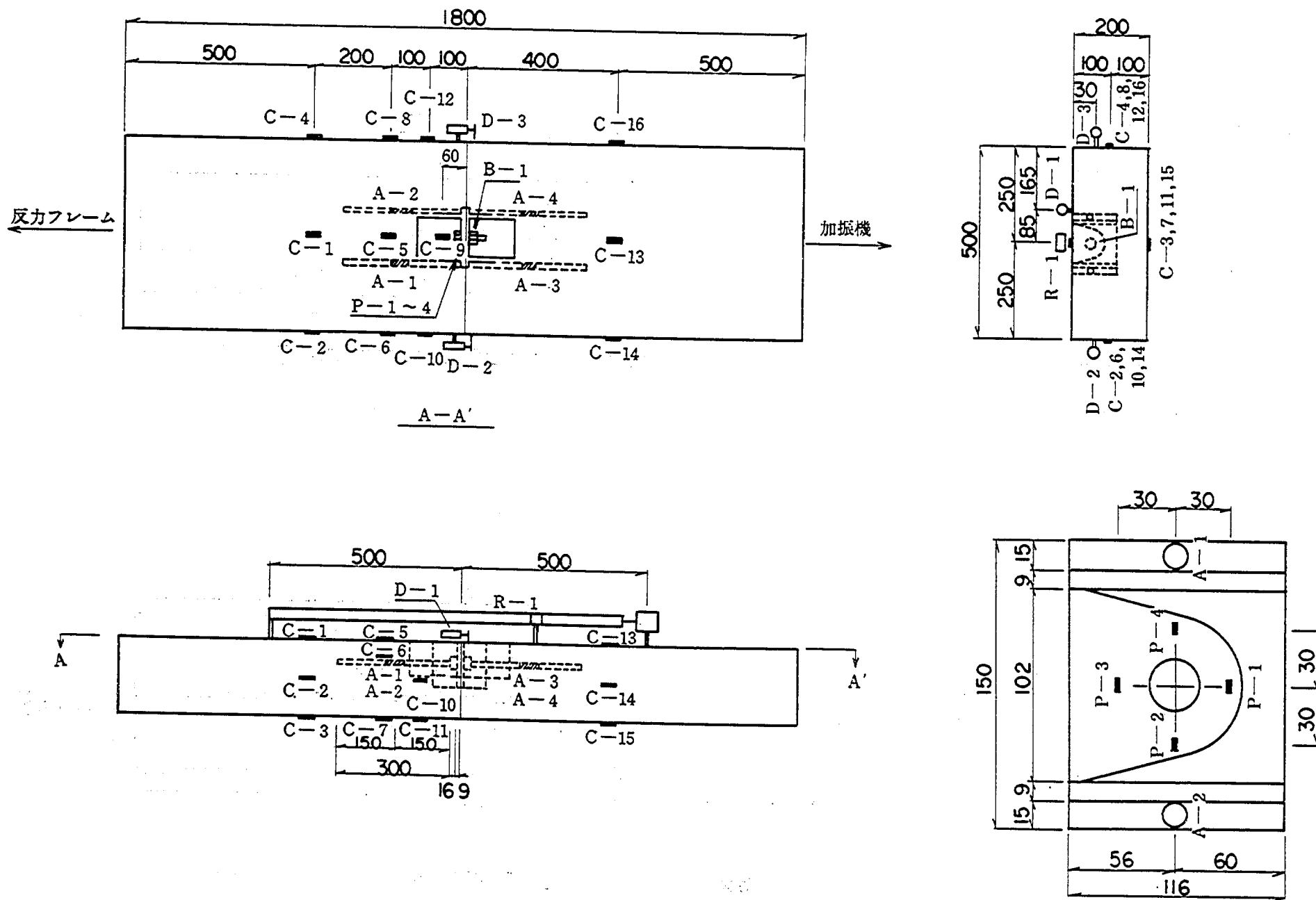


図 2.13 A - タイプ 供試体 計器 配置 図

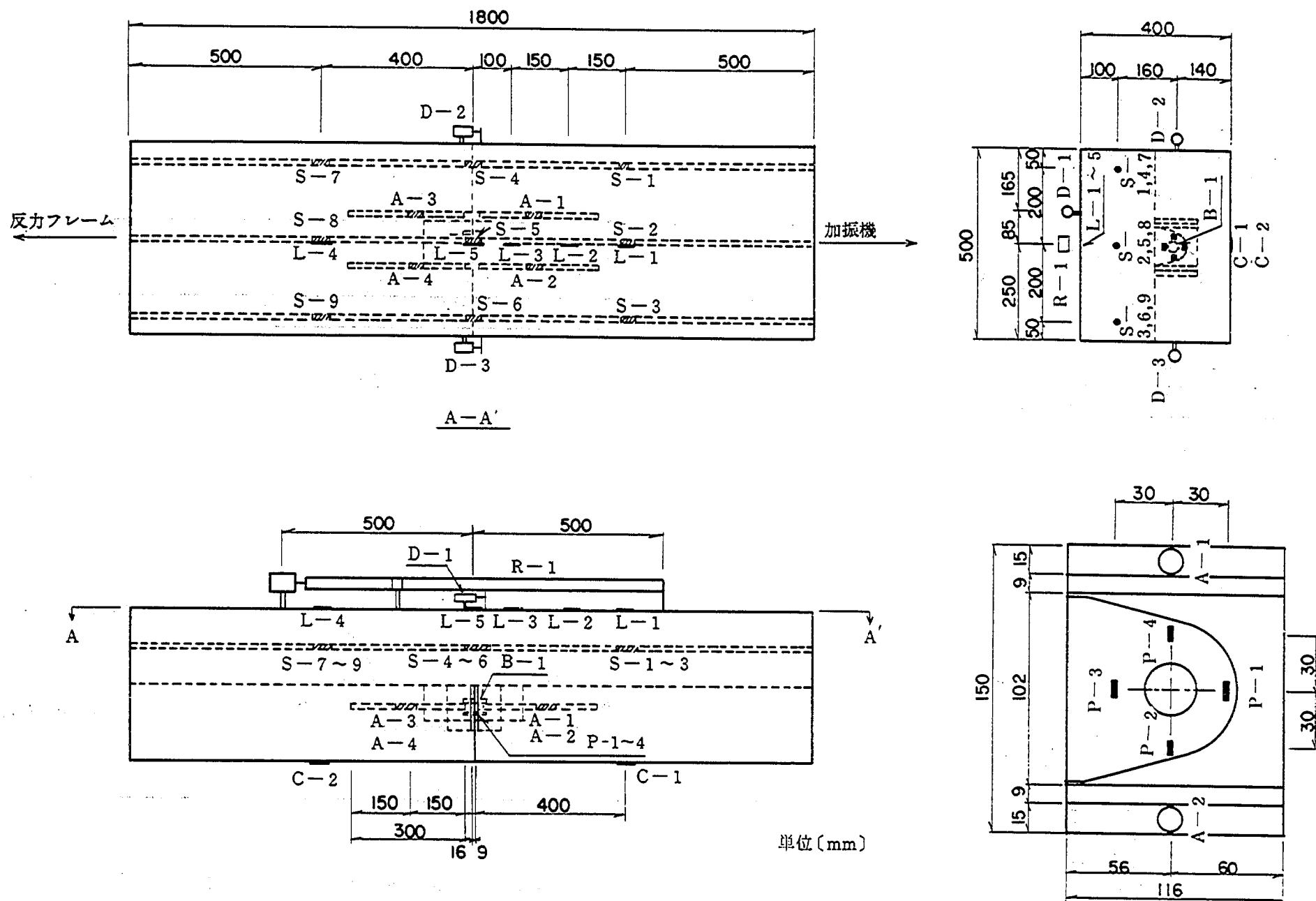
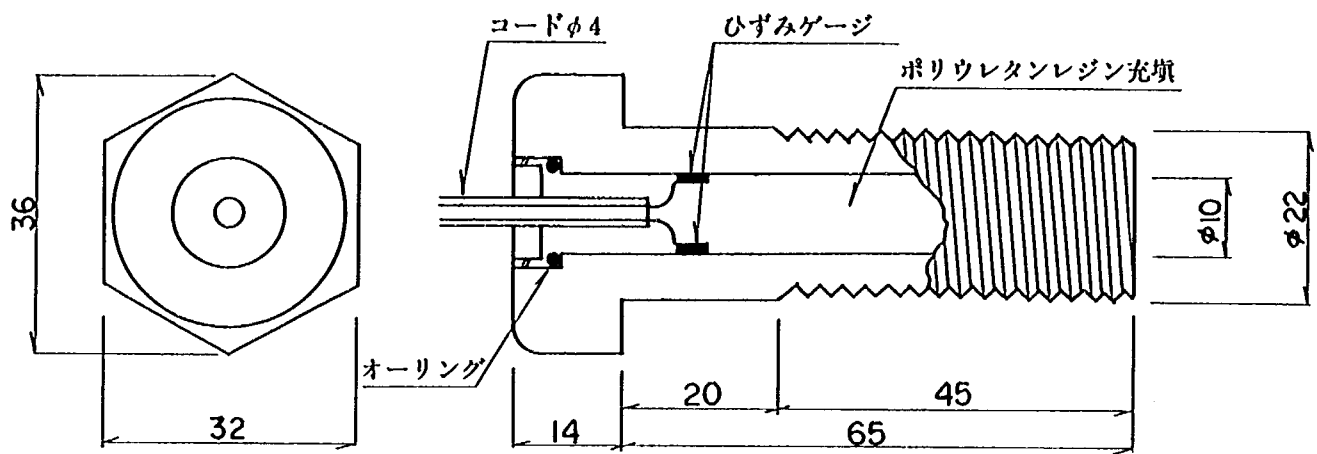


図 2.14 B - タイプ 供試体計器配置図



(a) ボルト (有効断面積 軸部 = 301.6 mm^2 , ネジ切り部 = 224.5 mm^2)

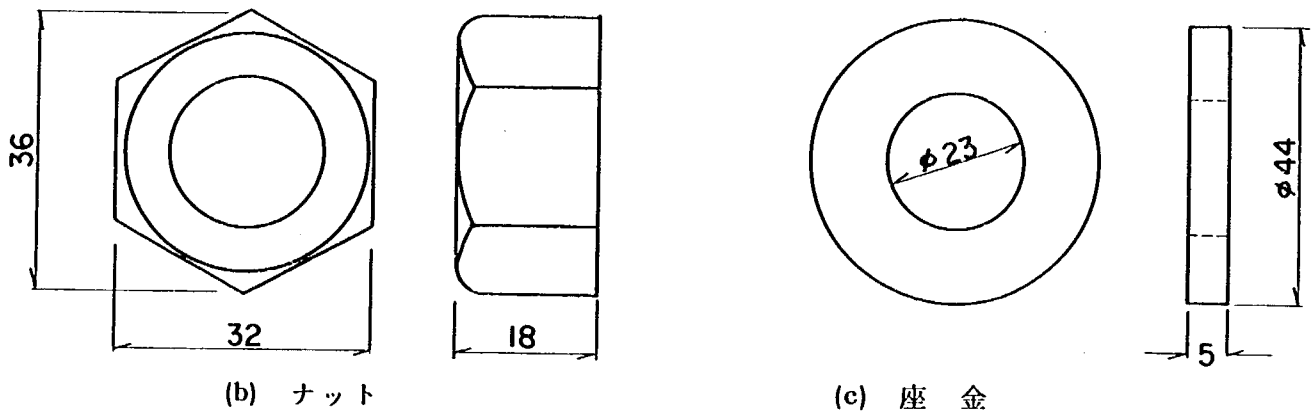


図 2.15 使用ボルトおよびひずみ計

2-5 載荷条件

(1) Aタイプ供試体

図 2.16 に示すように、静的ならびに動的載荷を行った。

① 静的載荷試験

荷重制御 1 ton 刻みで圧縮側に 15 ton まで載荷し、1 ton 刻みで除荷、続いて引張側に 1 ton 刻みで 7 ton まで載荷し、1 ton 刻みで除荷。この圧縮・引張載荷を 2 回繰返した。

② 動的載荷試験

荷重制御で、載荷荷重 $\pm 5 \text{ ton}$ 、加振振動数 1 Hz および 2 Hz の正負交番繰返し載荷を行った。続いて、載荷荷重を $\pm 6 \text{ ton}$ に増加し、同様に加振振動数 1 Hz および 2 Hz の載荷を行った。2 Hz での加振中に加振機が発振し、供試体が破壊した。いずれの載荷も正弦波 10 波加振である。

(2) BタイプNa 1 供試体

図 2.17 に示すように、4 段階の静的載荷を行った。

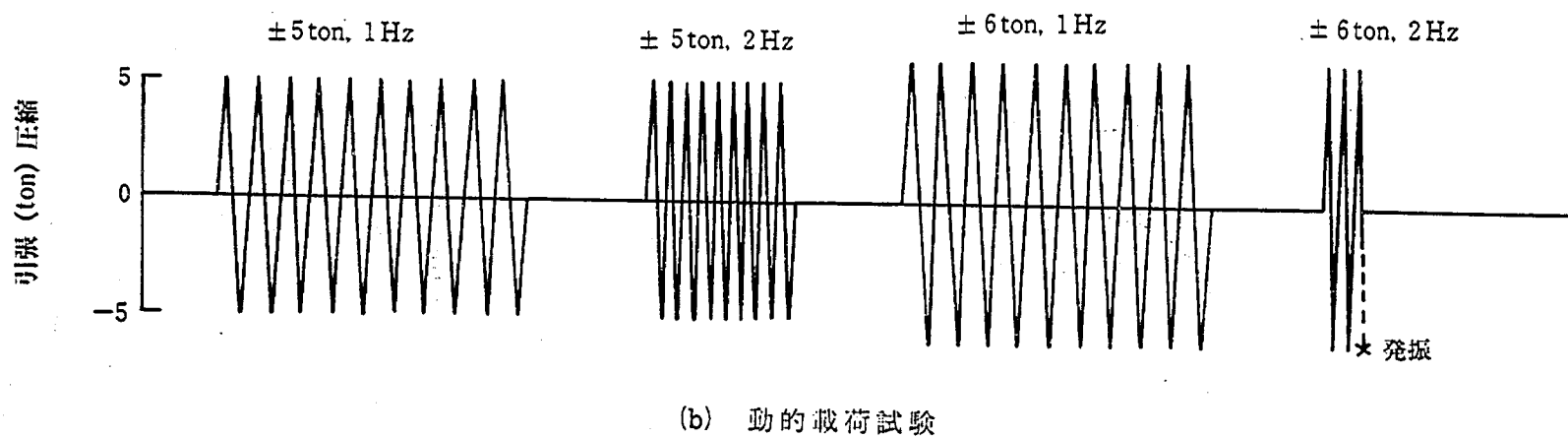
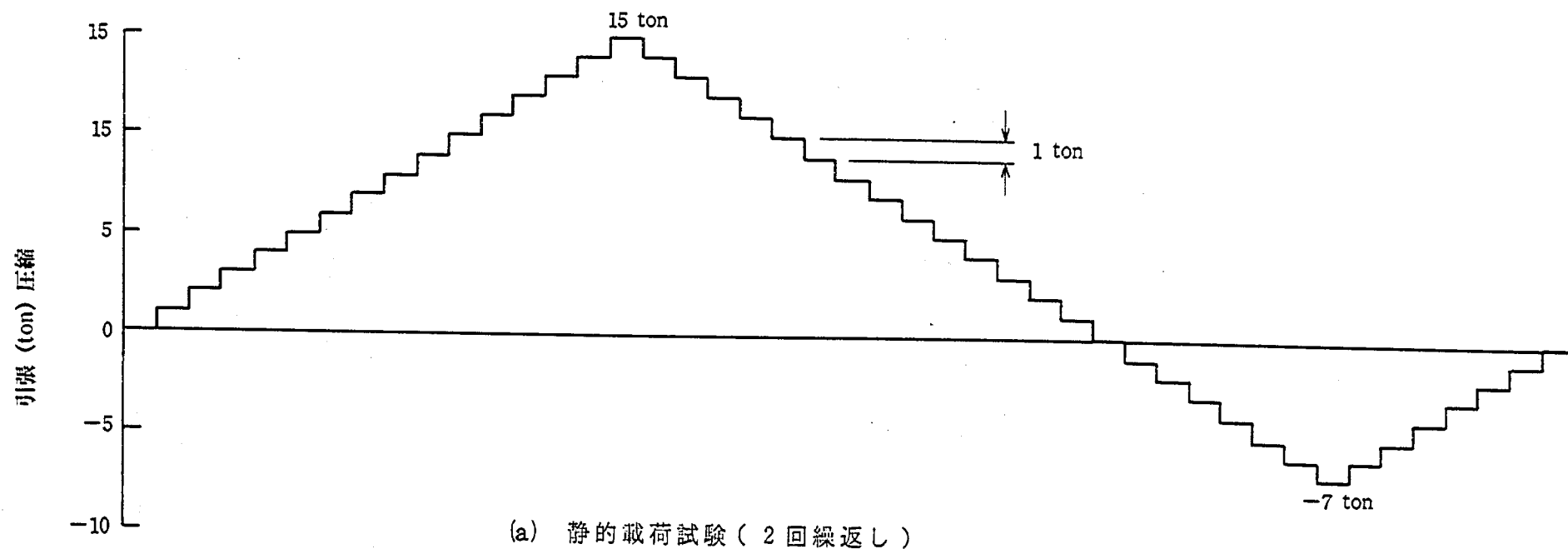
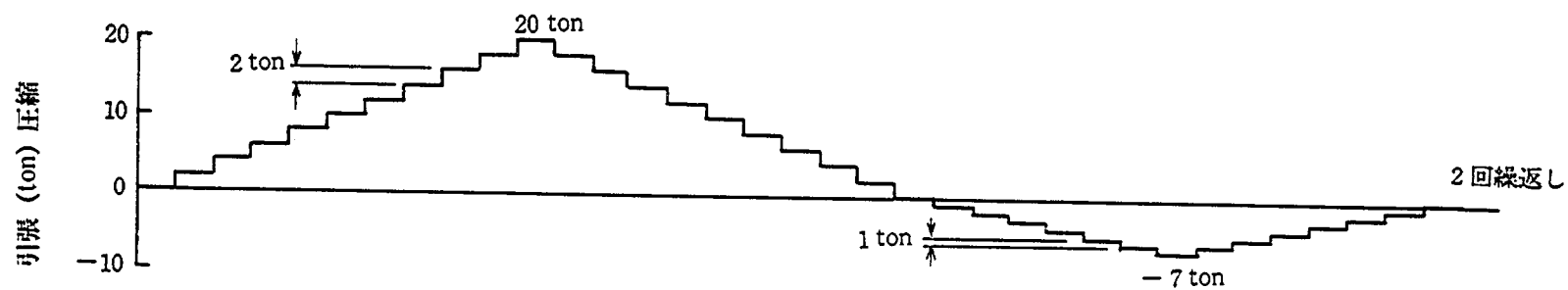
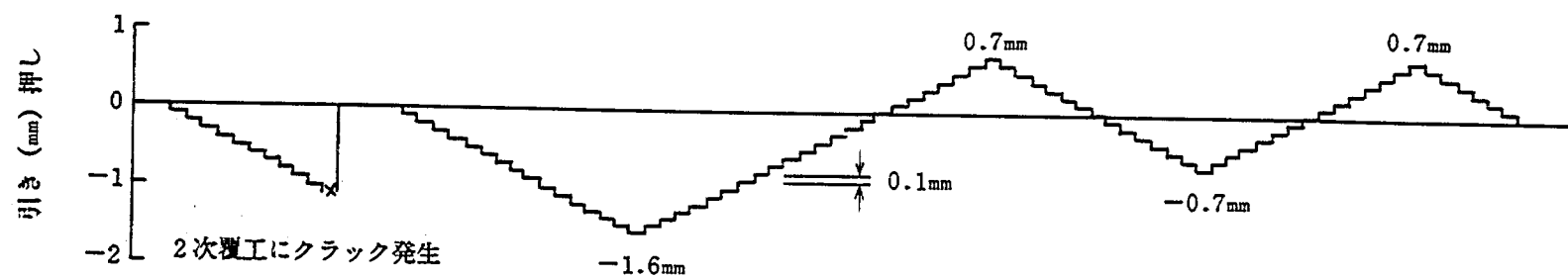


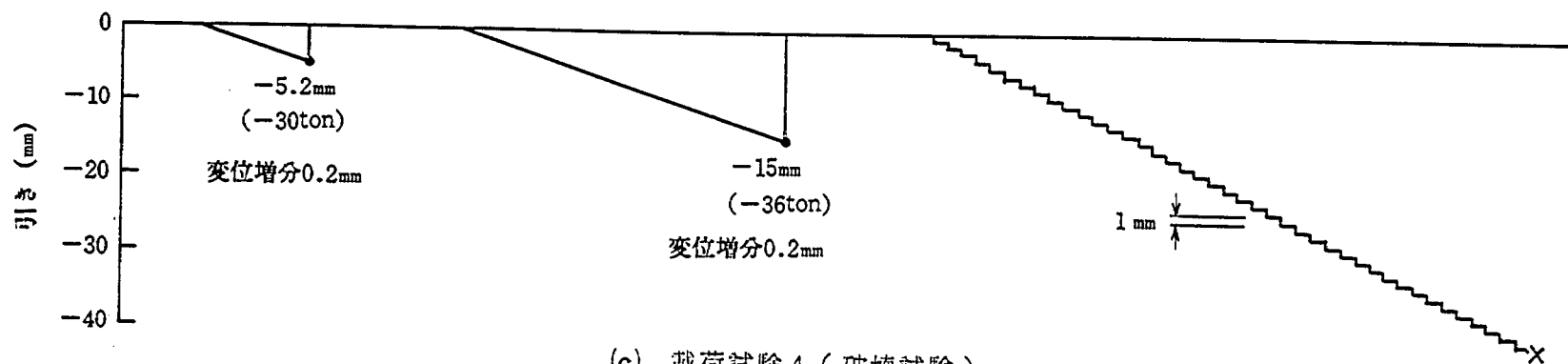
図 2. 16 A タイプ供試体载荷パターン



(a) 載荷試験 1 (クラック前載荷試験)



(b) 載荷試験 2 (クラック導入) および載荷試験 3 (クラック後載荷試験)



(c) 載荷試験 4 (破壊試験)

図 2.17 B タイプ No. 1 供試体載荷パターン

① 載荷試験 1 (クラック前載荷試験)

セグメント接合部の 2 次覆工にクラックが生じていない状態での載荷試験である。図 2. 17 (a)に示すように、圧縮側載荷→除荷→引張側載荷→除荷の載荷パターンを 2 回繰返した。載荷は荷重制御により、圧縮側は 2 ton 刻みで 20 ton まで、引張側は 1 ton 刻みで 7 ton まで行った。

② 載荷試験 2 (クラック導入)

引張荷重により、セグメント接合部の 2 次覆工コンクリートにクラックを入れる試験である。図 2. 17 (b)に示すように、変位制御により引張側へ 0.1 mm 刻みで載荷して行き、2 次覆工コンクリートにクラックを生じさせた。

③ 載荷試験 3 (クラック後載荷試験)

2 次覆工にクラックが生じた状態での載荷試験である。載荷試験 2 に引き続き、変位制御により 0.1 mm 刻みで、図 2. 17 (b)に示すような引張・圧縮載荷を行った。

④ 載荷試験 4 (破壊試験)

変位制御により、供試体のリング継手が破断するまで引張載荷を行った。終局耐力および終局変形量が予想を大きく上回るものであったため、図 2. 17 (c)に示すように、加振機の荷重レンジおよび変位レンジを設定し直して、3 回の載荷となった。

(3) B タイプ No 2 供試体

B タイプ No 1 供試体に対する載荷試験と同様に、図 2. 18 に示す 4 段階の動的載荷試験を行った。

① 載荷試験 1 (クラック前載荷試験)

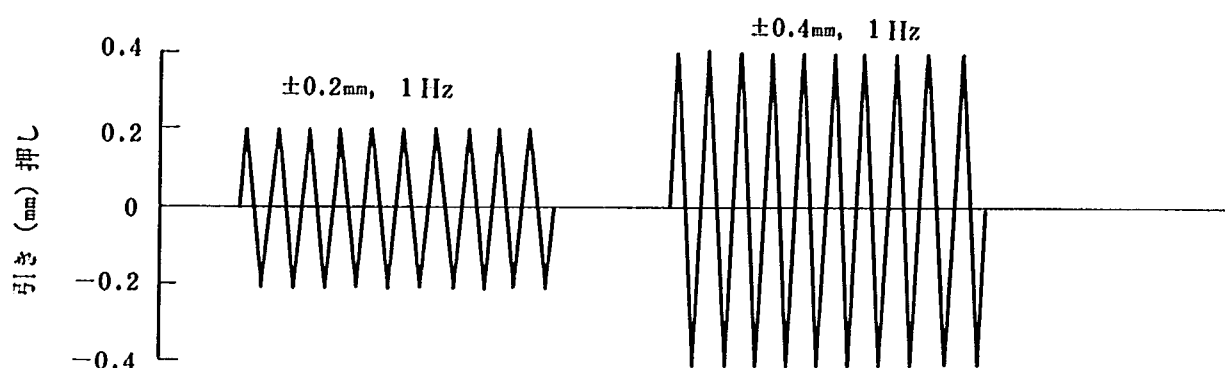
セグメント接合部の 2 次覆工コンクリートにクラックが生じていない状態での動的載荷試験である。図 2. 18 (a)に示すように、載荷は変位制御で行い、変位振幅 ± 0.2 mm および ± 0.4 mm、振動数 1 Hz および 0.5 Hz の 4 回の正負交番繰返し載荷を行った。いずれの加振も正弦波 10 波とした。

② 載荷試験 2 (クラック導入)

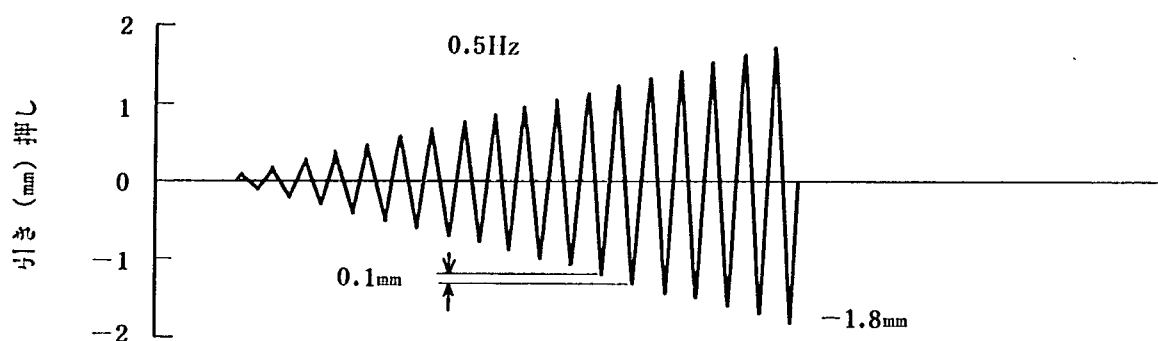
正負交番繰返し載荷の過程で、セグメント接合部の 2 次覆工コンクリートにクラックを入れる試験である。図 2. 18 (b)に示すように、変位制御により、1 サイクル毎に変位振幅を 0.1 mm 刻みで増加させるスイープ載荷とした。加振振動数は 0.5 Hz とし、最大変位振幅は 1.8 mm とした。なお、最大変位振幅を 1.0 mm、1.3 mm としたスイープ載荷もこれに先立って実施したが、2 次覆工コンクリートにクラックは生じなかった。

③ 載荷試験 3 (クラック後載荷試験)

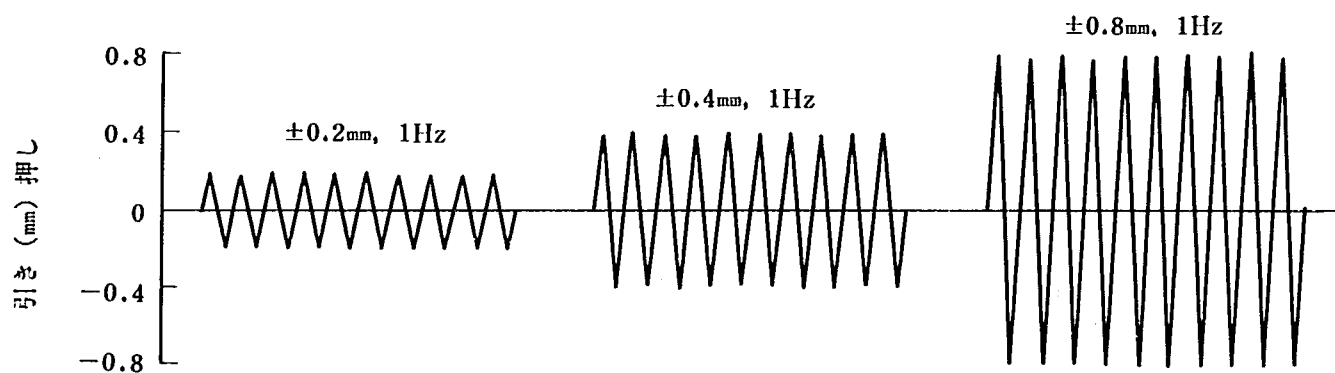
2 次覆工コンクリートにクラックが生じた状態での動的載荷試験である。図 2. 18 (c) に示すように、変位制御で載荷変位の振幅を ± 0.2 mm、 ± 0.4 mm、 ± 0.8 mm の 3 種類、加振振動数を 1 Hz および 0.5 Hz の 2 種類とし、これらの組合せで合計 6 ケースの載荷を行った。加振はいずれも正弦波 10 波とした。



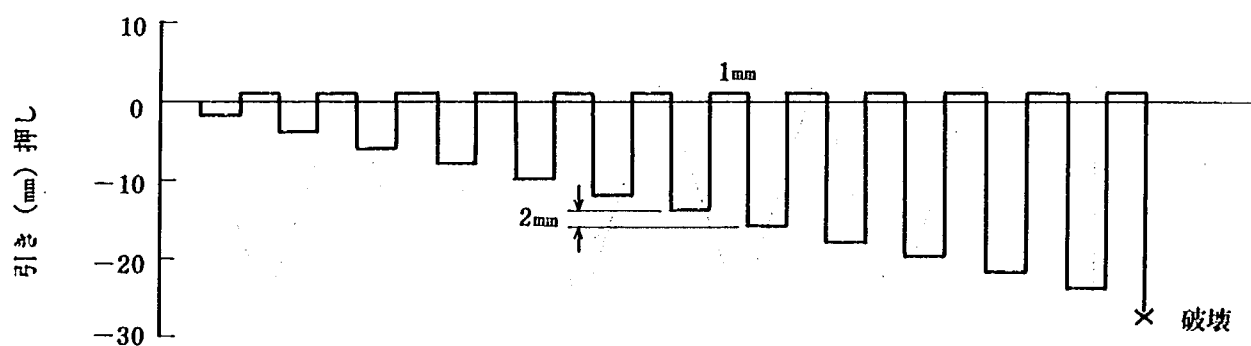
(a) 载荷試験 1 (クラック前载荷試験) 0.5 Hz 加振も実施



(b) 载荷試験 2 (2次覆工にクラック導入)



(c) 载荷試験 3 (クラック後载荷試験) 0.5 Hz 加振も実施



(d) 载荷試験 4 (破壊試験)

図 2.18 BタイプNo.2 供試体载荷パターン

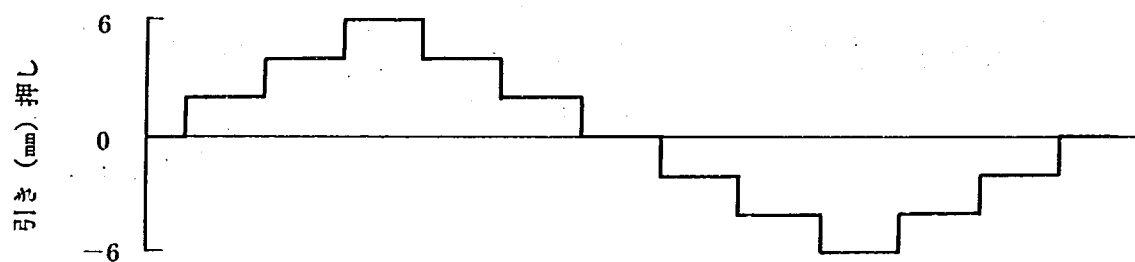
④ 載荷試験 4（破壊試験）

リング継手を破断させる試験である。載荷方法としては上記の載荷試験 2 のような動的スウィープ載荷も考えられたが，変形能が引張側と圧縮側とで大きく異なるため，変位制御による正負等振幅の載荷は不可能であり，また，荷重制御による載荷では加振機が発振する恐れがあった。このような理由から，本試験では図 2. 18 (d) に示すように，変位制御により静的に正負交番の載荷を行って，供試体を破壊した。載荷変位は，引張側は 2 mm 刻みで増加させ，圧縮側は 1 mm 一定とした。

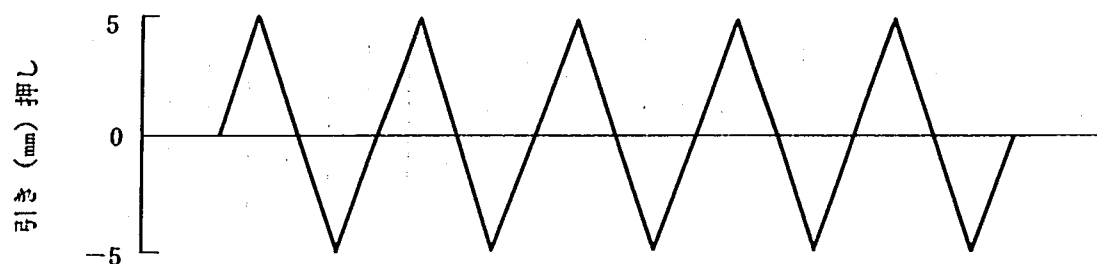
2-6 無負荷状態での載荷試験

加振力は供試体へ加振ロッドや連結治具を介して間接的に伝わるため，加振機に内蔵されているロードセルによる荷重の指示値が，実際に供試体に加わる荷重と一致するかどうかをチェックする目的で，供試体の無い状態（図 2. 3 に示す状態）で載荷試験を行った。

載荷パターンは，図 2. 19 に示すような変位制御による静的および動的載荷である。この載荷試験結果として，荷重～変位の履歴を図 2. 20 に示す。供試体が無い状態での載荷であるから，荷重はゼロであるべきであるが，試験結果によると，静的載荷では押しの状態で圧縮 0.8 ton 前後，引きの状態で引張 2.1 ton，動的載荷ではそれぞれ 0 ～ 0.5 ton，1.8 ton 前後の力が作用するような指示値が出た。このような荷重履歴は，摩擦滑りの際に見られる履歴と類似するものである。この原因としては加振ロッドとハウジングとの摩擦なども考えられ，以後の実験結果における荷重の値の取扱いには以上の点に注意をしていただきたい。

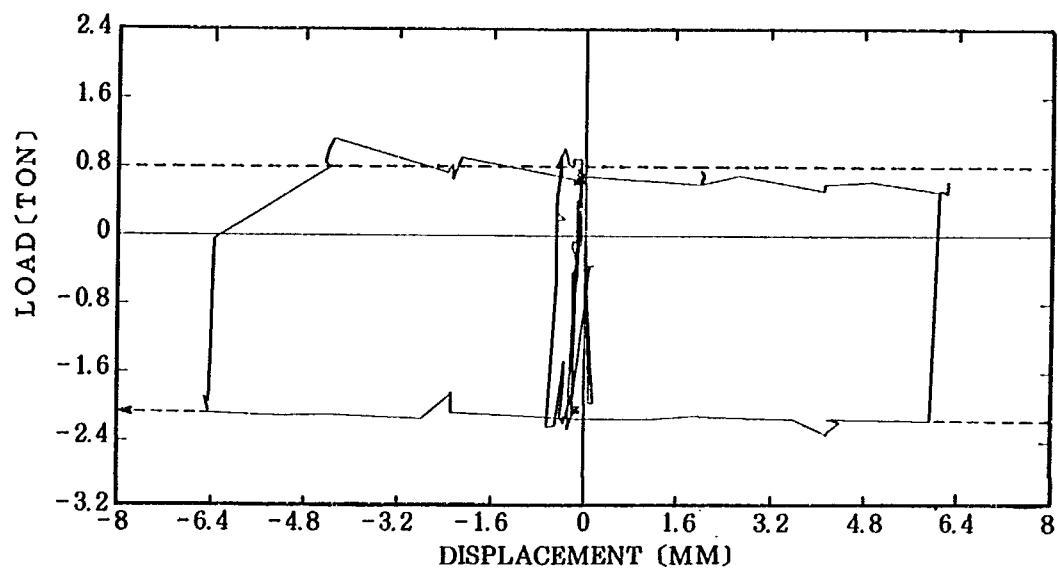


(a) 静的載荷

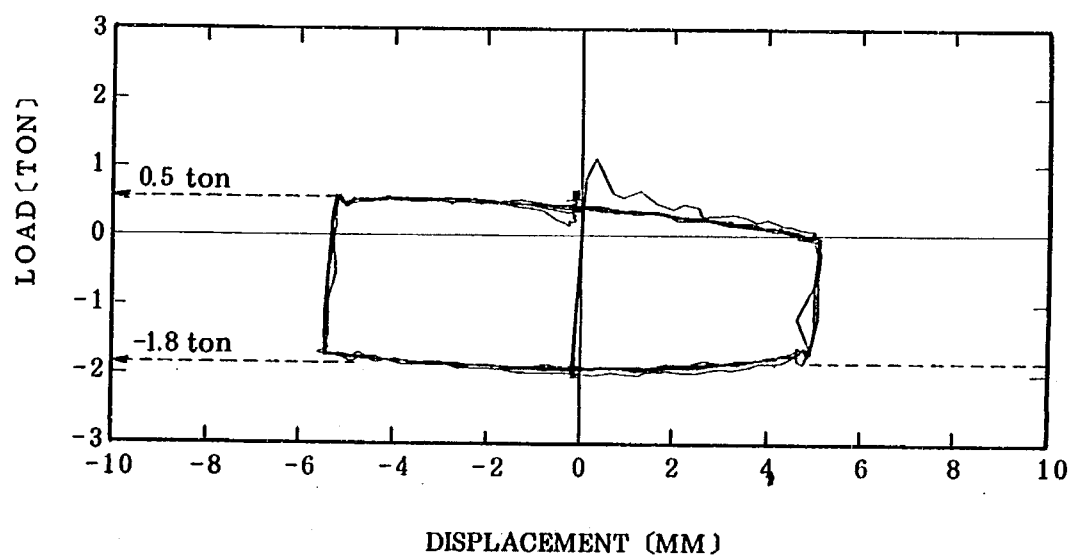


(b) 動的載荷（加振振動数 = 1 Hz）

図 2. 19 無負荷状態での載荷パターン



(a) 静 的 載 荷



(b) 動 的 載 荷 (1 Hz)

図 2.20 無 負 荷 状 態 で の 加 振

3. 実 験 結 果

本章で整理した実験結果の中で、載荷荷重の値は加振機内蔵のロードセルからの出力値をそのまま用いている。2章、2-6節に示したように、ロードセルによる荷重の指示値と実際に供試体に作用した荷重との間には、2 ton 程度の差があることが予想されるが、この原因ならびに荷重の補正値が不明であるので、ここでは荷重値の補正等を行っていない。

3-1 Aタイプ供試体載荷実験結果

(1) 静的載荷試験

図 3. 1 (a)～(h) に載荷試験結果の 1 部を示す。供試体の各部の挙動のうち、セグメントのひずみ (ϵ) および (h) は圧縮側載荷において荷重に対し線形な増加を示している。この増加の割合は、C-1～C-4 の平均 (部材記号 A-2 のセグメント) では $2.9 \times 10^{-6}/\text{ton}$ 、C-13～C-16 の平均 (部材記号 A-1 のセグメント) では $2.5 \times 10^{-6}/\text{ton}$ であり、式 (3.1) より導かれる予測値 $3.4 \times 10^{-6}/\text{ton}$ および $2.9 \times 10^{-6}/\text{ton}$ に、それぞれ概ね一致している。

$$\frac{\epsilon}{P} = \frac{1}{E \cdot A} \dots\dots\dots (3.1)$$

ここに、

ϵ : セグメントのひずみ

P : 荷 重

A : セグメントの断面積 = 1000 cm^2

E : セグメントコンクリートのヤング率で、表 2. 5 に示す値

一方、継手の相対変位 (図(b))、ボルトひずみ (図(c)) 等は、荷重に対して非線形な挙動を示している。特に引張側の載荷に対しては、荷重が 6 ton 程度以上になると継手の各部の変形が急激に増加している。このような挙動は、継ぎボルトの初期締付けの影響によるものと考えられる。すなわち、図 3. 2 に示すように、載荷前のセグメント接合面には、継ぎボルトの締付け力 N_0 によって圧縮力 Q_0 が作用しており、これによって圧縮ひずみが生じている (図 3. 2(a))。この状態で比較的小さい荷重 P を載荷すると、セグメント接合面に存在していた圧縮ひずみが弾性回復することによって、圧縮力 Q は ΔQ だけ減少する。この時、ボルトの軸力は増加するが、その増加量 ΔN は載荷力 P よりも小さい $P - \Delta Q$ である (図 3. 2(b))。すなわち、載荷力が小さい場合には、継ぎボルトに作用する荷重の増分は載荷力の増分よりも小さい。載荷力が大きくなりセグメント接合部が開くと、これまで接合面がその弾性回復によって負担していた荷重の分担がなくなって、継ぎボルトには載荷力が直接作用し、載荷力の増分がそのまま継ぎボルトの荷重増分となる (図 3. 2(c))。

上記のリング継手部の挙動を載荷力との関係として模式的に表わすと図 3. 3 のようになり、図 3. 1 (b) 及び (c) に示した実験結果を再度書き直した図 3. 4 及び図 3. 5 と定性的に一致してい

る。なお、載荷直前に計測したボルトの初期軸力 N_0 の値は、約 4.7 ton (ひずみ値では 2000 μ) であった。ここで、図 3. 4 は荷重 P としてロードセル指示値をそのまま用いた場合の結果である。図 2. 20 に示したように、この値にはハウジングの摩擦力が含まれているため、圧縮側には + 0.8 ton，引張側には - 2.1 ton を補正した値を用いた結果が図 3. 5 である。

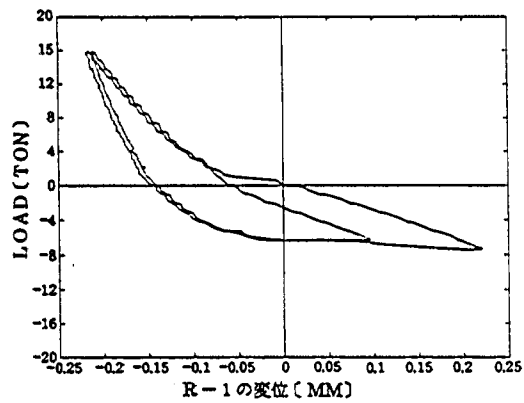
リング継手のバネとしての挙動は、図 3. 3 (a) に示した $P \sim \delta$ 関係および図 3. 1 (b) に示した実験結果から評価される。これらの図から明らかなように、リング継手のバネとしての挙動は、継ぎボルトの初期締付け力の影響により、非線形な挙動を示す。したがって、継手のバネを定数で表わすことはできない。しかしながら、継手部の離間後の状態 (図 3. 2 (c)) に着目して、実験結果より荷重増分と開き量の増分との比をとると、継手のバネ定数は約 4.4 ton/mm となる。

(2) 動的載荷試験

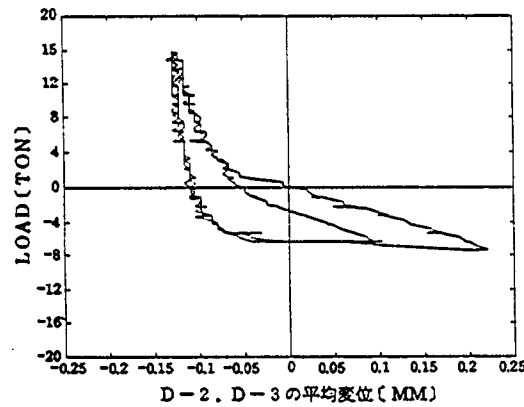
実験結果の一例として、加振振幅 ± 6 ton，加振振動数 1 Hz の動的載荷試験結果の一部を、図 3. 6 (a) ~ (h) に示す。同図に示した各測点は、静的載荷試験結果の図 3. 1 (a) ~ (h) にほぼ対応するものである。

静的載荷の場合よりも載荷力が小さいため、セグメント接合面が完全には開いておらず、圧縮側と引張側とでの挙動の違いが顕著ではない。

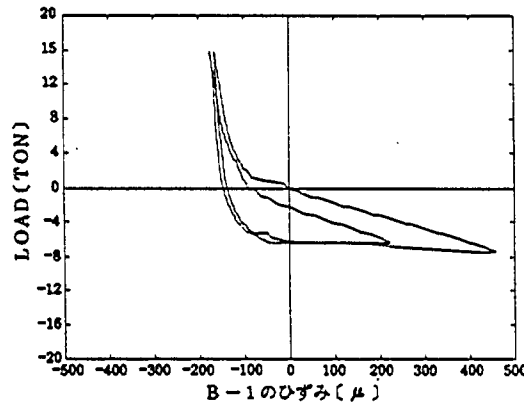
表 3. 1 は、ひずみ量が荷重に対して線形に変化していると判断される測点について、その勾配を読み取ったものである。これによると、荷重増分に対するセグメント等のひずみ増分の割合は、動的載荷力の振幅および振動数にはよらず、ほぼ一定値となっている。



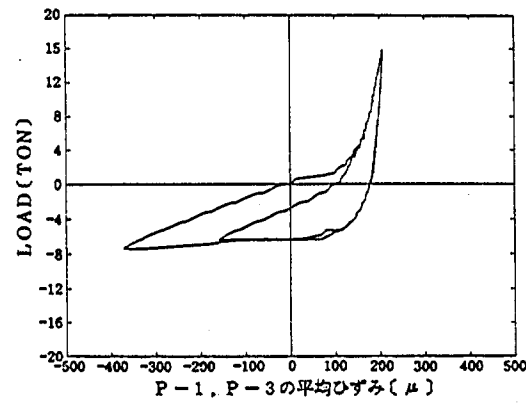
(a) R-1



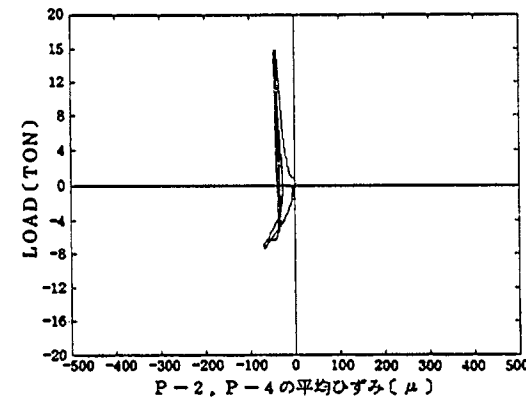
(b) D-2, D-3の平均値



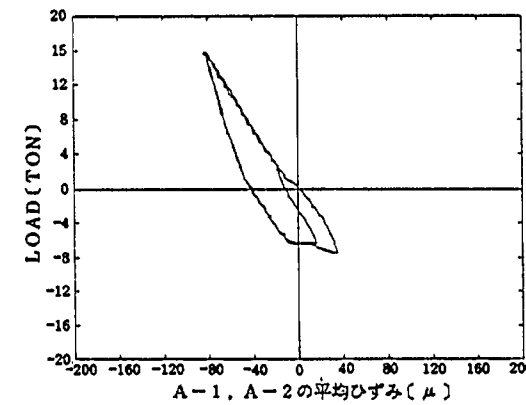
(c) B-1



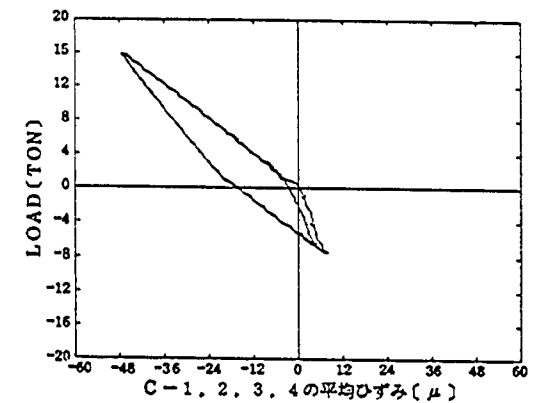
(d) P-1, P-3の平均値



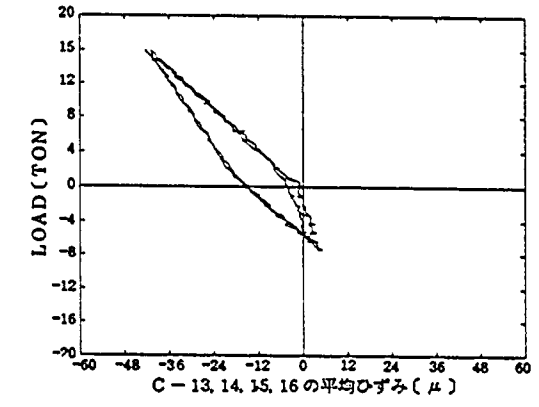
(e) P-2, P-4の平均値



(f) A-1, A-2の平均値

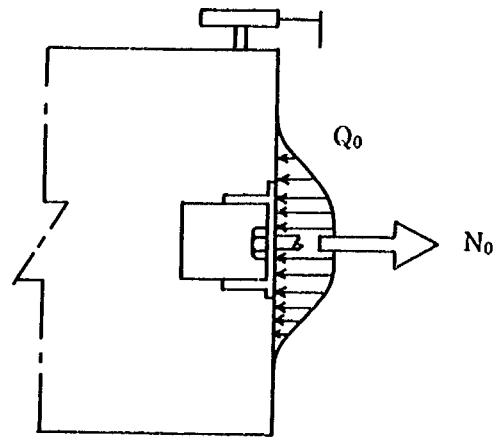


(g) C-1, 2, 3, 4の平均値



(h) C-13, 14, 15, 16の平均値

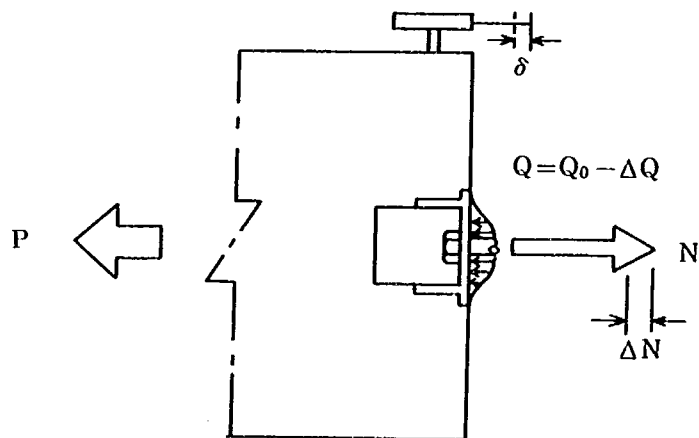
図 3.1 Aタイプ供試体静的載荷試験結果
(荷重～計測値の履歴)



$$N_0 = Q_0$$

$$\Delta N = 0$$

(a) 初期締付け時

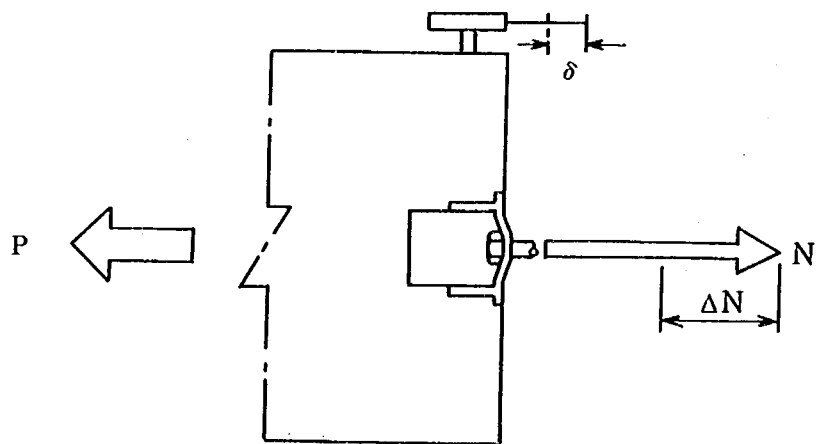


$$N = Q + P$$

$$= N_0 - \Delta Q + P$$

$$\Delta N = P - \Delta Q$$

(b) 載荷時 (継手離間前)

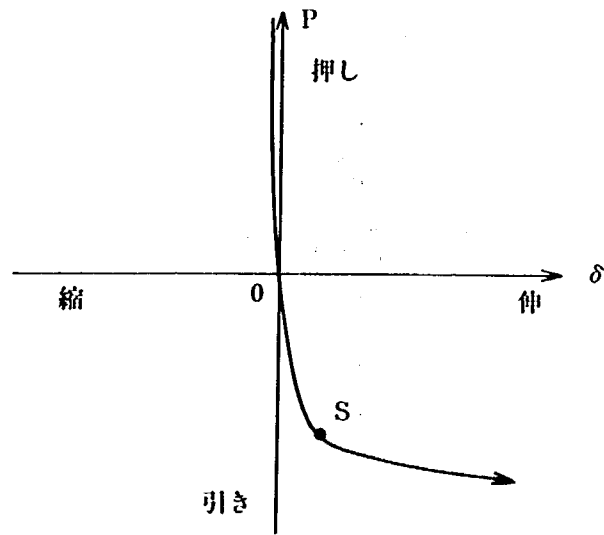


$$N = P$$

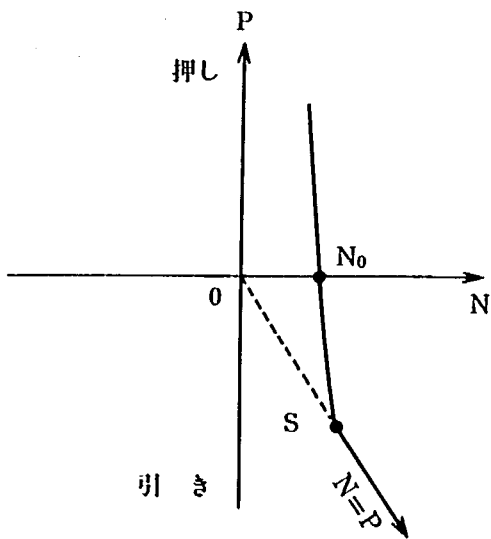
$$\Delta N = P - N_0$$

(c) 載荷時 (継手離間後)

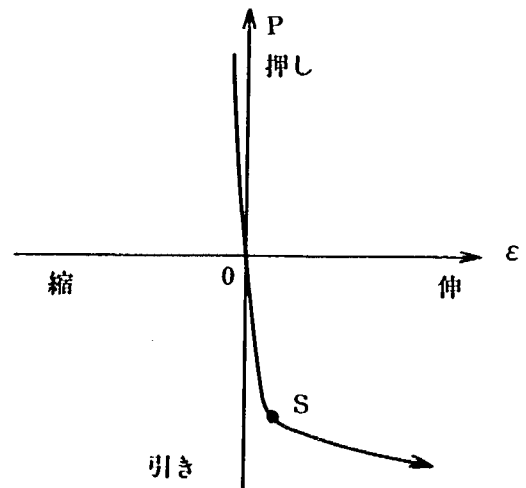
図 3. 2 リング継手部の挙動



(a) 載荷力 P ～ 継手変位 δ

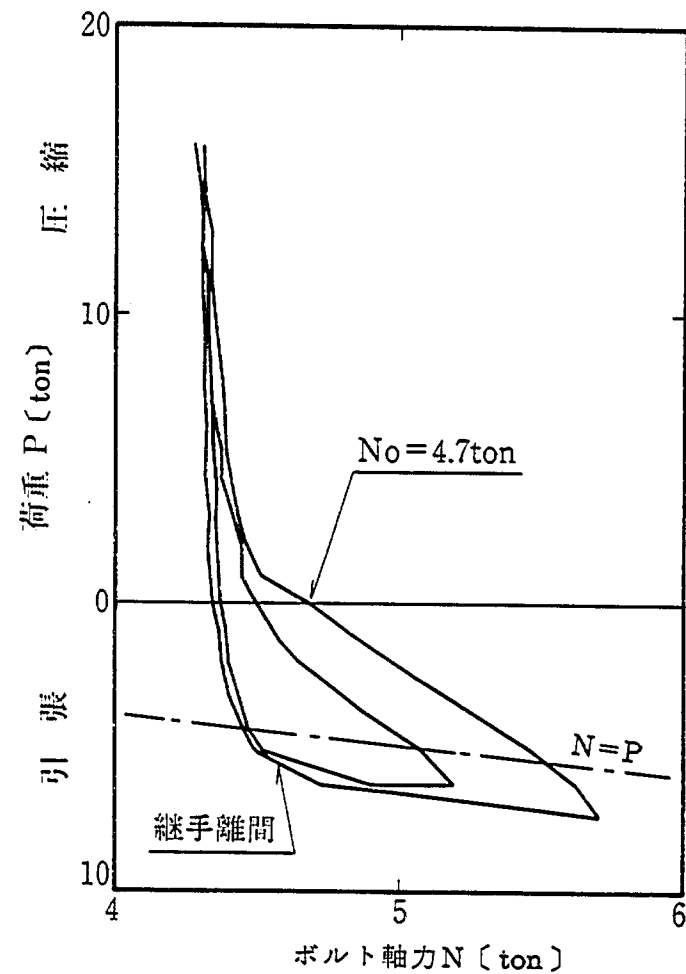
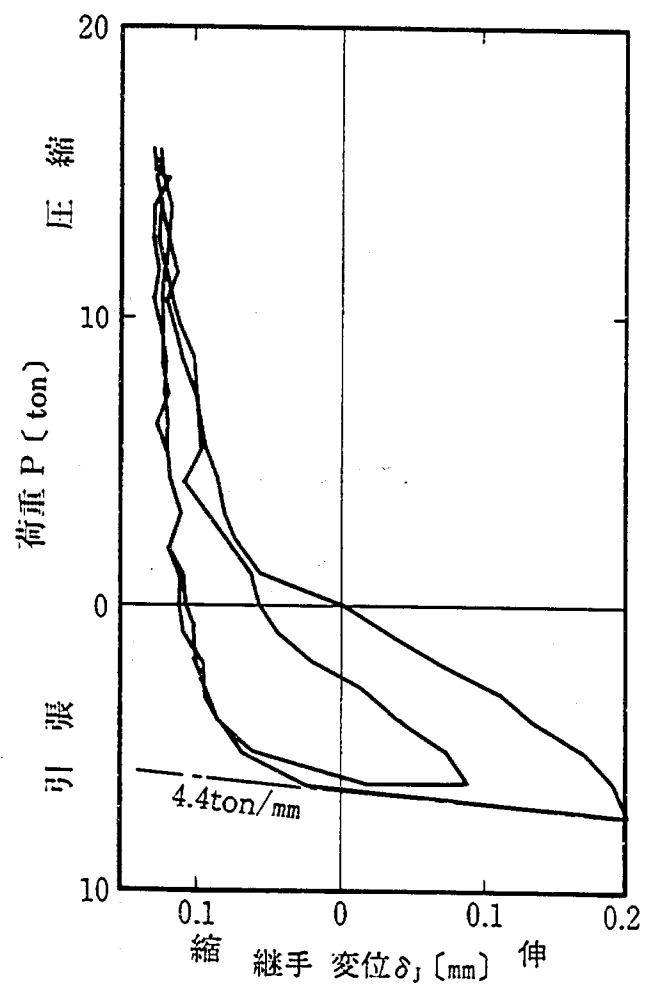


(b) 載荷力 P ～ ボルト軸力 N



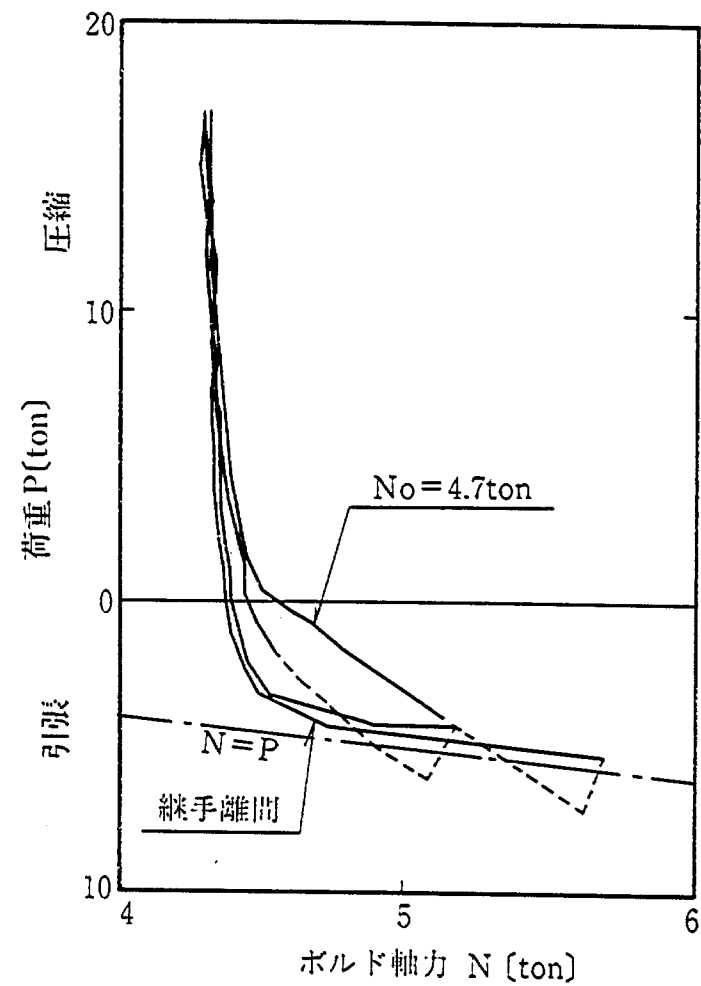
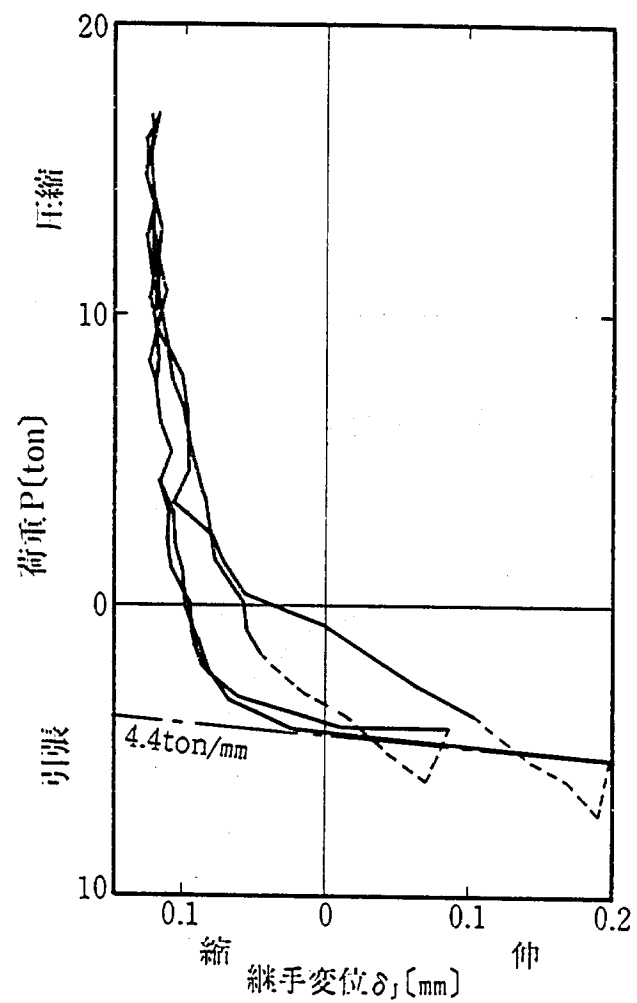
(c) 載荷力 P ～ ボルトひずみ (増分) ϵ

図 3.3 リング継手部の挙動の模式図
(図中 S 点は継手の離間する点)



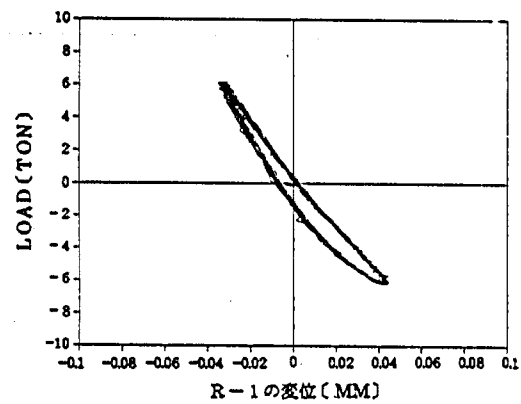
Aタイプ供試体
〔原記録〕

図 3. 4 荷重 P ～継手変位 δ_j ～ボルト軸力 N の関係 (ロードセル指示値をそのまま用いた場合)

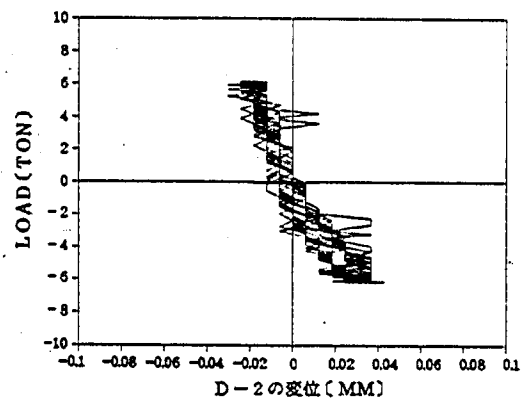


Aタイプ供試体
〔荷重補正〕

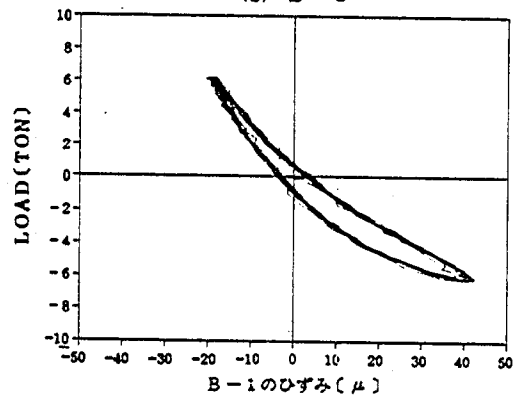
図 3.5 荷重 P ～継手変位 δ_j ～ボルト軸力 N の関係（ロードセル指示値に、圧縮側は $+0.8 \text{ t}$ ，引張側は -2.1 t した場合）



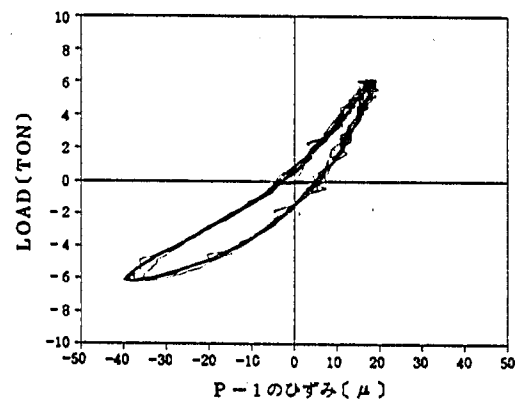
(a) R - 1



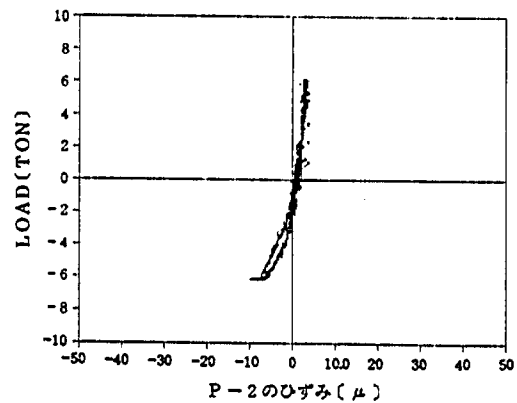
(b) D - 2



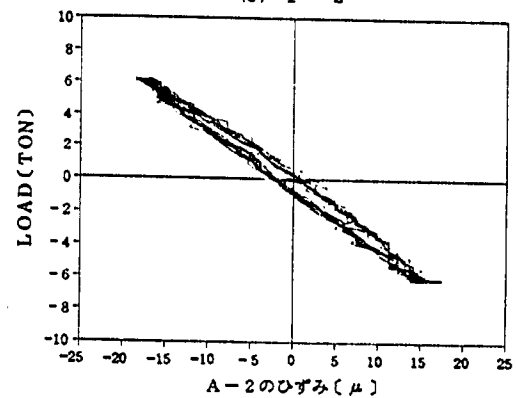
(c) B - 1



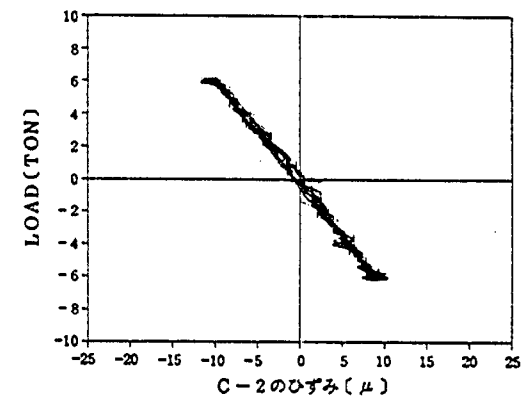
(d) P - 1



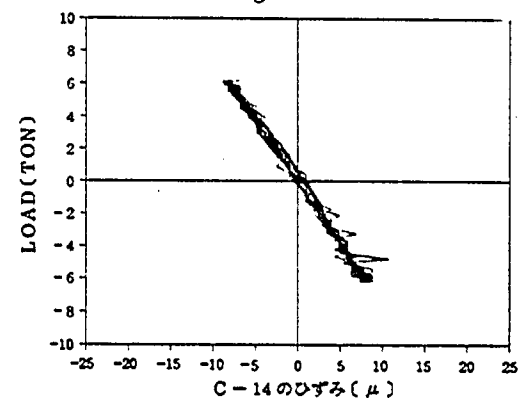
(e) P - 2



(f) A - 2



(g) C - 2



(h) C - 14

図 3. 6 Aタイプ供試体動的載荷試験結果
(1 Hz , ± 6 ton) (荷重 ~ 計測値の履歴)

表 3.1 A タイプ供試体荷重増分に対する出力増分

測 点	単 位	± 5 ton		± 6 ton		静 的 載 荷
		1 Hz	2 Hz	1 Hz	2 Hz	
加振機変位	mm /t	0.034	0.034	0.034	0.034	—
R - 1	"	—	—	—	—	—
D - 1	"	—	—	—	—	—
D - 2	"	—	—	—	—	—
D - 3	"	—	—	—	—	—
B - 1	kg /t	—	—	—	—	—
A - 1	μ /t	1.6	—	—	—	—
A - 2	"	3.0	2.6	2.9	2.9	—
A - 3	"	1.4	—	1.5	—	—
A - 4	"	—	2.9	2.9	2.7	—
P - 1	μ /t	—	—	—	—	—
P - 2	"	—	—	—	—	—
P - 3	"	—	—	—	—	—
P - 4	"	1.2	1.2	1.1	—	—
C - 1	μ /t	1.7	1.7	—	1.8	4.0
C - 2	"	1.5	1.6	1.5	1.6	3.2
C - 3	"	1.6	1.4	1.5	1.4	—
C - 4	"	1.5	1.4	1.5	1.4	2.8
C - 5	"	—	1.1	—	1.0	—
C - 6	"	—	1.2	—	1.2	2.9
C - 7	"	—	1.8	—	1.8	—
C - 8	"	—	—	—	1.4	—
C - 9	"	3.2	3.4	3.3	3.1	—
C - 10	"	—	1.0	—	1.1	—
C - 11	"	—	1.3	—	1.2	—
C - 12	"	0.9	1.1	1.1	1.1	—
C - 13	"	—	—	—	1.1	2.7
C - 14	"	1.3	1.3	1.4	1.3	2.6
C - 15	"	2.1	2.0	2.0	2.0	—
C - 16	"	1.6	1.5	1.6	1.5	2.6

—：荷重に対して非線形なもの

(3) 供試体の破壊状況

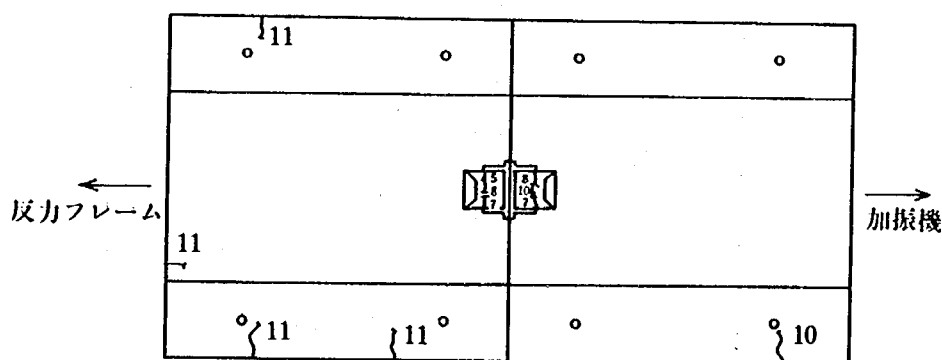
図 3.7 は、静的載荷実験の過程で発生したクラックの状況を示したものである。これらのクラックは、いずれも圧縮側の載荷過程で発見された。ボルトボックス内に見られるクラックは、継手金具の端部に沿って発生している。この部分のコンクリートは金具板への被りが小さく、金具板端部における応力集中の影響を受けやすいことから、クラックを生じたものと考えられる。

供試体の側面に見られるクラックは、2つのセグメントの端面が載荷力方向に対して完全に垂直ではなかったために、供試体に曲げが作用したことによるものと考えられる。

本供試体は、加振振動数 2 Hz，載荷振幅 ± 6 ton の動的載荷実験中に、加振機が発振現象を起こしたために破壊した。したがって、供試体が破壊に至るまでの載荷状況は不明であるが、加振機が発振状況から推測すると、数 10 Hz の高い振動数の衝撃的な繰返し荷重によって、短時間に破壊したようである。図 3.8 に、供試体の破壊状況を示す。図に見るように、破損箇所はリング継手部分に限られ、セグメント本体には破損は認められない。リング継手は反力フレーム側のアンカー鉄筋が 2 本とも破断し、ボルトボックス内およびその周辺のコンクリートが団塊状に欠落した。継ぎボルトは破断しなかった。

図 3.9 は、継手金具の破損状況を示したものである。継手の面板はくの字状に変形し、その度合は破断した反力フレーム側の継手の方が大きい。反力フレーム側の継手のアンカー鉄筋は、金具板の端部において破断している。破断しなかった加振機側の継手のアンカー鉄筋は、これと同じ位置において折れ曲がっていることから、金具板端部のアンカー鉄筋には引張力だけでなく、面板の曲げ変形に伴う曲げも作用したと考えられる。

継ぎボルトにはネジ山のつぶれや頭部の変形等の外観上の変状は見られなかったが、軸力として約 3.8 ton (ひずみ約 800 μ) が残留した。



図中の数字は圧縮荷重（単位：ton）

図 3.7 A タイプ供試体クラック進展状況（展開図）
（静的載荷実験後）

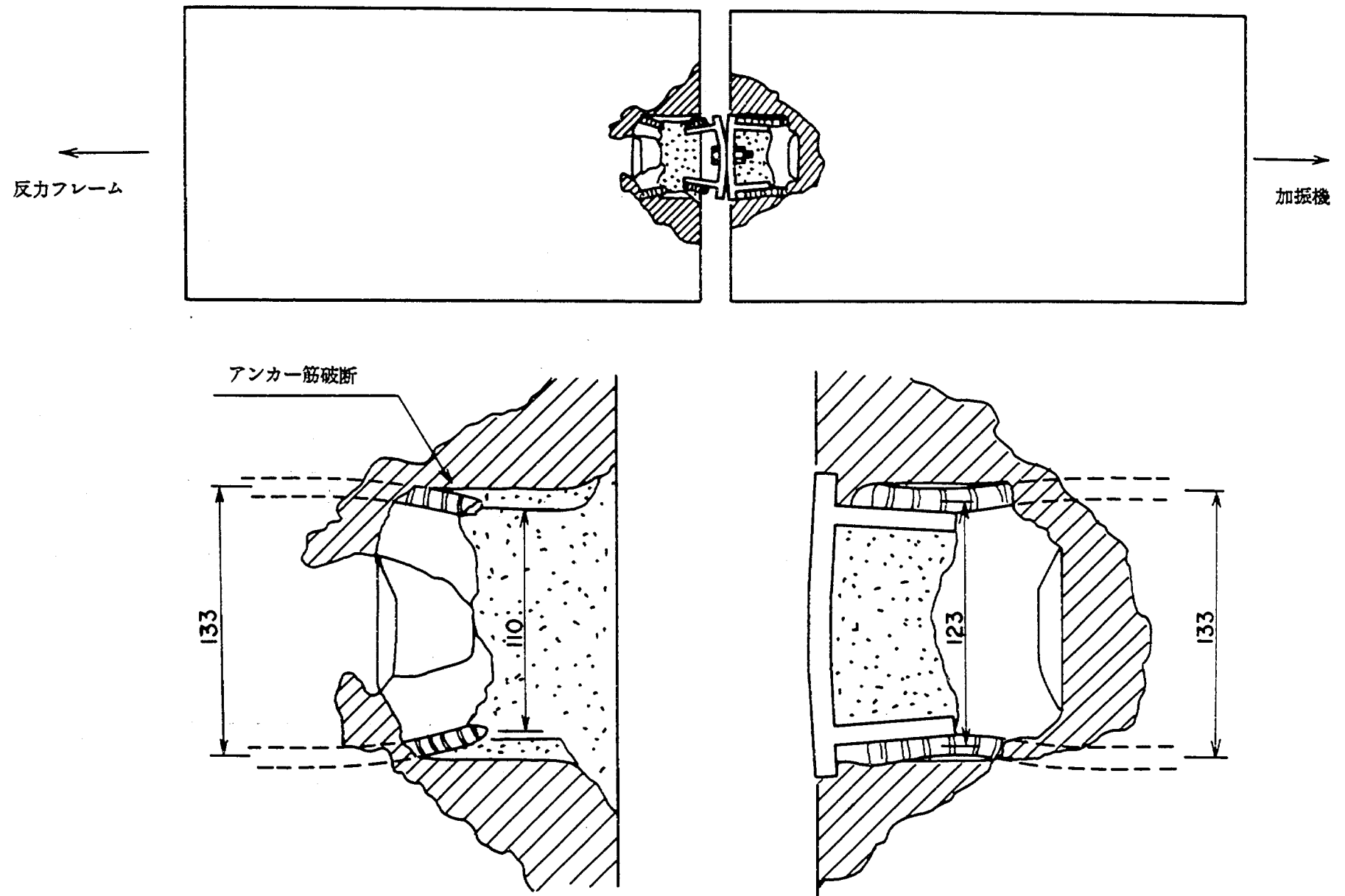


図 3. 8 A タイプ供試体破壊状況

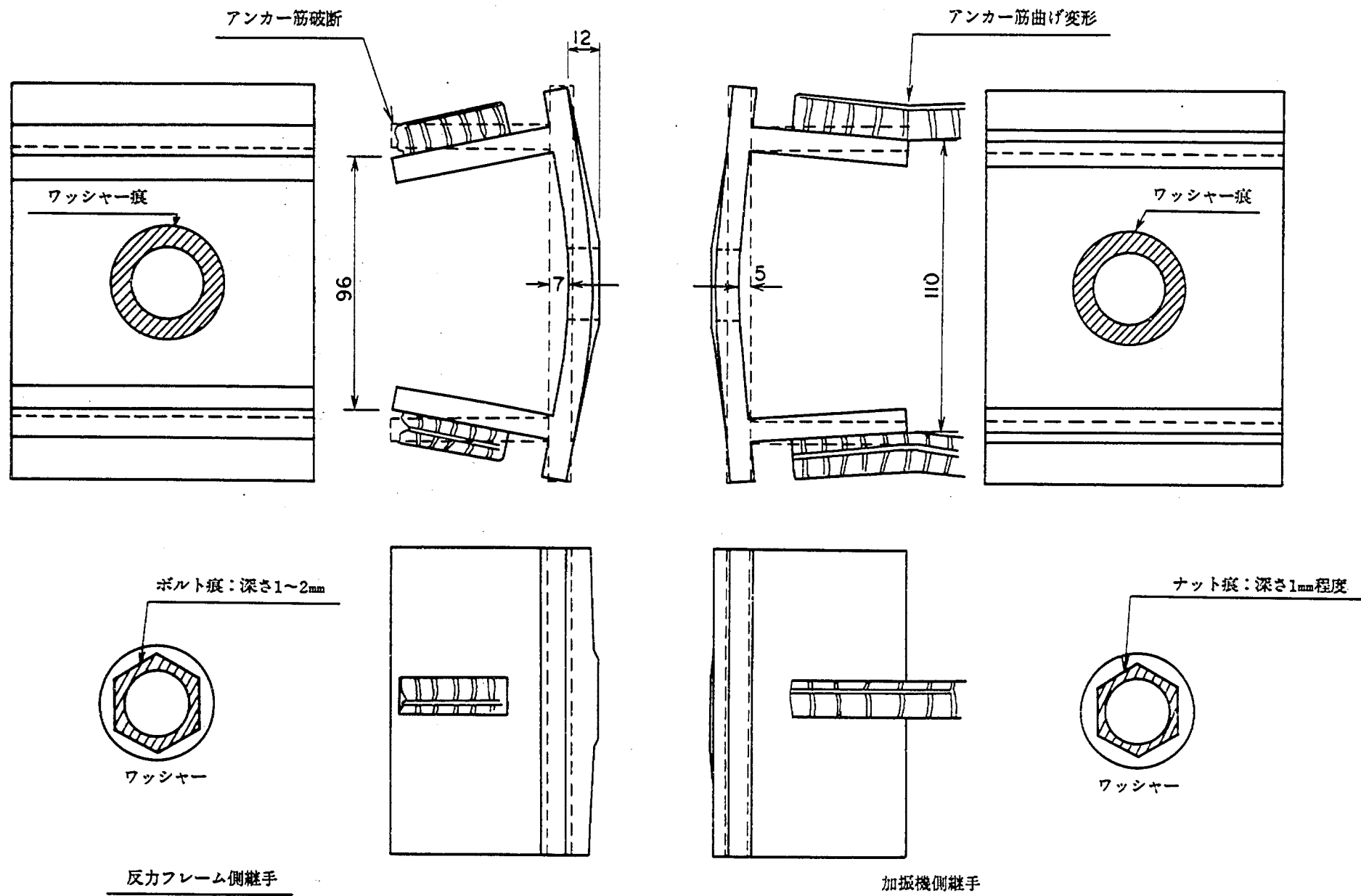


図 3. 9 Aタイプ供試体継手の破損状況

3-2 BタイプNo.1 供試体載荷実験結果

(1) クラック発生前載荷試験

図 3. 10 (a)~(i) に、載荷試験結果の一部を示す。載荷力は圧縮側で最大約 21 ton、引張側で最大約 8 ton である。

継手部の開閉量は 0.04 mm 程度 (図 3. 10 (b))、ボルトの軸力の変化量も約 330 kg (同図(c)) と小さく、リング継手に作用する荷重は載荷力に比較して極めて小さい。なお、ボルトの初期軸力は 6.3 ton であった。

2 次覆工鉄筋 (S-6, S-7) のひずみは、2 次覆工コンクリート (L-1) ならびにセグメント (C-1) のひずみと同程度であり、セグメント接合面の近傍の鉄筋 (S-6) のひずみが、特に引張側載荷の時に大きくなることもない。

2 次覆工コンクリートのひずみにおいて、セグメント接合面の真上 (L-5 : 図 3. 10 (h)) およびその近傍 (L-3) のひずみは、他の位置 (L-1, 2, 4) でのひずみと異なり、圧縮側載荷に対しては引張ひずみ、引張側載荷に対しては圧縮ひずみとなっている。これは、供試体が 2 体のセグメント上に 2 次覆工を 1 体にして打設した構造であるため、セグメント接合位置の断面のうち、載荷力に対して主に 2 次覆工断面が有効に抵抗することが考えられ、その結果、載荷力の作用中心と有効断面の図心とが一致せずに、偏心モーメントが生ずることが原因と考えられる (図 4. 1 参照)。

なお、載荷力と供試体ひずみとの計算上の関係は、以下ようになる。

$$\epsilon = \frac{P}{E \cdot A} \dots\dots\dots (3.2)$$

ここに、

P : 載荷力

E : 供試体のヤング率 $= 3 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$

A : 供試体の断面積で、全断面有効とすると $A = 2000 \text{ cm}^2$ 、2 次覆工断面のみ有効とすると、 $A = 1000 \text{ cm}^2$

上式より、載荷力 1 ton 当りに生ずる供試体のひずみは、供試体の全断面を有効とすると 1.7μ 、2 次覆工断面のみを有効とすると 3.3μ となる。実験結果のうち、測点 S-6, S-7, L-1, C-1 については、 $1.2 \sim 1.6 \mu/\text{ton}$ であり、前者の値に近い。

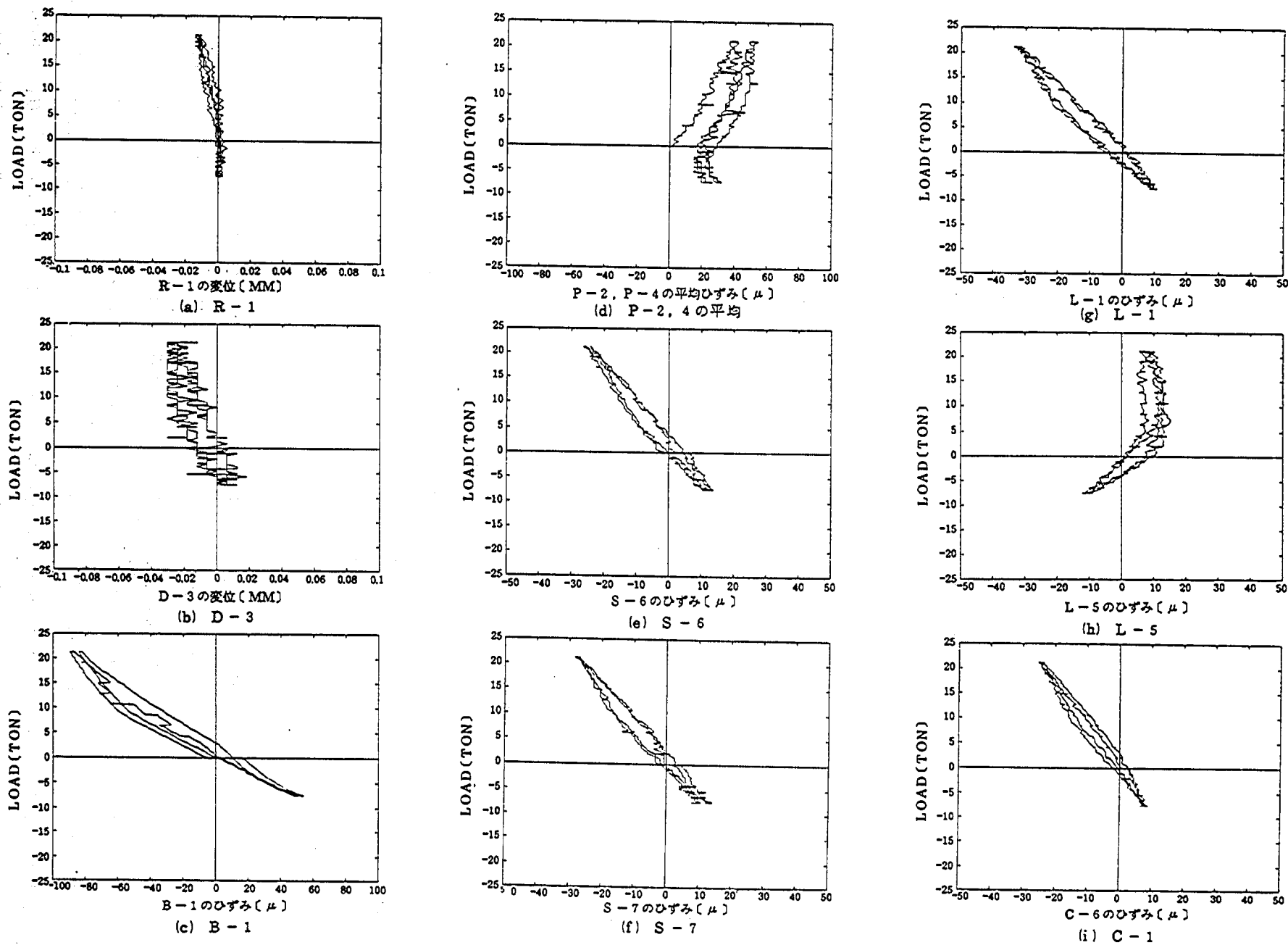


図 3.10 BタイプNo.1 供試体クラック発生前載荷試験
(荷重～計測値履歴図)

(2) クラック入れおよびクラック発生後載荷試験

試験結果の一部を図 3. 11 (a)～(i) に示す。載荷方法は、図 2. 17 (b) に示したように、変位制御で引張側に載荷し、2 次覆工コンクリートにクラックが生じた後、変位を原点に戻した。次に、変位制御で引張側・圧縮側の載荷を 2 回行い、クラック発生後の挙動を計測した。載荷直前に計測した継ぎボルトの初期軸力は、6.4 ton であった。

継手の開き (図 3. 11 (b))、ボルトひずみ (同図(c))、継手面板のひずみ(d)、および 2 次覆工鉄筋のひずみ(e)の各計測結果によると、引張荷重が 14.8 ton^{*}に達した後、これらのひずみ量が急激に増加していることから、この時点で 2 次覆工にクラックが生じたものと考えられる。この時点での継手の開きは約 0.06 mm、加振機変位は 0.8 mm である。実際に供試体にクラックが目視されたのは、加振機の載荷変位が 1 ステップ進んだ 0.9 mm においてである。図 3. 12 は、加振機の載荷変位に伴うクラックの進展状況を示したものである。初めに発見されたクラック (変位 0.9 mm) は、セグメント接合面の上端から 2 次覆工厚の 1/2 強の高さまで伸びており、載荷変位の増加に伴って進展し、載荷変位 1.4 mm (荷重 17.6 ton^{*}、継手の開き 0.47 mm) で 2 次覆工の全周に入った。

2 次覆工コンクリートの引張強度は 22 kg/cm² (表 2. 5 参照) であり、これに 2 次覆工の断面積 1000 cm² を乗じた 22 ton が 2 次覆工コンクリートの引張耐力と考えられる。実験結果でクラックがこれよりも小さい載荷力で生じたことについては、前述したセグメント接合部における偏心モーメントの影響が考えられる。

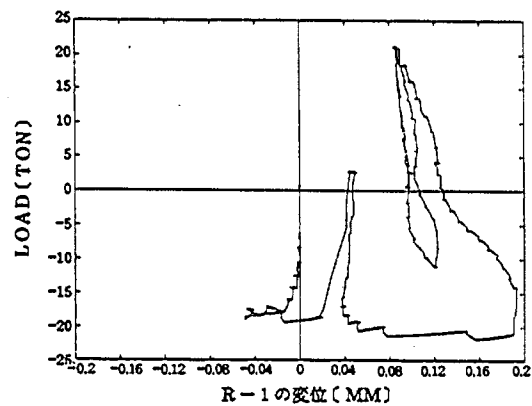
2 次覆工にクラックが生じた後の供試体の挙動は、クラック発生前の挙動と異なる点が多い。セグメント接合面から離れた位置での測点 (S-7, L-1, C-1 等) の挙動は、クラック発生の前後で大きな差はないが、リング継手およびクラック位置での 2 次覆工鉄筋には、クラック発生後、引張側載荷において大きな荷重が作用するようになった。これは、クラック発生前には 2 次覆工コンクリートが負担していた引張力を、クラック発生後はリング継手と 2 次覆工鉄筋とが分担して受け持つようになるためである。圧縮側載荷については、これらの部分の挙動もクラック発生前後で大差はない。

2 次覆工のクラック発生後、セグメント接合部が開くようになったため、供試体の軸剛性が変化した。図 3. 13 は、載荷力とリング継手の開き (D-2 と D-3 の平均値) との関係を示したものである。図 3. 13 (a) は、2 次覆工にクラックが発生する際の継手の挙動を、図 3. 11 (b) より作成したものであり、クラック発生直前のセグメント接合部の引張剛性は約 280 ton/mm である。一方、図 3. 13 (b) は後述する破壊試験の初期載荷部分の結果より作成したものであり、クラック発生後のセグメント接合部の引張剛性は約 30 ton/mm に低下している。

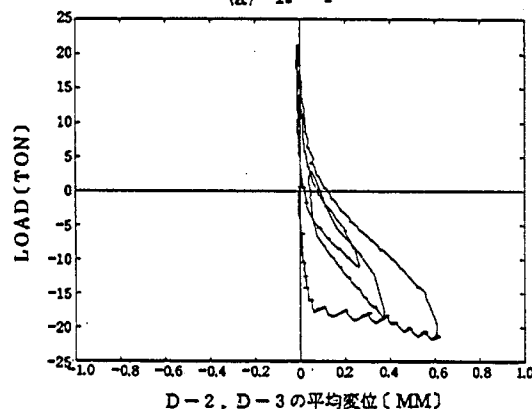
継ぎボルトの挙動 (図 3. 11 (c)) は、基本的には A タイプ供試体の実験結果と同様であるが、図中に示したように、載荷過程で締付け力が減少している。載荷直前のボルト軸力は 6.4 ton であったが、第 1 回目載荷が終了した時点で 5.6 ton に、第 2 回目載荷の終了時点で 4.4 ton

* : ロードセル指示値より、載荷装置による荷重増加分 3.0 ton を差し引いた値、以下同じ。

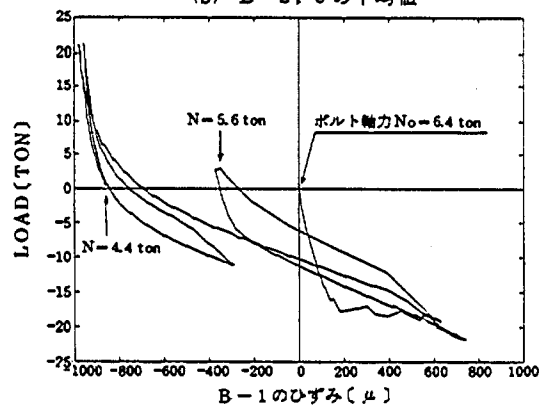
に減少した。第 3 回目載荷では載荷力が小さかったこともあり、軸力の減少は生じていない。



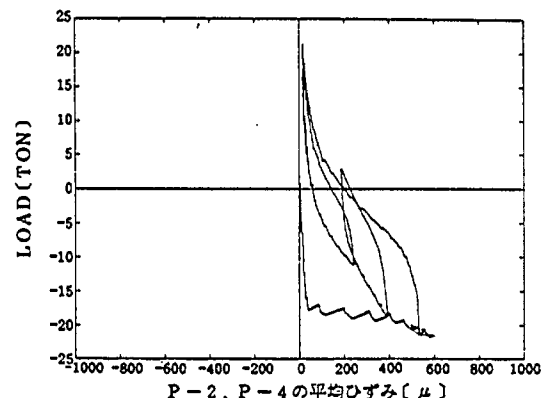
(a) R-1



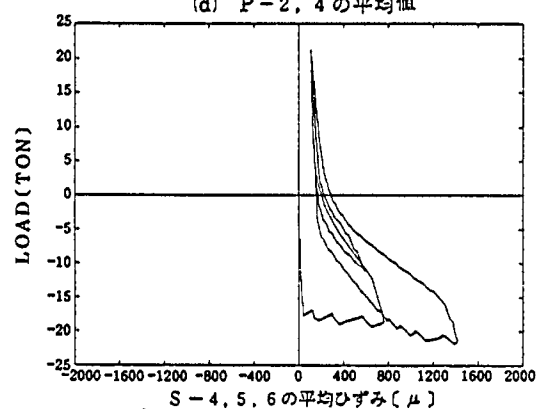
(b) D-2, 3の平均値



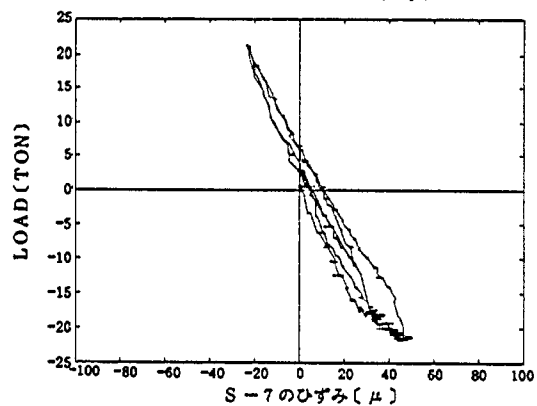
(c) B-1



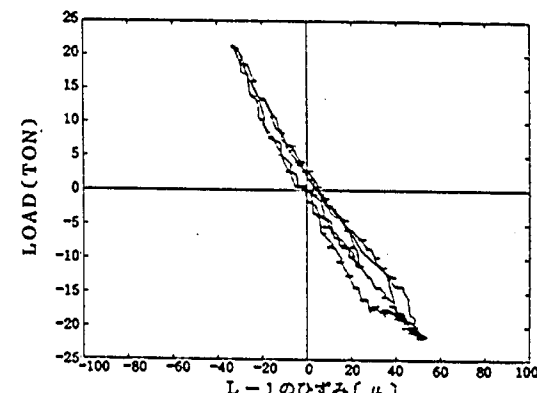
(d) P-2, 4の平均値



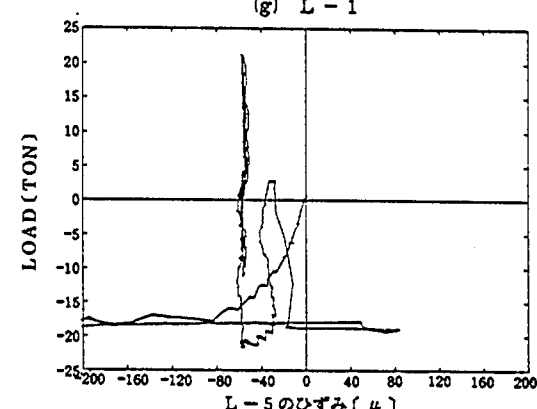
(e) S-4, 5, 6の平均値



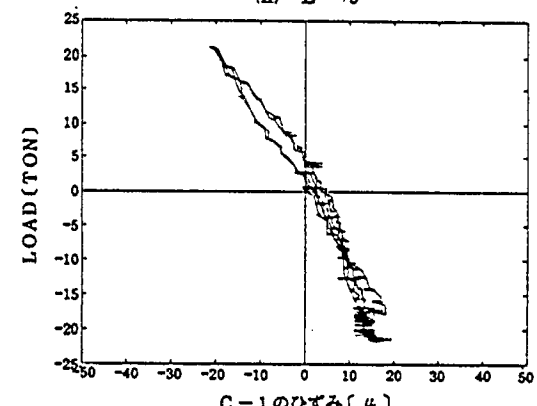
(f) S-7



(g) L-1



(h) L-5



(i) C-1

図 3.11 BタイプNo.1 供試体クラック入れ及びクラック発生後載荷試験
(荷重～計測値履歴図)

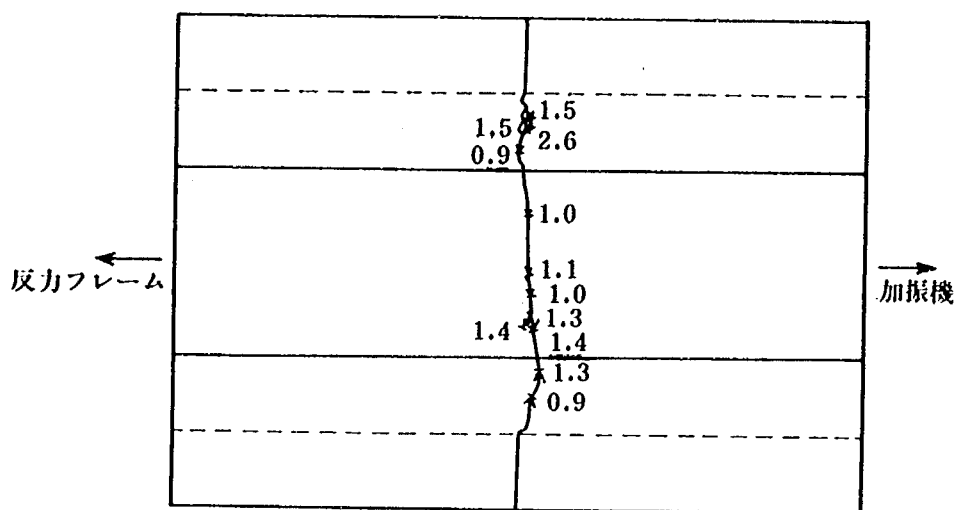
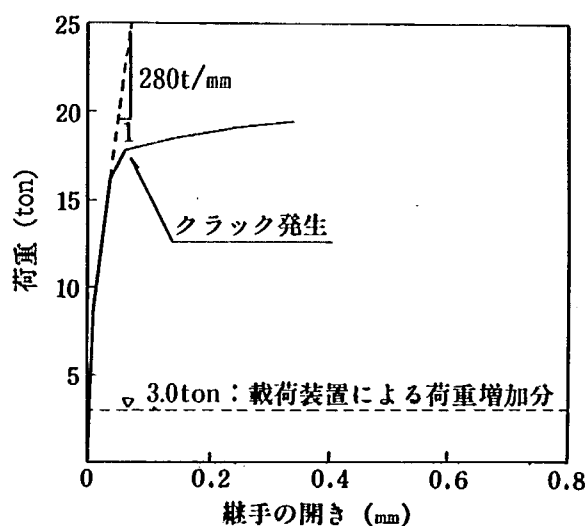
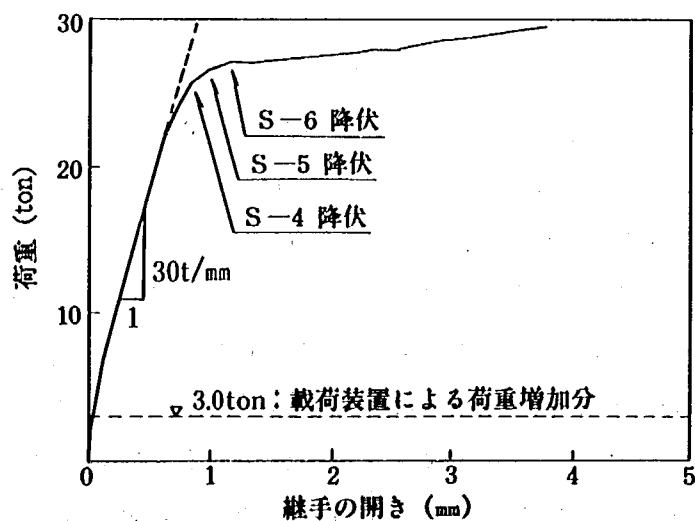


図 3.12 B タイプ No. 1 供試体クラック進展状況 (展開図)
図中の数字は加振機の引張変位 (単位: mm)



(a) 2 次覆工クラック発生時



(b) 2 次覆工クラック発生後

図 3.13 引張荷重とリング継手部開き量との関係
(B タイプ No. 1 供試体)

(3) 破壊試験

供試体の最大耐力および終局変形量が予想を大きく上回るものであったため、載荷は図 2.17(c)に示したように3回に分けて行った。第3回目の載荷による荷重～変位（加振機）の履歴を、図 3.14 に示す。なお、第1回目の載荷では、荷重 26.6 ton^{*}、変位 5.3 mm で、第2回目の載荷では、荷重 33.7 ton^{*}、変位 14.9 mm で、それぞれ変位を原点に戻した。

載荷力の増加とともに、表 3.2 に示す荷重および変位に達した時点で、供試体の破壊が以下のように進行した。

① 2次覆工鉄筋の降伏

荷重 23 ton^{*} 前後、継手の開き 1 mm 前後において、2次覆工鉄筋3本がクラック位置で相次いで降伏した（第1回目の載荷過程）。

② 2次覆工鉄筋の破断

変位量約 21 mm において約 37 ton^{*} の最大荷重に達した直後に、2次覆工鉄筋の1本がクラック位置（S-4）において破断した。載荷変位が更に増加すると、他の2本の鉄筋も S-5、S-6 の順に破断した。図 3.14 においては、これら3本の鉄筋が破断した様子が、荷重の不連続な減少として現われている。同図よりこれらの荷重の減少を読み取ると、S-4 の破断で 8.3 ton、S-5 の破断で、7.7 ton、S-6 の破断で 7.5 ton であり、鉄筋の公称断面積（D13：1.27 cm²）を用いて応力を算出すると、それぞれ 65 kg/mm²、61 kg/mm²、59 kg/mm² となり、鉄筋の引張強度（SD30：49～63 kg/mm²）に対応している。

③ リング継手の破断

2次覆工鉄筋が全て破断した時点で、リング継手には約 17 ton^{*} の荷重が作用していたが、載荷変位の増加とともに荷重は徐々に減少し、変位約 42 mm、荷重約 13 ton^{*} でリング継手が破断した。破断した継手は加振機側の継手で、2本のアンカー鉄筋が同時に破断し、セグメントから引き抜けた。

図 3.15 は供試体の破壊状況を描いたものである。2次覆工コンクリートは、初期に発生したクラックがそのまま開いた状態で割れており、他の部分には損傷が見られない。セグメント本体は、加振機側の端面に一部剝落があったが、これはリング継手が引き抜ける際に生じたものと考えられ、他の部分にはやはり損傷は見られなかった。

セグメントと2次覆工との付着はジベル筋によって確保されていたと考えられるが、2次覆工が破壊した位置の一部に、セグメントと2次覆工との剝離が見られた。

図 3.16 は、リング継手の破損状況を示したものである。反力フレーム側の継手はセグメント中にあり、損傷の状況はよくわからないが、面板が高さ 12 mm の円錐台状に変形していた。加振機側の継手は、2本のアンカー鉄筋が定着板の端部で破断しており、面板もボルト孔を中心に円錐台状に変形した。継ぎボルトは破断しておらず、ネジ山のつぶれ等の外観上の損傷も見られなかった。

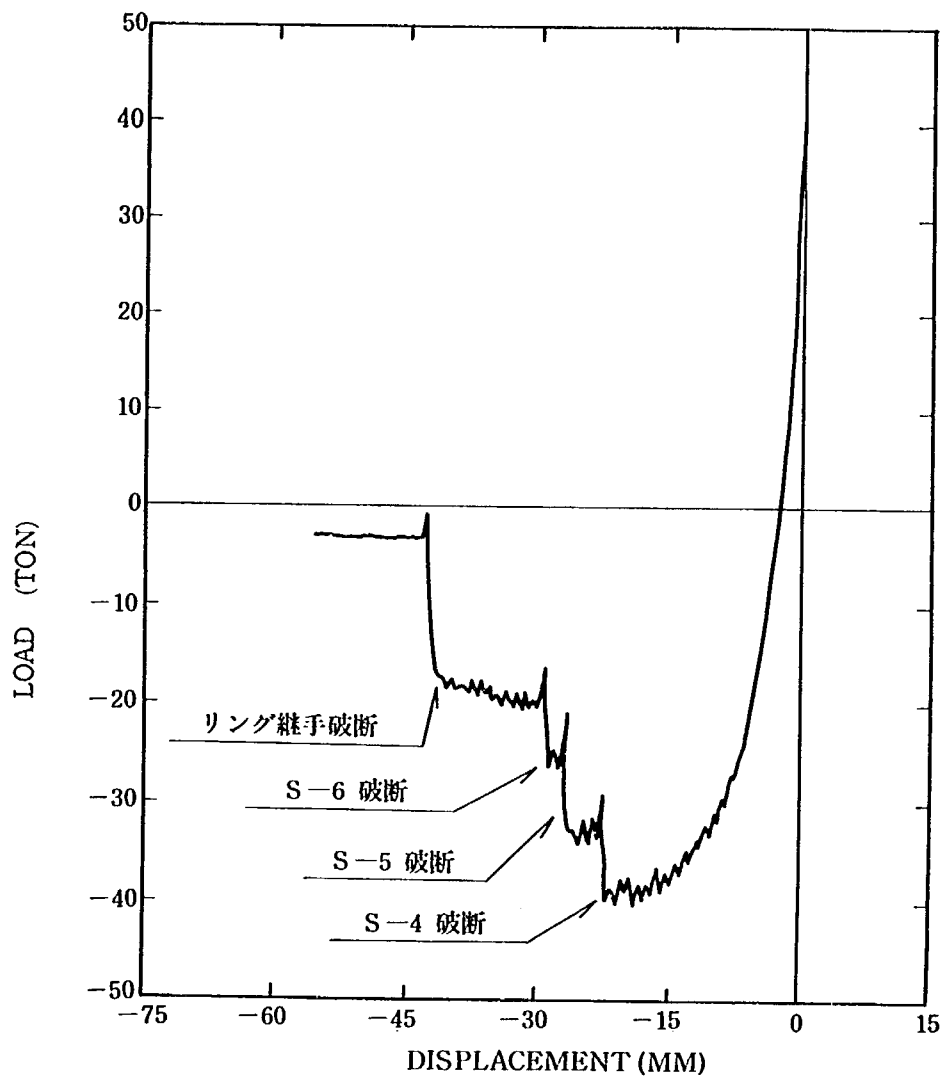


図 3. 14 B タイプ No. 1 荷重～変位履歴

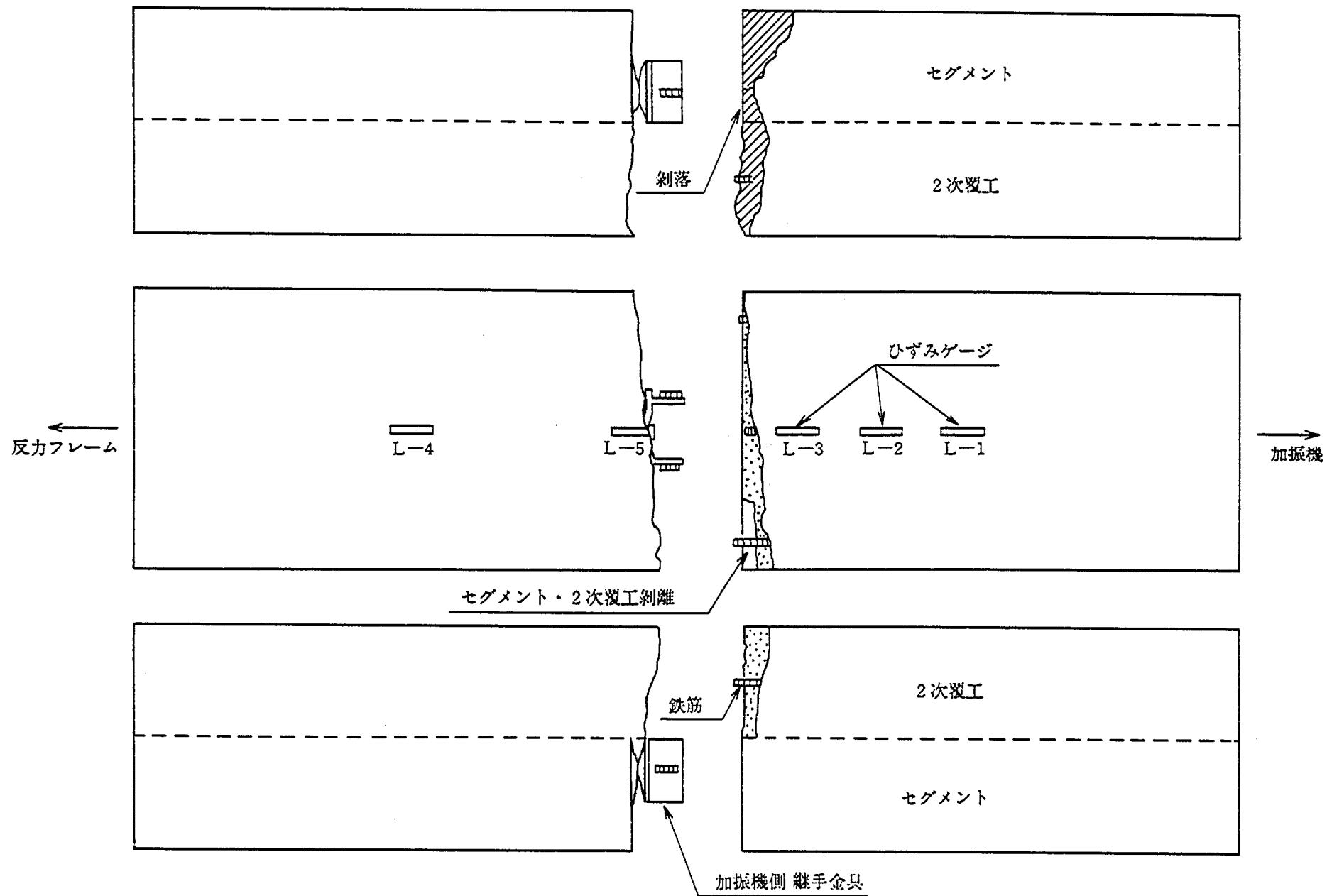


図 3. 15 B タイプ No. 1 破壊状況

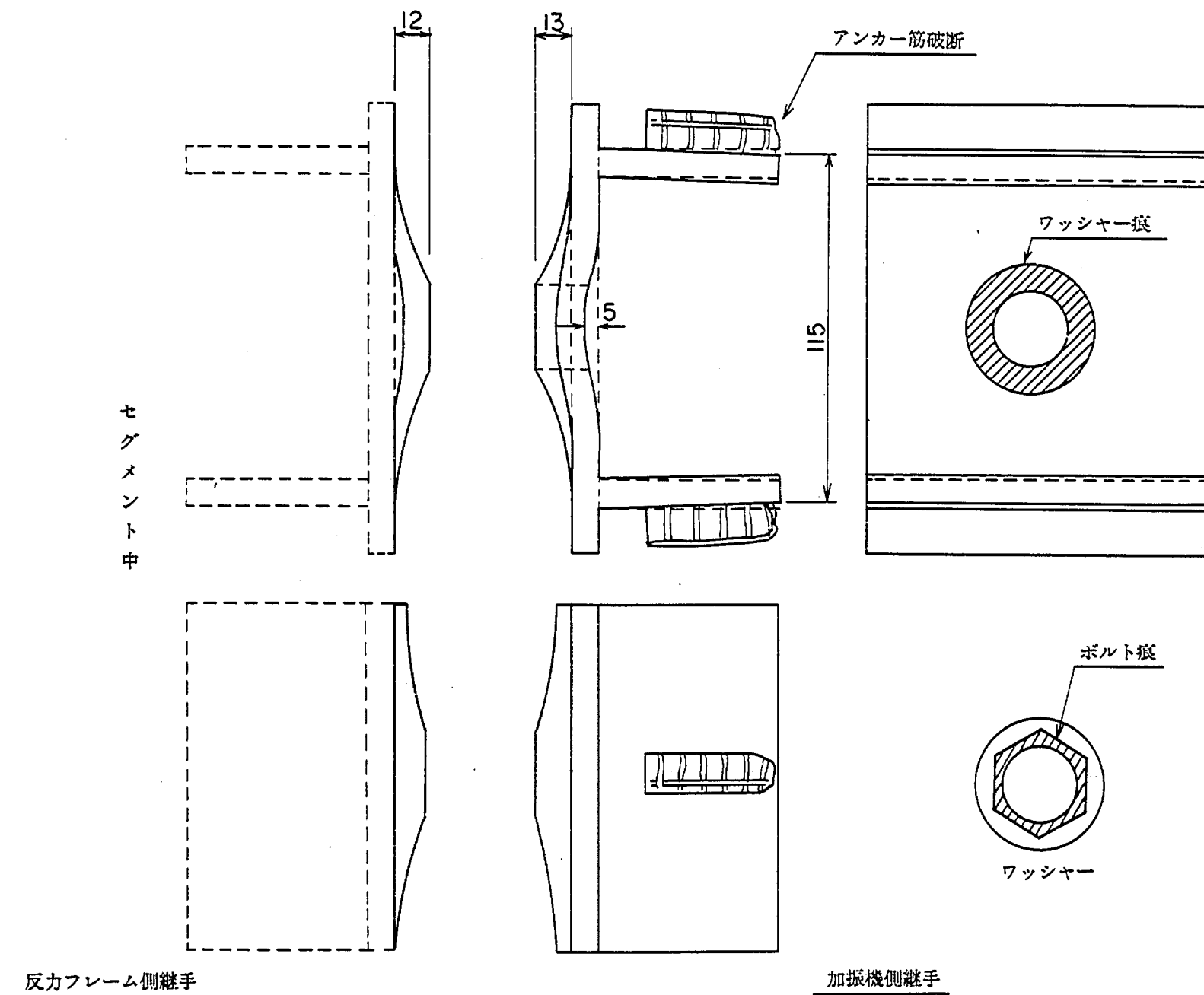


図 3. 16 B タイプ No. 1 供試体継手の破損状況

図 3.9 に示した A タイプ 供試体の継手の破損状況と比較すると、本供試体の場合にはボルトボックス内に 2 次覆工コンクリートが充填されているために 2 枚の定着板の変形が拘束され、面板が「くの字」状に変形するのを妨げたものと考えられる。また、その結果、アンカー鉄筋が定着板の端部で折れ曲がる度合いも小さくなっている。

本供試体の耐力は表 3.2 に示すとおりであり、降伏耐力は、2 次覆工鉄筋が降伏する状態として、約 23 ton^{*}、継手の開き 0.8 mm である。また、終局耐力は約 37 ton^{*} であり、終局の継手開き量は、終極状態を 2 次覆工鉄筋が破断する状態とみれば 22.5 mm、リング継手が破断する状態とみれば約 40 mm となる。

表 3.2 B タイプ Na 1 供試体の耐力

事 象		荷 重 (ton)	継 手 変 位 (mm)
2 次 覆 工 ク ラ ッ ク		14.8	0.06
2 次 覆 工 鉄筋の降伏	S - 4	22.7	0.8
	S - 5	23.5	1.0
	S - 6	24.1	1.1
最 大 荷 重		37.2	21.3
2 次 覆 工 鉄筋の破断	S - 4	36.8	22.5
	S - 5	27.4	27.2
	S - 6	23.2	28.9
リ ン グ 継 手 の 破 断		13.1	41.9
降 伏 耐 力		22.7	0.8
終 局 耐 力		37.2	41.9 [*] 22.5 ^{**}

- (注) 1) 20 mm を越える継手変位の値は、加振機の制御用変位計による値
 2) * : リング継手破断前の最大変位
 3) **: 鉄筋破断前の最大変位
 4) 荷重の値は、いずれもロードセル指示値より載荷装置による荷重増加分 3.0 ton を差し引いた値

3-3 Bタイプ№2 供試体載荷実験結果

(1) クラック発生前載荷試験

載荷変位振幅 ± 0.4 mm, 加振振動数 1 Hz による動的載荷試験結果の一部を, 図 3. 17 (a)~(i)に示す。載荷前の継ぎボルトの軸力は 5.1 ton であり, 一連の載荷試験が終了した後もほとんど変化しなかった。載荷力は, 圧縮側 11.4 ton, 引張側 7.3 ton と正負で等しくないが, これは, 加振機の変位の原点において圧縮力が約 2 ton 作用していたために, 変位制御による載荷力が圧縮側に偏ったためであり, 供試体の軸剛性の異方性とは無関係である。

供試体各部の挙動は, 図 3. 10 に示した B タイプ№1 供試体の静的載荷時の挙動と同様である。

載荷変位の振幅および振動数を変化させた場合の挙動を比較するため, 出力ひずみが荷重に対して線形性を示していると判断される測点について, 荷重増分に対する出力ひずみ増分を読み取り, 表 3. 3 にまとめた。一定の変位振幅に対しては, 加振振動数 (0.5 Hz と 1 Hz) の影響は見られないが, 変位振幅が ± 0.2 mm と ± 0.4 mm とでは, 後者の方が荷重増分に対するひずみ増分が大きい。

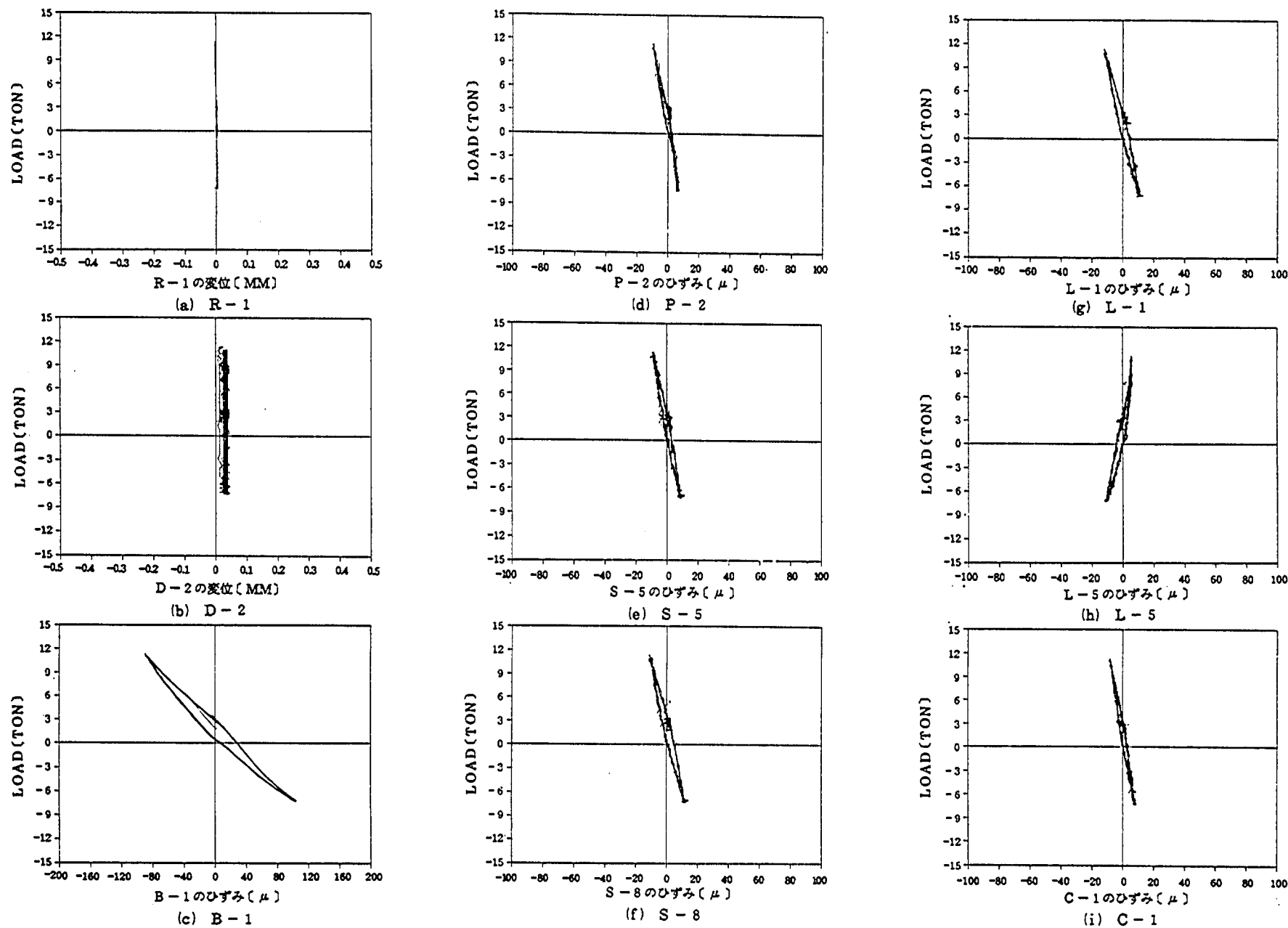


図 3.17 B タイプ No.2 供試体クラック発生前載荷試験 (± 0.4 mm, 1 Hz)
(荷重～計測値履歴図)

表 3.3 B タイプ No. 2 供試体荷重増分に対する出力増分

測 点	単 位	クラック発生前				ク ラ ッ ク 発 生 後					
		± 0.2mm		± 0.4 mm		± 0.2 mm		± 0.4 mm		± 0.8 mm	
		0.5 Hz	1 Hz	0.5 Hz	1 Hz	0.5 Hz	1 Hz	0.5 Hz	1 Hz	0.5 Hz	1 Hz
加振機変位	mm/t	0.031	0.031	0.039	0.039	0.033	0.032	0.041	0.042	—	—
R-1	"	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
D-1	"	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
D-2	"	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
D-3	"	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
B-1	kg/t	22	21	—	—	27	26	—	—	—	—
A-1	μ/t	1.3	1.4	1.9	1.9	1.4	1.5	1.8	1.9	2.0	2.0
A-2	"	1.3	1.4	1.9	1.8	1.4	1.4	2.0	1.9	2.0	2.0
A-3	"	1.4	1.2	1.8	1.8	1.3	1.3	1.8	1.8	2.0	2.0
A-4	"	1.2	1.1	1.6	1.3	*	*	*	*	*	*
P-1	μ/t	-1.0	-0.9	-1.2	-1.1	—	0.5	—	—	—	—
P-2	"	0.8	0.8	—	—	2.0	2.4	—	—	—	—
P-3	"	0.5	0.6	—	—	-2.3	-2.0	—	—	—	—
P-4	"	-1.6	-1.6	—	—	*	*	*	*	*	*
S-1	μ/t	1.1	1.1	1.7	1.6	1.3	1.2	1.8	1.8	1.8	1.8
S-2	"	1.0	1.0	1.5	1.5	1.1	1.1	1.6	1.6	1.6	1.6
S-3	"	1.0	0.9	1.4	1.4	1.0	1.0	1.5	1.5	1.5	1.5
S-4	"	0.9	1.0	1.3	1.4	—	—	—	—	—	—
S-5	"	0.8	0.8	1.2	1.2	—	—	—	—	—	—
S-6	"	0.7	0.7	1.1	1.1	—	—	—	—	—	—
S-7	"	1.0	1.1	1.6	1.6	1.2	1.2	1.8	1.8	1.8	1.8
S-8	"	1.0	1.1	1.5	1.5	1.1	1.1	1.7	1.6	1.7	1.7
S-9	"	1.0	1.0	1.4	1.4	1.0	1.0	1.5	1.6	1.5	1.5
L-1	μ/t	1.0	1.0	1.6	1.5	1.1	1.2	1.6	1.7	1.6	1.6
L-2	"	0.8	0.8	1.3	1.3	1.0	0.9	1.4	1.5	1.4	1.4
L-3	"	—	-0.3	—	—	—	-0.3	—	—	—	—
L-4	"	1.1	1.2	1.7	1.8	1.3	1.2	2.0	2.0	2.0	2.0
L-5	"	-0.9	-0.8	-1.5	—	-1.8	-1.8	—	—	—	—
C-1	μ/t	0.7	0.7	1.0	1.1	0.6	0.6	0.9	0.9	1.0	—
C-2	"	0.7	0.7	1.0	1.0	0.6	0.6	0.8	0.6	0.8	—
載 荷 荷 重	圧 縮 (t) 引 張 (t)	7.7 3.2	6.7 3.6	10.8 8.3	11.4 7.3	8.8 1.6	8.2 1.6	13.3 5.6	12.7 5.3	22.6 11.2	21.0 10.9

—：荷重に対して非線形なもの

*：記録無し

(2) クラック入れ試験

2次覆工コンクリートにクラックを入れるため、図 2. 18 (b) に示したパターンで載荷を行った。試験結果の一部を図 3. 18 (a) ~ (i) に示す。実際に載荷された加振機変位は、引張側が約 1.6 mm、圧縮側が約 1.5 mm であった。一方、載荷力は引張側が約 24 ton、圧縮側が約 44 ton で、2次覆工にクラックが生じたことにより、引張側の反力が圧縮側の反力よりも小さくなった。

図 3. 18 より、継手の開き (D-2)、継手金具面板のひずみ (P-2)、2次覆工鉄筋のひずみ (S-5) 等が、引張荷重 15.7 ton* にて急激に増加していることがわかり、この時点で2次覆工コンクリートにクラックが生じたものと考えられる。クラック発生時の継手開き (D-2) 量は 0.10 mm であり、静的載荷により2次覆工にクラックを生じさせた B タイプ No 1 供試体の場合と比較して、クラック発生時の荷重ならびに継手の開き量が多い。本供試体の場合、2次覆工コンクリートの引張強度が 24.1 kg/cm² と、No 1 供試体よりも約 10 % 大きい (表 2.5 参照) ことが、一因と考えられる。なお、本載荷試験前に計測した継ぎボルトの軸力は 5.2 ton で、No 1 供試体の場合 (6.4 ton) よりも小さかった。

載荷終了後に調査したクラックの発生状況を、図 3. 19 に示す。クラックは、セグメント接合部から2次覆工上端まではほぼ鉛直に生じたが、2次覆工の上面には現われていなかった。2次覆工上面までクラックが進展したのは、後述する破壊試験において、加振機の載荷変位が 4 mm に達した時点である。

図 3. 20 は、引張載荷力とリング継手の開き量との関係を示したものである。図 3. 20 (a) は、2次覆工にクラックが発生する際の継手部の挙動を、図 3. 18 (b) に示した履歴曲線の包絡線から作成したものであり、図 3. 20 (b) は、2次覆工にクラックが発生した後の継手部の挙動を、後述する破壊試験結果より作成したものである。載荷履歴のデータ数が少ないが、これらの図よりセグメント接合部の引張剛性を求めると、2次覆工にクラックが発生する前の剛性は約 360 ton/mm、クラック発生後の剛性は約 30 ton/mm であり、No 1 供試体の場合と同程度の値である。

* : ロードセルの指示値より、載荷装置による荷重増加分 3.0 ton を差し引いた値、以下同じ。

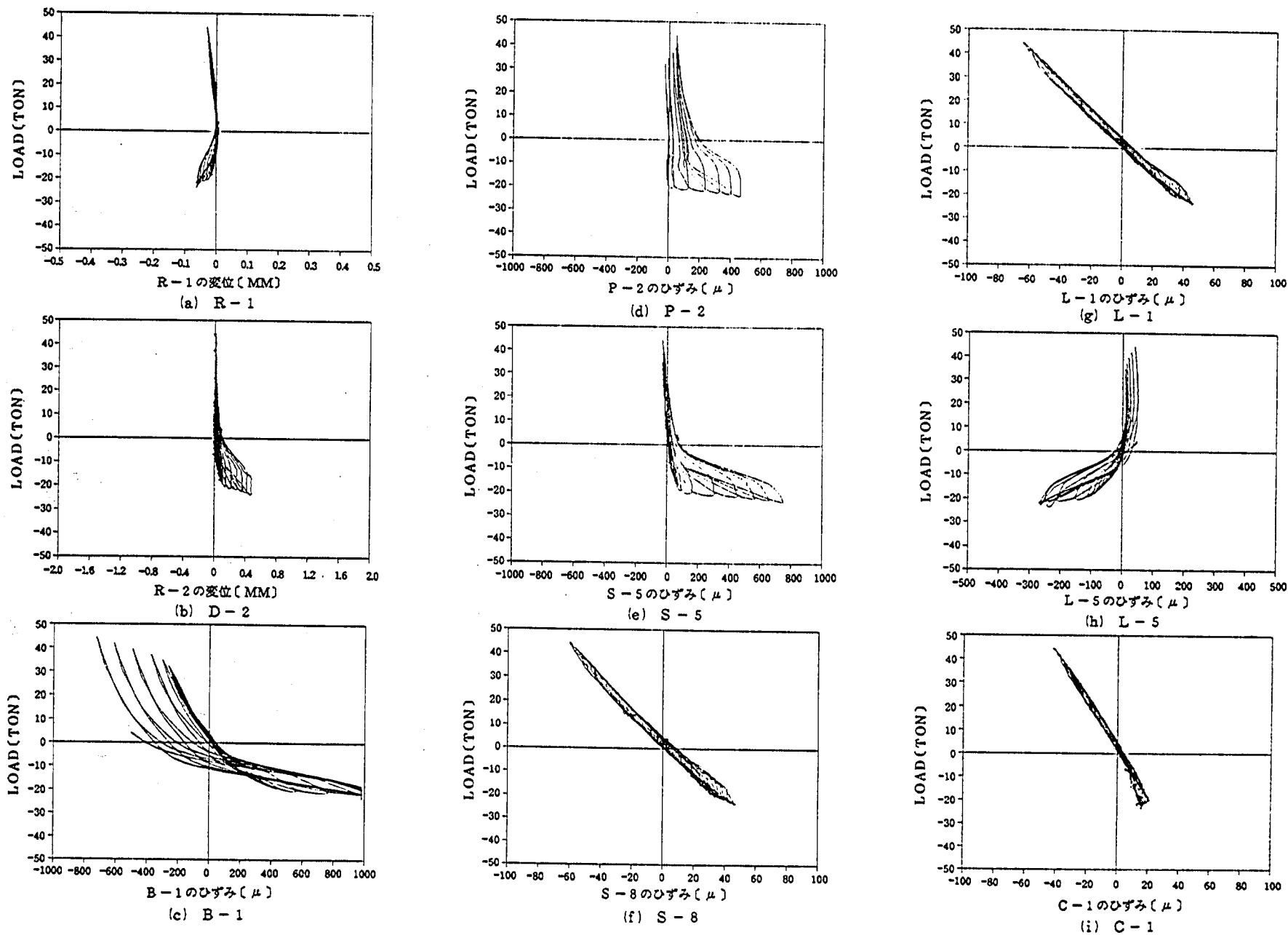


図 3 18 B タイプ No 2 供試体クラック入れ試験 (0.5 Hz , 1.8 mm , Sweep)
(荷重～計測値履歴図)

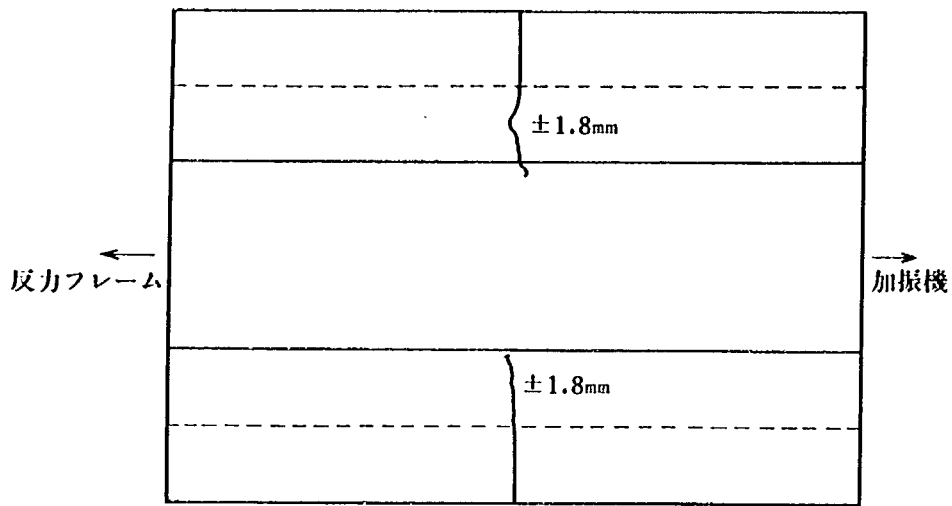
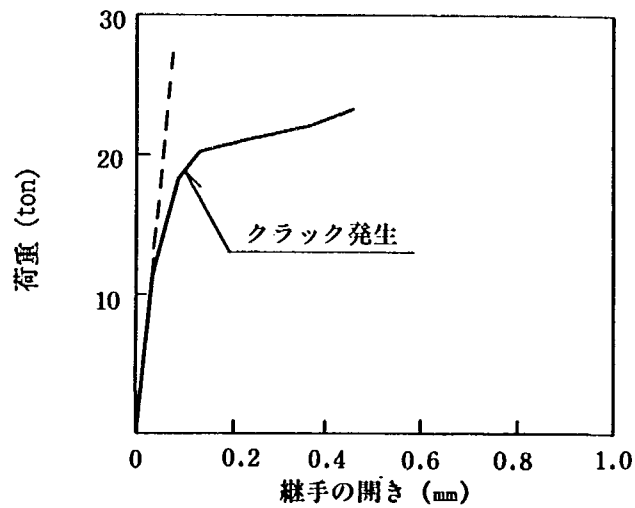
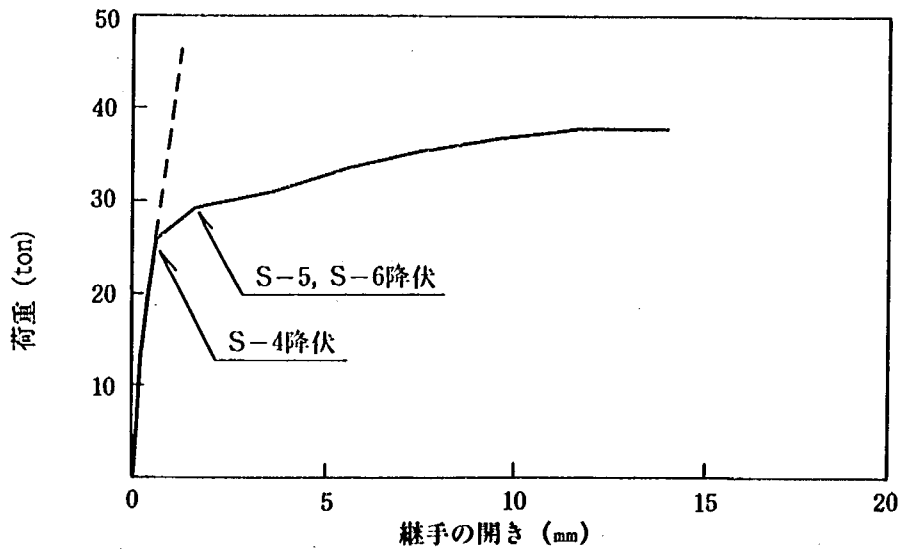


図 3. 19 B タイプ No 2 供試体クラック発生状況 (展開図)
(0 ~ ± 1.8 mm スイープ加振後)



(a) 2 次覆工クラック発生時



(b) 2 次覆工クラック発生後

図 3. 20 引張荷重とリング継手部開き量との関係
(B タイプ No 2 供試体)

(3) クラック発生後載荷試験

載荷変位振幅 $\pm 0.4\text{ mm}$ ，加振振動数 1 Hz による動的載荷試験結果の一部を図 3. 21 (a)～(i)に，また，載荷変位振幅 $\pm 0.8\text{ mm}$ ，加振周波数 1 Hz による載荷試験結果の一部を図 3. 22 (a)～(i)に，それぞれ，示す。

2次覆工にクラックが発生する前の載荷試験結果(図 3.17)と図 3.21 とを比較すると，ボルトのひずみ(B-1)，継手金具面板のひずみ(P-2)，およびクラック位置における2次覆工鉄筋(S-5)の引張側ひずみ等については，後者の方がやや大きくなっている他は，他の測点に関しては，2次覆工にクラックが生ずる前と後とでの挙動の違いは小さい。

一方，載荷変位の振幅が $\pm 0.8\text{ mm}$ の場合には，セグメント接合部に開きが生じており，リング継ぎボルトや継手金具面板のひずみが大きくなっている。また，クラック位置の鉄筋(S-5)には，引張側の載荷によって大きな荷重が作用している。

このように，載荷変位振幅(載荷力)が大きくなると，2次覆工にクラックが生ずる前と後とで，供試体の挙動に差が見られるが，載荷変位振幅(載荷力)が小さい場合には両者の差は小さい。なお，表 3.3 からわかるように，載荷変位振幅が一定の場合には，加振振動数(0.5 Hz と 1 Hz)の変化による供試体の挙動の有意な変化は見られなかった。

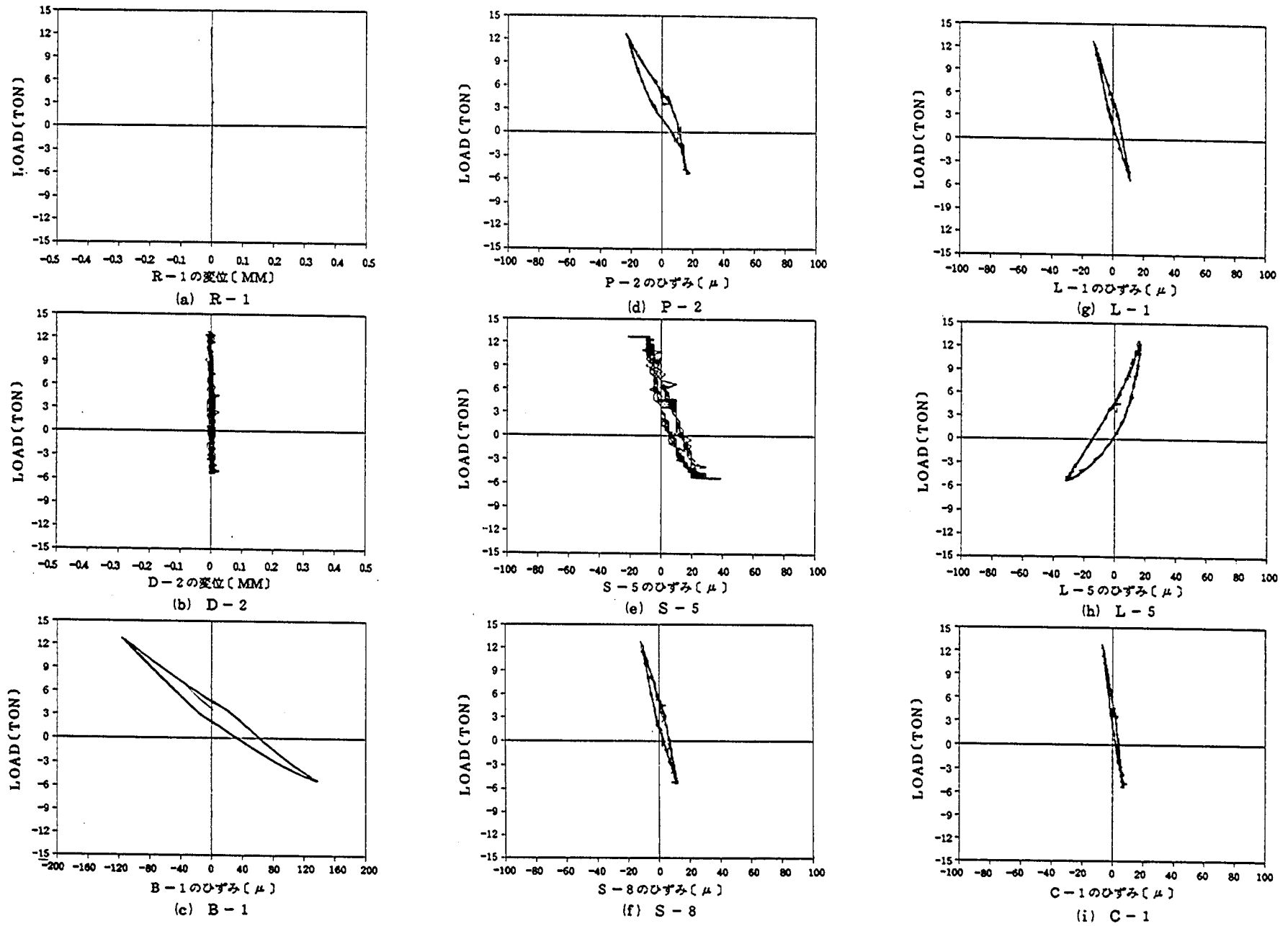


図 3.21 B タイプ № 2 供試体クラック発生後載荷試験 (± 0.4 mm, 1 Hz)
(荷重～計測値履歴図)

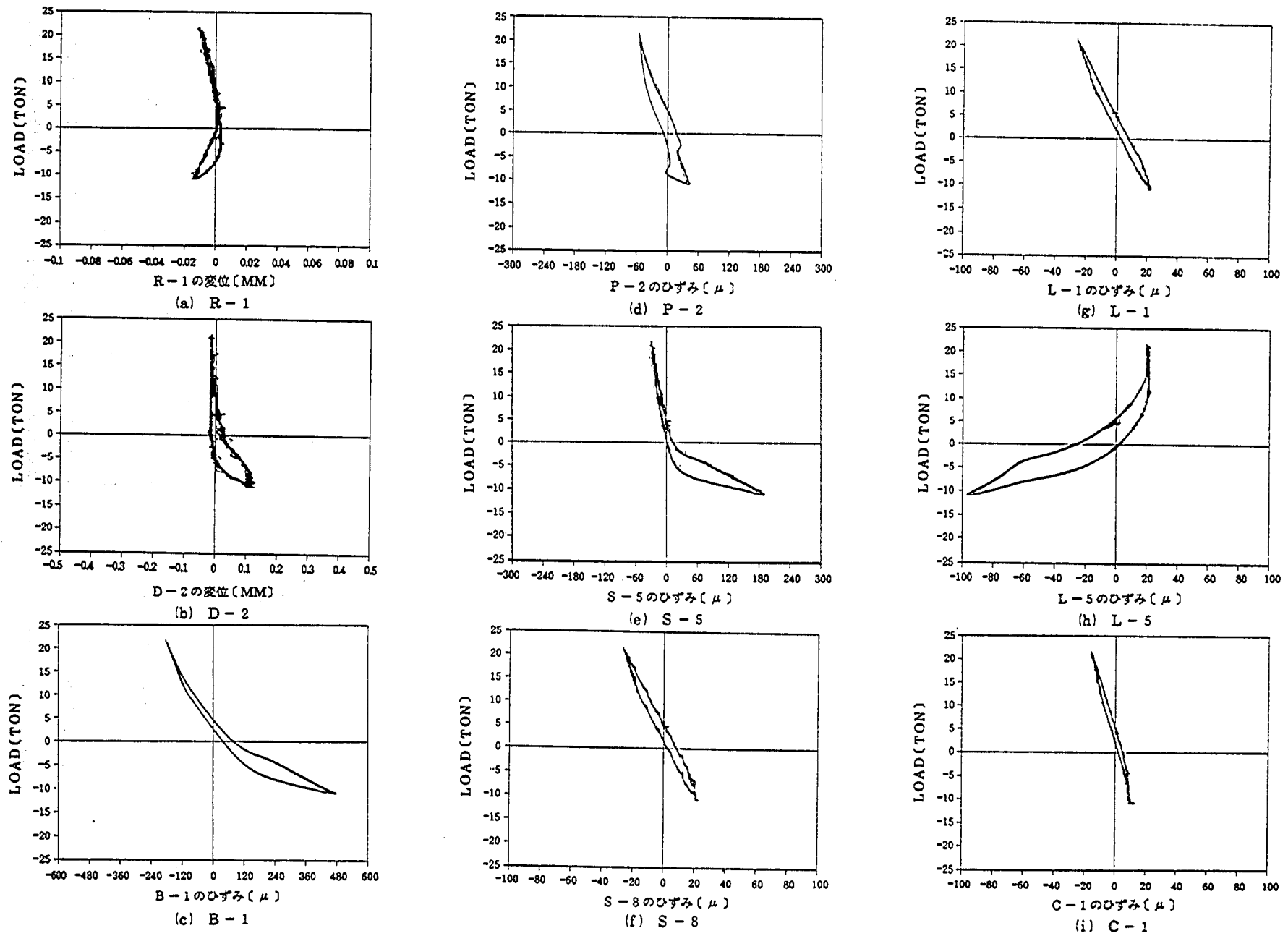


図 3.22 B タイプ No. 2 供試体クラック発生後載荷試験 ($\pm 0.8 \text{ mm}$, 1 Hz)
(荷重～計測値履歴図)

(4) 破壊試験

図 3.23 は、破壊試験の荷重～変位（加振機）の履歴を示したものである。また、表 3.4 に供試体の破壊の過程に対応する荷重と変位（継手の開き量）を示した。なお、載荷前の継ぎボルトの軸力は、約 3.8 ton であった。供試体の破壊の進展状況は、以下のとおりである。

① 2 次覆工鉄筋の降伏

図 2.18(d) に示した載荷パターンの第 2 回目の引張載荷の過程で、2 次覆工鉄筋が 3 本ともクラック位置（S-4, 5, 6）で降伏した。降伏時の荷重は 22～26 ton* であった。

鉄筋降伏後、載荷変位の増加に伴って荷重も漸増し、継手開きが 14 mm となった時点で最大荷重約 35 ton* に達した。

② 2 次覆工鉄筋の破断

最大荷重を記録した載荷の次の引張載荷の過程で、2 次覆工鉄筋が 2 本（S-6, S-4）破断した。図 3.23 において荷重が急激に減少している点が、これらの鉄筋が破断したことを示している。残る 1 本の鉄筋（S-5）は、これより 2 回後の引張載荷の過程で破断した。

③ リング継手の破断

3 本目の 2 次覆工鉄筋が破断した載荷の次の引張載荷の過程で、リング継手部から 2 回の破壊音が発生した（図 3.23 参照）。しかし、荷重はゼロとはならず、なお約 3 ton* の荷重が残留していたため、載荷を継続した。次の引張載荷でもリング継手部より 2 回の破壊音が発生し、リング継手が最終的に破断した。

図 3.24 は、供試体の破壊状況を示したものである。2 次覆工コンクリートは、セグメント接合部に沿ってほぼ直線状に割れているが、他の部分には損傷は見られない。セグメントには損傷が認められなかった。

リング継手は、図 3.25 に示すように、加振機側の継手の面板が破断した。実験終了後に、破断した継手部分のコンクリートを取り除いたところ、アンカー鉄筋には大きな変状は認められなかった。載荷中に発生した破壊音は、継手金具の面板が 2 箇所ですら若干の時間差をもって破断したことによると考えられる。また、破壊音が 2 つの載荷過程で発生したが、この理由は、初めの載荷では面板の上部のみが破断し、次の載荷では下部が破断したことによるものと推定される。

継手の面板は、背面に取り付けられている定着板との溶接部において、母材が破断しており、B タイプ No.1 供試体の継手の破損形態とは大きく異なる。また、本供試体は正負交番載荷を受け、圧縮側載荷の際には変形した面板がプレスされて元の形状に戻されるため、破断時の面板には円錐台状の変形は残っていない。本供試体の継手の場合には、正負交番の繰返し載荷により、面板が定着板との交線付近で降伏した後も曲げによる疲労を受け、最終的には継ぎボルトの張力によりせん断破壊したものと考えられる。継ぎボルトには外観上の損傷は認められなかった。

本載荷条件下における供試体の耐力は表 3.4 に示すとおりであり、降伏耐力（2 次覆工鉄筋の降伏時の荷重）は約 22 ton^{*}、降伏変位（継手の開き量）は 0.7 mm である。また、終局耐力（最大荷重）は約 35 ton^{*}、終局変位（継手の開き量）は、終極状態を 2 次覆工鉄筋の破断前の最大変位とすれば 14.6 mm，リング継手破断前の最大変位とすれば 23.5 mm である。これらの耐力を B タイプ No 1 供試体の実験結果（表 3.2）と比較すると、降伏耐力・変位および終局耐力については概ね一致しているが、終局変位については、本供試体の方が小さくなっている。

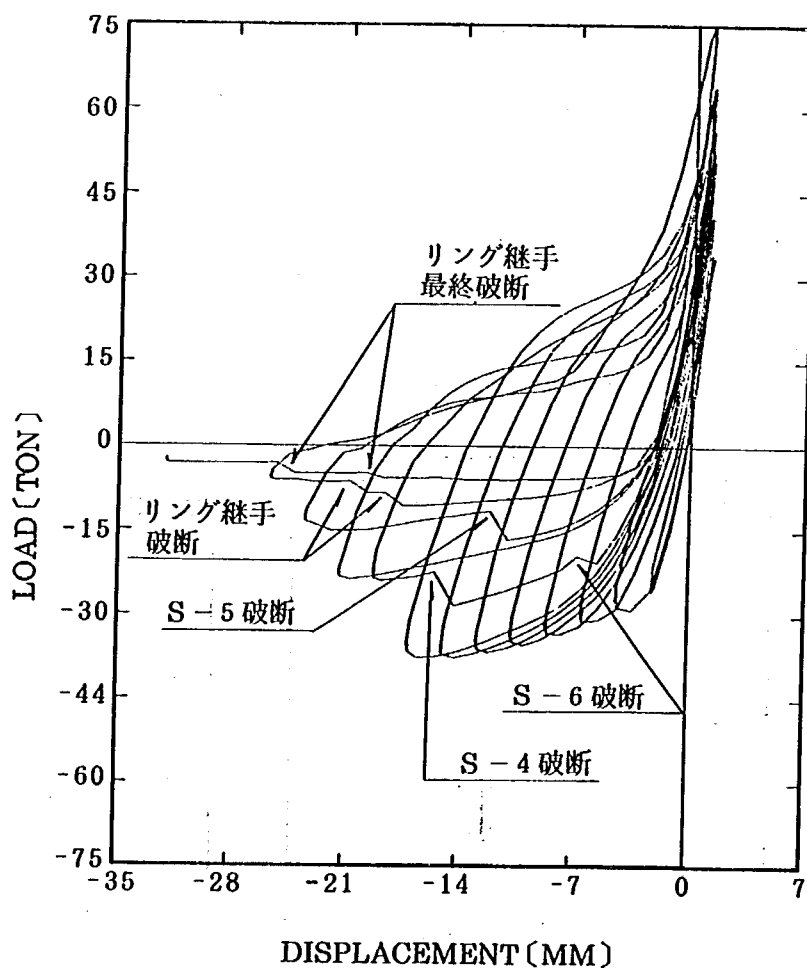


図 3.23 B タイプ No 2 荷重～変位履歴

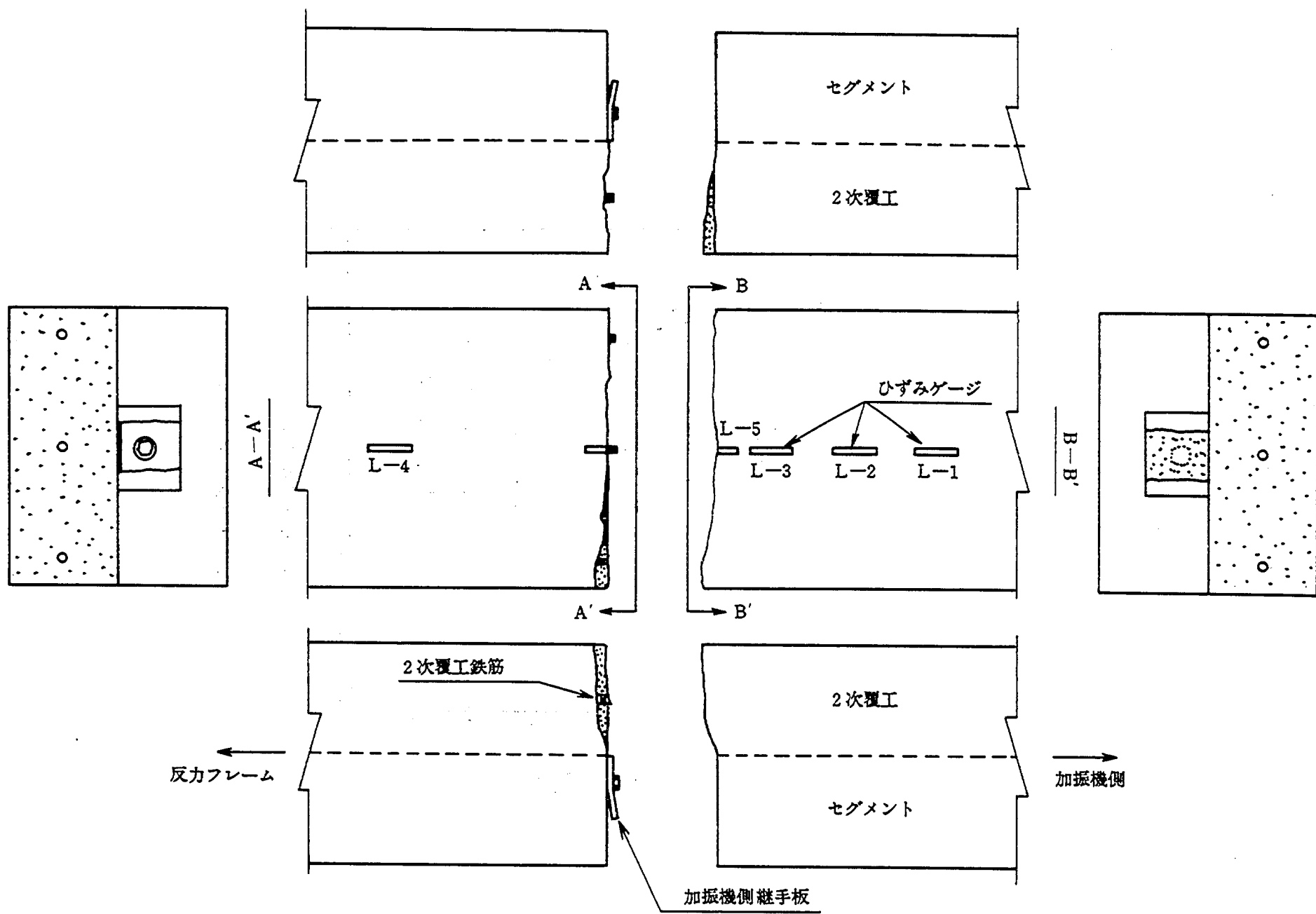


図 3. 24 B タイプ No 2 破壊状況

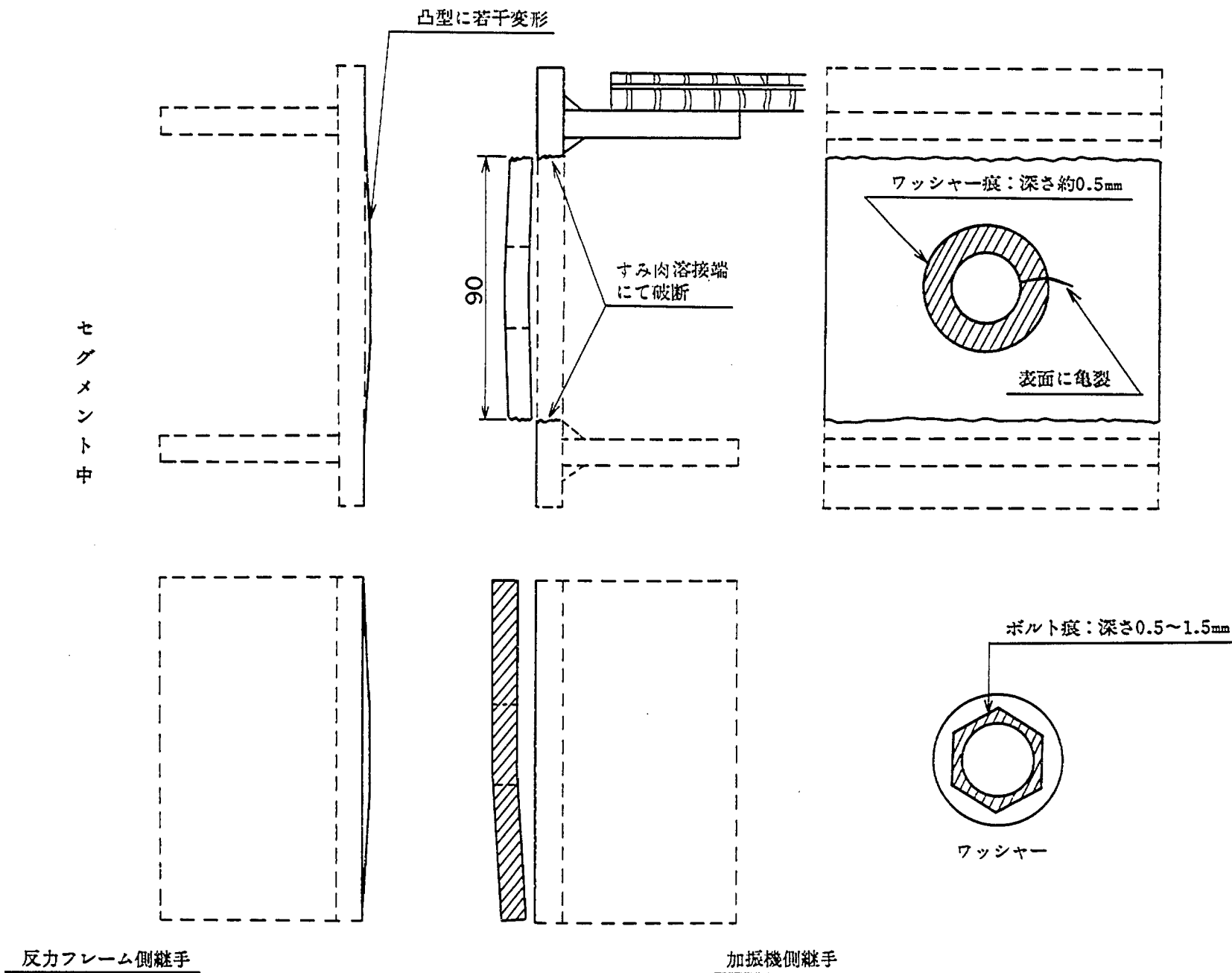


図 3. 25 B タイプ No. 2 供試体継手の破損状況

表 3.4 B タイプ No. 2 供試体の耐力

事 象		荷 重 (ton)	継 手 変 位 (mm)
2 次覆工クラック		15.7	0.10
2 次覆工 鉄筋の降伏	S - 4	22.3	0.7
	S - 5	26.0	1.7
	S - 6	26.0	1.7
最 大 荷 重		34.7	14.0
2 次覆工 鉄筋の破断	S - 6	17.6	4.3 ~ 5.4
	S - 4	25.4	12.4 ~ 13.9
	S - 5	13.6	9.9 ~ 11.3
リング継手の破断		7.7	16.6 ~ 17.8
降 伏 耐 力		22.3	0.7
終 局 耐 力		34.7	23.5* 14.6**

- 1) * : リング継手破断前の最大変位 (加振機変位)
- 2) ** : 鉄筋破断前の最大変位
- 3) 荷重の値は、ロードセル指示値より載荷装置による荷重増加分 3.0 ton を差し引いた値。

4. 実験結果の検討

4-1 Aタイプ供試体の軸剛性

3-1節において述べたように、セグメント接合面が開いた状態でのリング継手部の引張剛性は、4.4 ton/mmであった。リング継手の引張剛性を評価する方法としては、継ぎボルトの軸剛性から評価する方法、継手金具面板の曲げ剛性から評価する方法、などが考えられる^{3),4)}。これらの方法で、本供試体に用いたリング継手の引張剛性を算定すると、以下のようになる。

① 継ぎボルトの軸剛性から評価する方法³⁾

$$k_B = \frac{E_B \cdot A_n}{\frac{A_n}{A_b} \cdot \ell_b + \ell_n + \ell_e} \dots\dots\dots (4.1)$$

ここに、

k_B : ボルトの軸剛性

E_B : ボルト材のヤング率

A_n : ネジ切り部の有効断面積

A_b : 軸部の断面積

ℓ_n : ネジ切り部の長さ

ℓ_b : 軸部の長さ

ℓ_e : ナット部の有効締付け長さで、ナット高さの60%

使用したボルト(M22)の諸元より、軸剛性は、

$$k_B = \frac{21 \times 224.5}{\frac{224.5}{301.6} \times 20 + 8 + 11}$$

$$= 139 \text{ ton/mm}$$

となる。

② 継手金具面板の曲げ剛性から評価する方法⁴⁾

面板を背面の定着板により支持された梁としてモデル化し、この梁の中央にボルト張力が集中荷重として作用する場合のたわみ量から剛性を評価する。この際、梁の両端の支持条件を、荷重(ボルト張力)が小さい場合には固定、荷重が大きく両端に塑性ヒンジが形成された場合にはヒンジとする。このようなモデル化により、リング継手の引張剛性は次のように算定される。

$$\left. \begin{aligned} k_{J1} &= \frac{1}{2} \cdot \frac{192 E \cdot I}{\ell^3} \quad (\text{両端固定}) \\ k_{J2} &= \frac{1}{2} \cdot \frac{48 E \cdot I}{\ell^3} \quad (\text{両端ヒンジ}) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4.2)$$

ここに、

E : 継手金具板材のヤング率

I : 面板の断面 2 次モーメント

ℓ : 梁のスパン長

面板の形状寸法 (図 2.9 参照) より, 梁のスパン長を定着板の中心間距離 111 mm とすると,

$$I = \frac{116 \times 9^3}{12} = 7047 \text{ mm}^4$$

$$k_{J1} = \frac{1}{2} \times \frac{192 \times 21 \times 7047}{111^3} = 10.4 \text{ ton/mm}$$

$$k_{J2} = \frac{1}{2} \times \frac{48 \times 21 \times 7047}{111^3} = 2.6 \text{ ton/mm}$$

となる。なお, 参考として, 面板および荷重のモデル化を種々変えた場合の検討結果を表 4.1 に示す。⁵⁾ 同表に挙げた各種モデルは, いずれも実際の継手金具の形状, 境界条件等とは一致していないが, ここに挙げたモデルの範囲で言えば, リング継手の引張剛性は, 面板の両端を固定とした場合には 10 ~ 15 ton/mm, 面板の両端をヒンジとした場合には 3 ~ 5 ton/mm 程度と評価される。

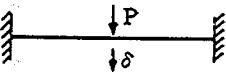
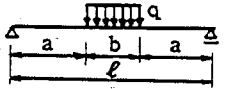
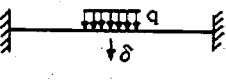
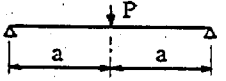
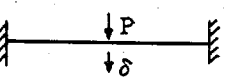
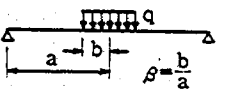
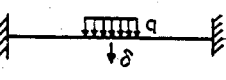
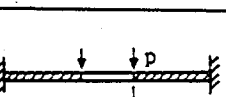
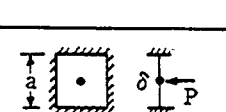
上に示した 2 方法によるリング継手の引張剛性と実験結果とを比較すると, 継ぎボルトの軸剛性から評価した剛性は, 実験結果より 1 オーダー以上大きく, 合致しない。継手金具面板の曲げ剛性から評価した剛性では, 面板の両端をヒンジとした場合の剛性が実験結果に近い値となっており, 面板の両端を固定とした場合の剛性は実験結果の 3 倍程度の値である。上述したように, 面板の両端の支持条件がヒンジとなるのは, リング継手に作用する荷重 (ボルト張力) が相当大きくなった状態を想定しているが, 図 3.1(c) に示した計測結果によれば, セグメント接合面が開いた状態ではリング継手に 5 ton 程度以上の張力が作用しており, 既に面板の両端が降伏して塑性ヒンジが形成されていたことも考えられる。いずれにしても, リング継手の引張剛性を評価する方法としては, 継手金具の面板の曲げ剛性から評価するのが妥当と言える。

A タイプ供試体全体の軸剛性は, 上に検討したリング継手の剛性と, セグメント自体の剛性とが複合されたものである。本実験では, この全体の軸剛性を直接計測するために, スパン 1 m の相対変位計 (R-1) を取り付けたが, 載荷力によって供試体に軸変形と同時に曲げ変形も生じたため (3-1 節(3)), この計測値を用いることはできない。そこで, リング継手の剛性とセグメントの軸剛性から, 供試体の軸剛性を計算により求めると, 以下のようになる。

① 圧縮剛性

$$K_c = \frac{1}{\frac{1}{K_1} + \frac{1}{K_2}}$$

表 4.1 各種モデル化によるリング継手の剛性評価

モデル		たわみ ⁵⁾	剛性 = $\frac{1}{2} \cdot \frac{P}{\delta}$ (ton/mm)	備考
梁		$\delta = \frac{P \cdot a^3}{6EI}$	2.6	E = 21 ton/mm ² a = 55.5 mm I = 7,047 mm ⁴
		$\delta = \frac{P \cdot a^3}{24EI}$	10.4	
		$\delta = \frac{q \cdot b^4}{384EI} + \frac{q \cdot b \cdot \ell^3}{96EI} \cdot \left\{ 1 + 4 \cdot \frac{a}{\ell} - 4 \left(\frac{a}{\ell} \right)^2 \right\}$	2.8	a = 35.5 mm b = 40 mm $\ell = 111$ mm $q = \frac{P}{b}$
		$\delta = \frac{q \cdot \ell^3 \cdot b}{384EI} \cdot \left[2 \cdot \left\{ 1 - \left(\frac{b}{\ell} \right)^2 \right\} + \left(\frac{b}{\ell} \right)^3 \right]$	11.6	
円板		$\delta = \frac{P \cdot a^2}{16\pi \cdot D} \cdot \frac{3+\nu}{1+\nu}$	4.5	a = 55.5 mm b = 40 mm $\nu = 0.3$ $D = \frac{E \cdot t^3}{12(1-\nu^2)} = 1,402$ ton·mm
		$\delta = \frac{P \cdot a^2}{16\pi \cdot D}$	11.4	
		$\delta = \frac{q \cdot a^2 \cdot b^2}{64D \cdot (1+\nu)} \cdot [4 \cdot (3+\nu) - (7+3\nu) \cdot \beta^2 + 4 \cdot (1+\nu) \cdot \beta^2 \cdot \log \beta]$	5.2	a = 55.5 mm b = 20 mm $\beta = 0.3604$ $\nu = 0.3$ D = 1,402 ton·mm $q = P/\pi b^2$
		$\delta = \frac{q \cdot a^2 \cdot b^2}{64D} (4 - 3\beta^2 + 4\beta^2 \cdot \log \beta)$	14.9	
有孔円板		$k = (1+\nu) \cdot \frac{\beta^2}{1-\beta^2} \cdot \log \beta$ $\delta = \frac{pa^3\beta}{8D} \cdot \left[\frac{3+\nu-2k}{1+\nu} \cdot (1-\beta^2) + 4 \cdot \frac{k}{1-\nu} \cdot \log \beta + 2 \cdot \beta^2 \cdot \log \beta \right]$	3.4	a = 55.5 mm b = 13.5 mm $\beta = 0.2432$ $\nu = 0.3$ D = 1,402 ton·mm p = P/2πb
		$k = \beta^2 \cdot \frac{1+(1+\nu) \cdot \log \beta}{1-\nu+(1+\nu) \cdot \beta^2}$ $\delta = \frac{pa^3\beta}{8D} \cdot \left[(1+2k) \cdot (1-\beta^2) + 4k \cdot \log \beta + 2\beta^2 \cdot \log \beta \right]$	11.3	
正方形板		$\delta = 0.00560 \cdot \frac{P \cdot a^2}{D}$	10.2	a = 111 mm D = 1,402 ton·mm

$$= 1.8 \times 10^6 \text{ kg/cm} = 180 \text{ ton/mm}$$

ここに,

K_1 : 加振機側セグメントの軸剛性で,

$$K_1 = \frac{E_1 \cdot A_1}{\ell_1} = \frac{3.41 \times 10^5 \times 1000}{90} = 3.8 \times 10^6 \text{ kg/cm}$$

K_2 : 反力フレーム側セグメントの軸剛性で,

$$K_2 = \frac{E_2 \cdot A_2}{\ell_2} = \frac{2.94 \times 10^5 \times 1000}{90} = 3.3 \times 10^6 \text{ kg/cm}$$

② 引張剛性

$$K_T = \frac{1}{\frac{1}{K_1} + \frac{1}{K_J} + \frac{1}{K_2}}$$

$$= 4.3 \times 10^4 \text{ kg/cm} = 4.3 \text{ ton/mm}$$

ここに,

K_J : リング継手の引張剛性で, 実験結果より 4.4 ton/mm

すなわち, セグメント接合面に開きが生ずるような比較的大きい載荷力の作用下においては, 供試体の引張剛性は圧縮剛性の約 1/42 となる。しかしながら, 動的載荷試験結果よりわかるように, 載荷力が小さくセグメント接合面が開かない状態では, 軸剛性の異方性は顕著ではない。

4-2 Bタイプ供試体の軸剛性

Bタイプ供試体には2次覆工が施されているため, Aタイプ供試体の場合と異なり, セグメント接合面において2次覆工とリング継手との間に荷重の分担が行なわれる。この荷重の分担は, 2次覆工にクラックが生ずる前と後とで, 当然ながら変化することが予想される。また, 供試体の軸剛性も, 2次覆工にクラックが生ずる前と後とで, さらに, 圧縮と引張とで異なる。Bタイプ供試体に対する載荷試験の結果から供試体の挙動についてまとめると次のようになる。

- ① 2次覆工コンクリートにクラックが生じていない状態(クラック発生直前までの載荷を含む)では, セグメント接合面は引張載荷に対しても開かず, また, リング継手に作用する張力はわずかである。曲げ変形が生じたと思われる供試体中央部の2次覆工コンクリート上面(L-5, L-3)の挙動を除くと, 供試体各部の挙動には引張載荷と圧縮載荷とでの違いは見られず, 各部のひずみは載荷力に対して概ね線形に生じている。
- ② セグメント接合面に沿って2次覆工コンクリートにクラックが生じた状態では, 引張載荷力が比較的大きい場合にはセグメント接合面が開き, リング継手ならびにクラック付近の2

次覆工鉄筋に大きな張力が作用する。圧縮載荷側の挙動はクラック発生前と大差ない。この結果、供試体の軸剛性のうちの引張剛性がクラック発生後に大きく低下し、軸剛性に異方性が生じる。

- ③ 2次覆工にクラックが生じた後においても、引張載荷力が比較的小さい場合には、セグメント接合面は開かず、供試体各部の挙動はクラック発生前の挙動と概ね変わらない。

図 4.1 は、上記の供試体の挙動を定性的に説明したものである。2次覆工コンクリートにクラックが生ずる前の状態(図 4.1(a))では、2次覆工断面は引張力に対して有効に抵抗する。セグメント接合部においては、リング継手の引張剛性に比較して2次覆工の剛性の方が大きいから、引張力の大部分を2次覆工断面が負担することになり、リング継手に作用する引張力は小さい。また、このような力の分担が行われる場合には、載荷力が供試体断面の図心に作用しているのに対し、セグメント接合部では引張抵抗力が2次覆工側に偏心しているため、2次覆工断面には軸引張応力と同時に偏心モーメントが生ずる。2次覆工上面の測点 L-5 および L-3 におけるひずみの生じ方が、他の測点と異なり載荷力に対して引張・圧縮が逆であったことは、このことが原因と考えられる。

2次覆工コンクリートにクラックが生じた後(図 4.1(b))は、セグメント接合部における引張抵抗力は2次覆工鉄筋とリング継手とが分担する。その分担比率は、それぞれの引張剛性の大きさに応じて決まるものと考えられる。圧縮載荷に対しては、2次覆工のクラック面も有効に抵抗すると考えられるから、供試体の挙動はクラック発生前と変わらない。供試体に載荷力が作用していない状態では、継ぎボルトに初期締付け力が導入されているために、セグメント接合面が支圧されている。したがって、図 3.2 に示したように、引張載荷力が一定の大きさ以上にならないとセグメント接合面は開かず、引張載荷力が小さい場合には継ぎボルトや2次覆工鉄筋の応力増分がクラック発生前と同程度となるものと考えられる。

2次覆工コンクリートにクラックが生じた後のセグメント接合部における力の釣合い状況を表 4.2 および表 4.3 に示す。これらの表は、Bタイプ供試体の破壊試験結果より作成したものであり、継ぎボルトならびに2次覆工鉄筋のひずみ計測値に基づき、それぞれに作用する張力を算出した。ボルト張力と2次覆工鉄筋張力とを加算したものは載荷荷重に等しくなるべきであるが、2-6節に示したように、載荷荷重には載荷装置による摩擦力と考えられる荷重が含まれており、両者は一致していない。図 3.14 および図 3.23 に示した破壊試験結果によれば、リング継手が破断し供試体からの反力が無くなったと考えられる状態において、ロードセルの指示荷重は 3.0 ton となっている。そこで、上述の摩擦力として 3.0 ton を見込むものとした。なお、表 4.4 は、Bタイプ No.1 供試体について、表 4.2 をさらに細い荷重段階で作成したものである。

これらの表より、継手の開き量と載荷荷重、ボルト張力および2次覆工鉄筋張力との関係を図示したものが図 4.2 ～図 4.4 である。以下では主として Bタイプ No.1 の実験結果に基づいて

表 4.2 セグメント接合部における力の釣合い
(BタイプNo.1 供試体：継手開き量 $<4\text{ mm}$)

荷 重 P (ton)		14.6	23.8	26.5	27.2	28.9
継手開き δ_J ⁴⁾ (mm)		0.37	0.72	1.41	2.44	3.80
ボ ル ト 張 力	出力ひずみ (μ)	815	1,580	1,831	2,014	2,195
	全ひずみ ¹⁾ (μ)	2,741	3,506	3,757	3,940	4,121
	応力 ²⁾ (kg/cm^2)	2,840	3,640	3,900	4,090	4,270
	張力 P_S ³⁾ (ton)	6.4	8.2	8.7	9.2	9.6
2 次 覆 工 鉄 筋 張 力	S - 4 (μ)	771	1,494	—	—	—
	S - 5 (μ)	781	1,721	—	—	—
	S - 6 (μ)	557	1,504	—	—	—
	平均ひずみ (μ)	703	1,573	—	—	—
	平均応力 ⁵⁾ (kg/cm^2)	1,480	3,300	3,880**	3,940**	4,280**
	張力 P_S ⁶⁾ (ton)	5.6	12.6	14.8**	15.0**	16.3**
$P_B + P_S$ (ton)		12.0	20.8	23.5**	24.2**	25.9**
$P - (P_B + P_S)$ (ton)		2.6	3.0	3.0*	3.0*	3.0*
P_S / P_B		0.88	1.54	1.70	1.63	1.70
$\Delta P_S / \Delta P_B$		3.0	3.9	4.4	0.4	3.3

1) 全ひずみ = 出力ひずみ + 初期導入ひずみ (1926μ)

2) ボルト応力 = $P_B / 2.245\text{ cm}^2$

3) P_B = 全ひずみ $\times$ 較正係数 ($2.328\text{ kg}/\mu$)

4) 継手開きは D-2 と D-3 の平均値

5) 平均応力 = 平均ひずみ $\times 2.1 \times 10^6\text{ kg/cm}^2$

6) P_S = 平均応力 $\times 1.27\text{ cm}^2 \times 3$

* : 継手破断後の残留荷重より推定

** : 上記残留荷重より逆算

表 4.3 セグメント接合部における力の釣合い
(B タイプNo 2 供試体)

荷 重 P (ton)		15.2	25.7	27.7	30.3	32.4	34.1	35.4	36.2
継手開き δ_j ⁴⁾ (mm)		0.27	0.67	2.64	4.58	6.57	8.55	10.50	12.52
ボ ル ト 張 力	出力ひずみ (μ)	873	2,056	2,754	2,861	3,213	3,579	4,009	4,243
	全ひずみ ¹⁾ (μ)	2,508	3,691	4,389	4,496	4,848	5,214	5,644	5,878
	応 力 ²⁾ (kg/cm ²)	2,610	3,840	4,570	4,680	5,040	5,430	5,870	6,120
	張 力 P_B ³⁾ (ton)	5.9	8.6	10.3	10.5	11.3	12.2	13.2	13.7
2 次 覆 工 鉄 筋 張 力	S - 4 (μ)	496	1,743	—	—	—	—	—	—
	S - 5 (μ)	455	1,650	—	—	—	—	—	—
	S - 6 (μ)	431	1,563	—	—	—	—	—	—
	平均ひずみ (μ)	461	1,652	—	—	—	—	—	—
	平均応力 ⁵⁾ (kg/cm ²)	970	3,470	3,780 ^{**}	4,410 ^{**}	4,750 ^{**}	4,960 ^{**}	5,040 ^{**}	5,120 ^{**}
	張 力 P_S ⁶⁾ (ton)	3.7	13.2	14.4 ^{**}	16.8 ^{**}	18.1 ^{**}	18.9 ^{**}	19.2 ^{**}	19.5 ^{**}
$P_B + P_S$ (ton)		9.6	21.8	24.7 ^{**}	27.3 ^{**}	29.4 ^{**}	31.1 ^{**}	32.4 ^{**}	33.2 ^{**}
$P - (P_B + P_S)$ (ton)		5.6	3.9	3.0 [*]	3.0 [*]	3.0 [*]	3.0 [*]	3.0 [*]	3.0 [*]
P_S / P_B		0.63	1.53	1.40	1.60	1.60	1.55	1.45	1.42
$\Delta P_S / \Delta P_B$		1.8	3.5	0.7	12.0	1.6	0.9	0.3	0.6

1) 全ひずみ = 出力ひずみ + 初期導入ひずみ (1,635 μ)

2) ボルト応力 = $P_B / 2.245 \text{ cm}^2$

3) P_B = 全ひずみ $\times$ 較正係数 (2.336 kg/ μ)

4) 継手開きは D-2 と D-3 の平均値

5) 平均応力 = 平均ひずみ $\times 2.1 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$

6) P_S = 平均応力 $\times 1.27 \text{ cm}^2 \times 3$

* : 継手破断後の残留荷重より推定

** : 上記残留荷重より逆算

表 4. 4 継手の開きと荷重との関係
(B タイプ No. 1 供試体)

荷 重 P (ton)	継 手 開 き δ_J (mm)	ボルト張力 P_B (ton)	2 次 覆 工 鉄 筋 張 力 P_S (ton)	荷 重 不 足 (ton)	ク ラ ッ ク の 開 き δ_C (mm)
6.5	0.10	5.0	1.2	0.3	0.05
9.3	0.19	5.4	2.4	1.5	0.11
12.0	0.28	5.9	4.0	2.1	0.16
14.6	0.37	6.4	5.6	2.6	0.22
17.0	0.45	6.9	7.3	2.8	0.27
19.6	0.54	7.4	9.0	3.2	0.32
21.9	0.61	7.8	10.7	3.4	0.37
23.8	0.72	8.2	12.6	3.0	0.44
25.5	0.85	8.4	14.1	3.0*	0.53
26.0	1.02	8.5	14.5	〃	0.71
26.5	1.19	8.7	14.8	〃	0.89
26.5	1.41	8.7	14.8	〃	1.10
26.7	1.61	8.8	14.9	〃	1.30
26.7	1.81	8.9	14.8	〃	1.51
27.0	2.01	9.0	15.0	〃	1.71
27.1	2.22	9.1	15.0	〃	1.91
27.2	2.44	9.2	15.0	〃	2.13
27.5	2.61	9.3	15.2	〃	2.30
27.7	2.83	9.3	15.4	〃	2.52
28.0	3.02	9.4	15.6	〃	2.71
28.2	3.21	9.4	15.8	〃	2.90
28.4	3.42	9.5	15.9	〃	3.10
28.7	3.61	9.5	16.2	〃	3.29
28.9	3.80	9.6	16.3	〃	3.48
0	2.77	2.4	—	—	2.80

(注) 荷重不足 = $P - (P_B + P_S)$

* : 継手破断後の残留荷重より推定

$$\text{クラックの開き } \delta_C = \frac{\delta_J + (D-1)}{2}$$

表 4.4 継手の開きと荷重との関係(続き)

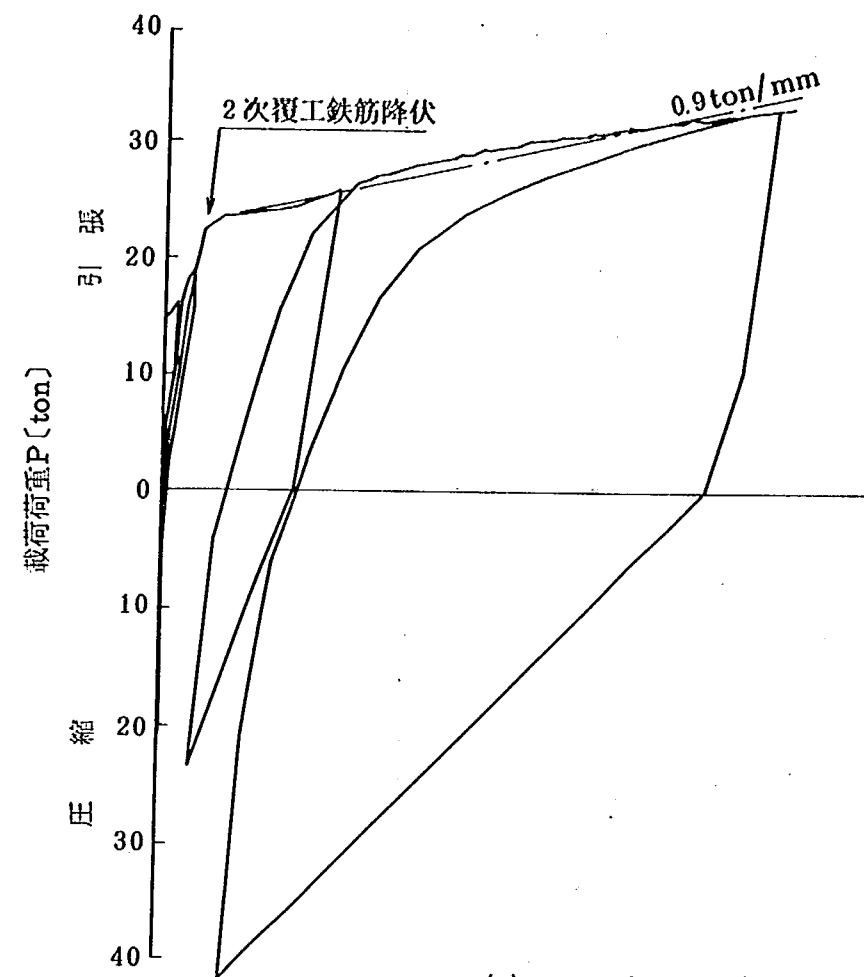
(Bタイプ№1供試体)

荷 重 P (ton)	継手開き δ_J (mm)	ボルト張力 P_B (ton)	2次覆工 鉄筋張力 P_S (ton)	荷重不足 (ton)	クラック の開き δ_C (mm)
25.0	3.07	7.3	14.7	3.0*	2.82
29.1	3.87	9.5	16.6	"	3.60
29.8	4.24	9.7	17.1	"	3.87
30.8	5.03	10.0	17.8	"	4.73
31.3	5.63	10.2	18.1	"	5.33
31.9	6.43	10.5	18.4	"	6.12
32.7	7.24	10.8	18.9	"	6.92
33.3	8.04	11.1	19.2	"	7.72
33.7	8.86	11.3	19.4	"	8.53
34.4	9.86	11.6	19.8	"	9.53
34.8	10.88	11.9	19.9	"	10.55
35.4	11.67	12.1	20.3	"	11.34
36.0	12.88	12.5	20.5	"	12.54
10.3	12.12	4.4	2.9	"	12.03
0	11.42	0.9	—	—	11.50
33.3	10.13	10.8	19.5	3.0*	10.12
34.3	11.07	11.6	19.7	"	11.06
35.5	12.08	12.3	20.2	"	12.07
36.2	13.11	12.9	20.3	"	13.10

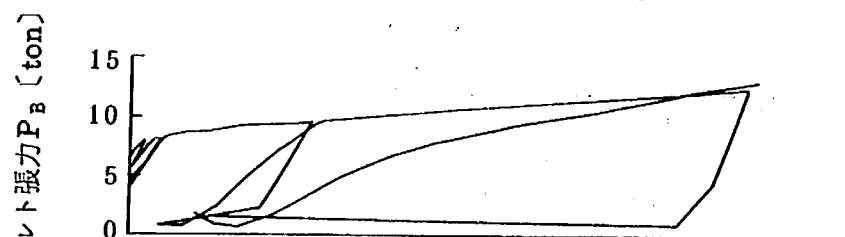
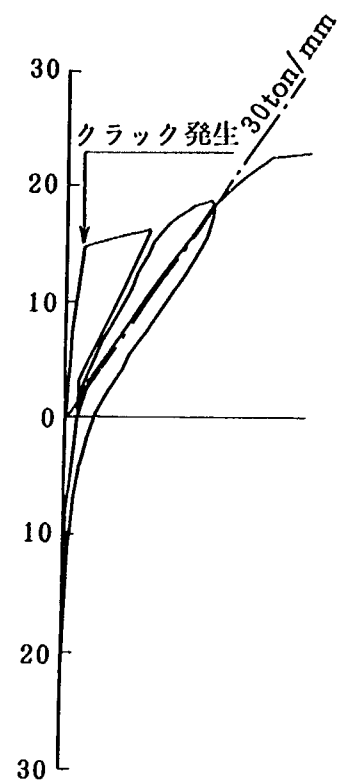
(注) 荷重不足 = $P - (P_B + P_S)$

* : 継手破断後の残留荷重より推定

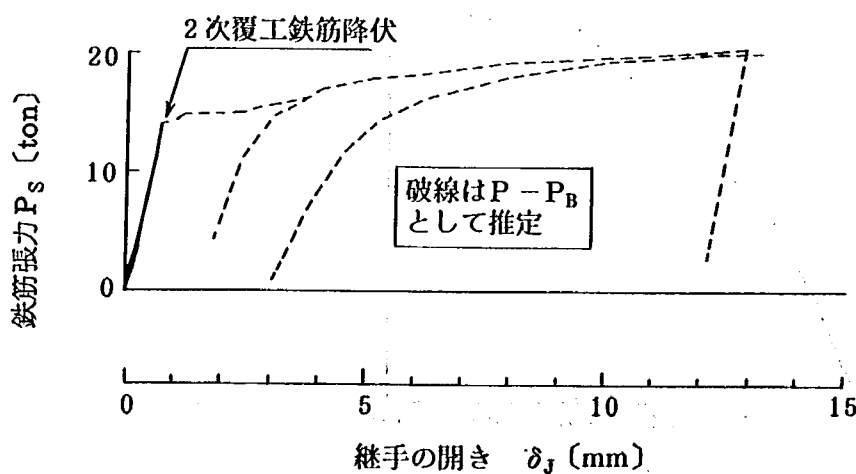
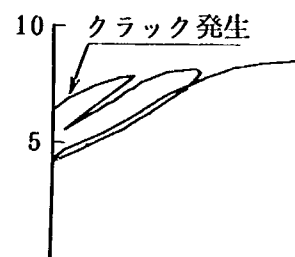
$$\text{クラックの開き } \delta_C = \frac{\delta_J + (D - 1)}{2}$$



(a) $P \sim \delta_J$ の関係



(b) $P_B \sim \delta_J$ の関係



(c) $P_S \sim \delta_J$ の関係

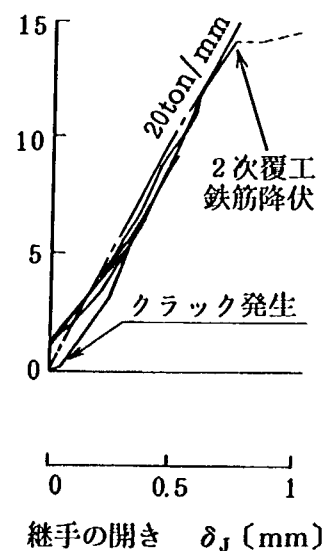
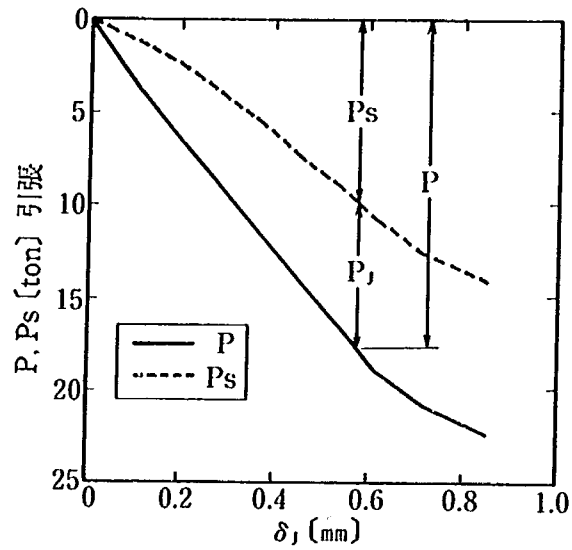
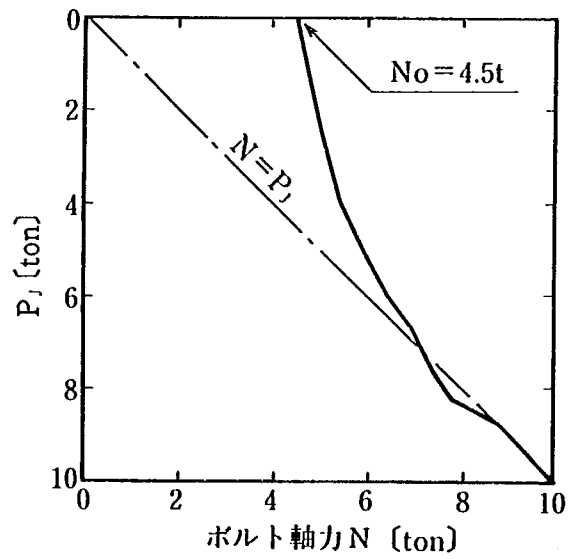


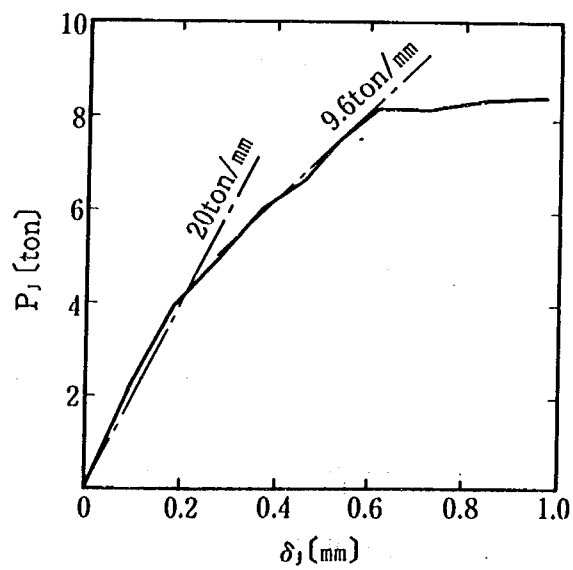
図 4.2 継手の開きと荷重との関係 (BタイプNo.1)



(a) $P \sim \delta_J, P_B \sim \delta_J$ の関係

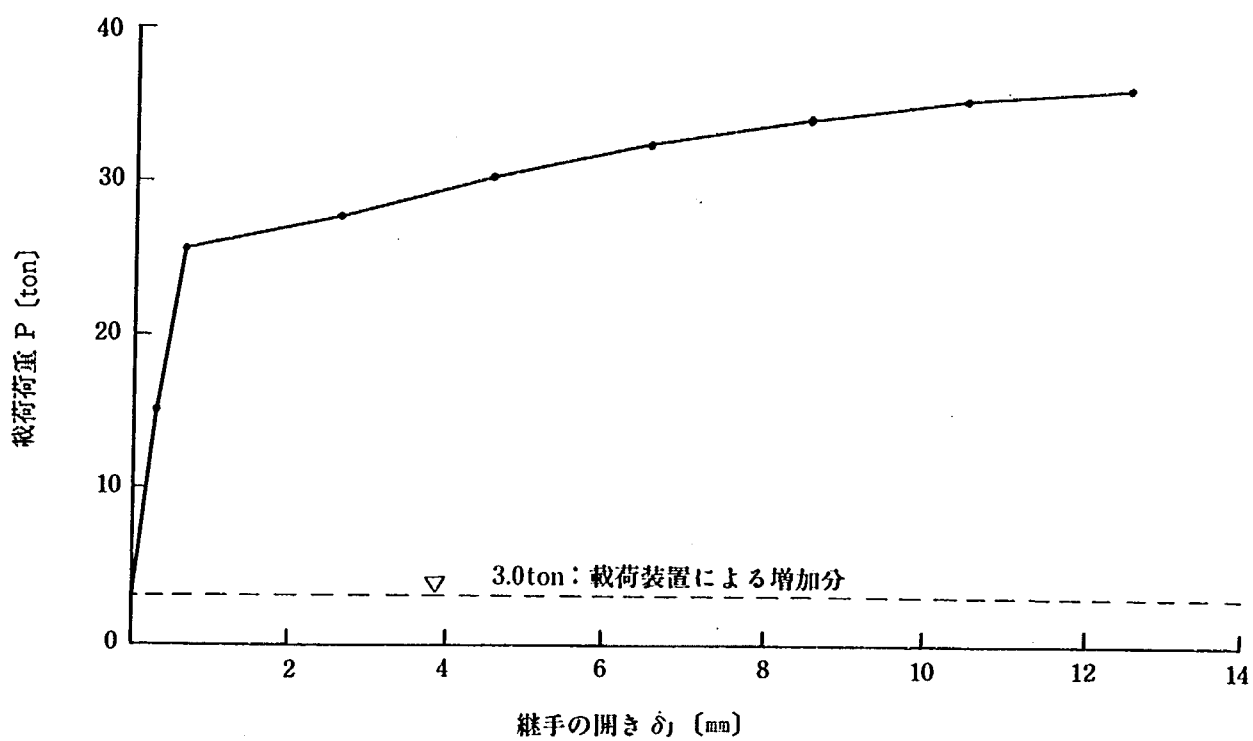


(b) $P_J \sim N$ の関係

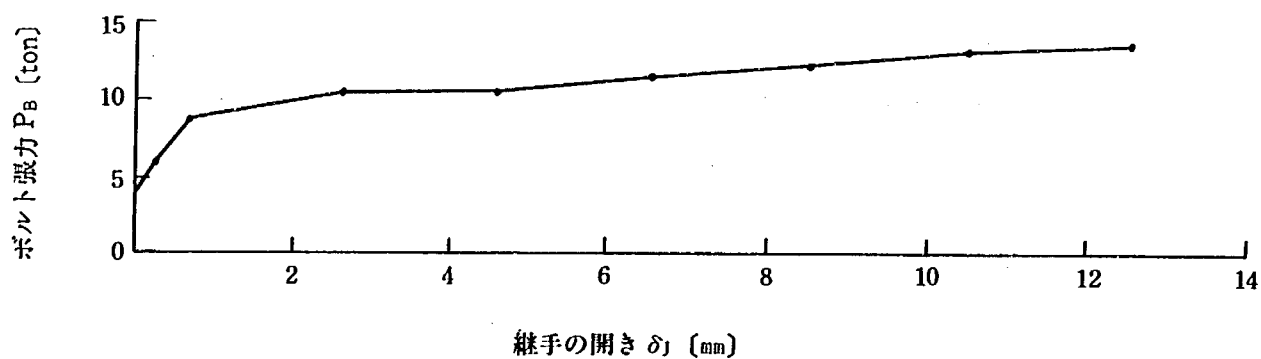


(c) $P_J \sim \delta_J$ の関係

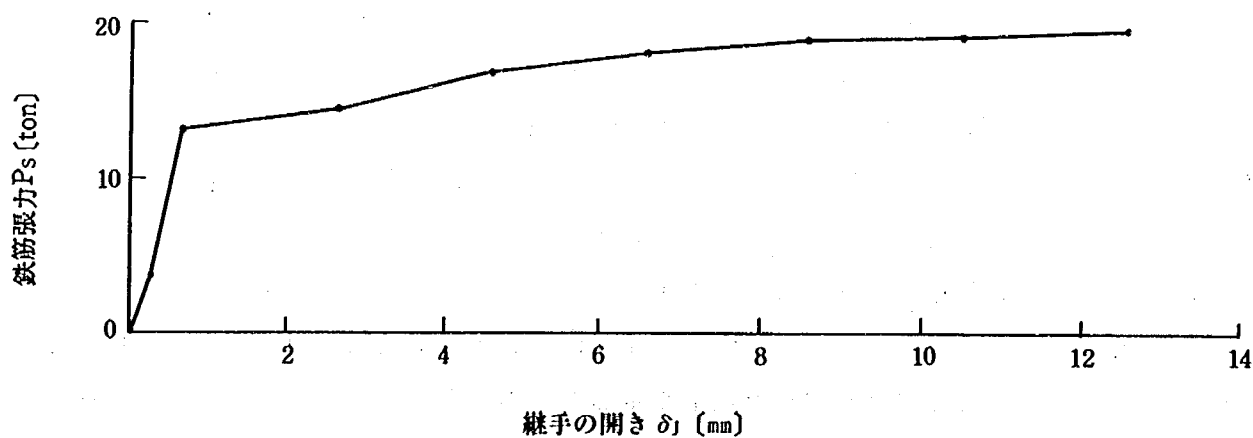
図 4.3 継手変位と継手張力，ボルト張力との関係（BタイプNo 1 供試体）



(a) $P \sim \delta_j$ の関係



(b) $P_B \sim \delta_j$ の関係



(c) $P_s \sim \delta_j$ の関係

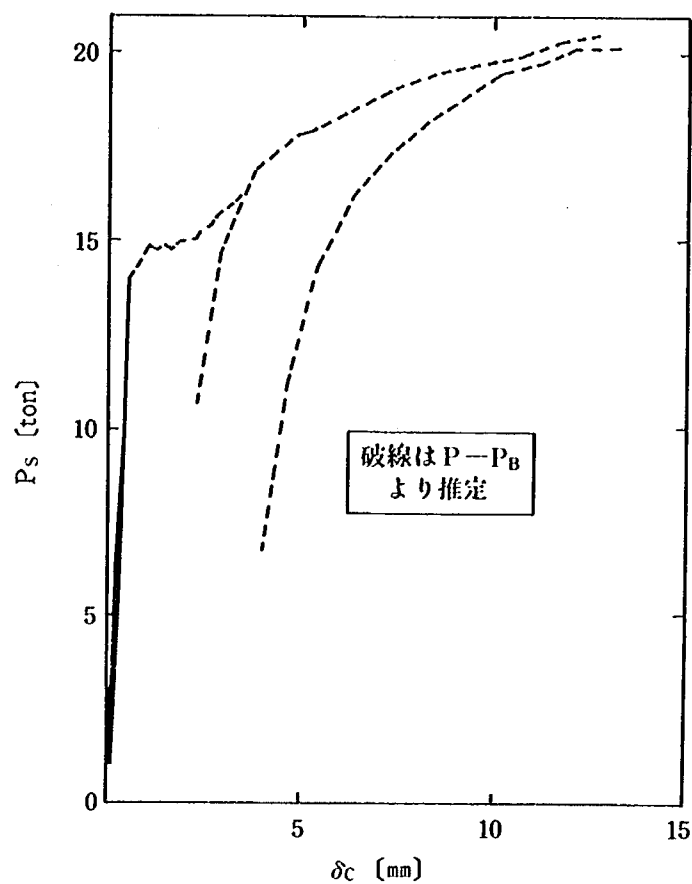
図 4.4 継手の開きと荷重との関係 (B タイプ No. 2)

検討することにする。

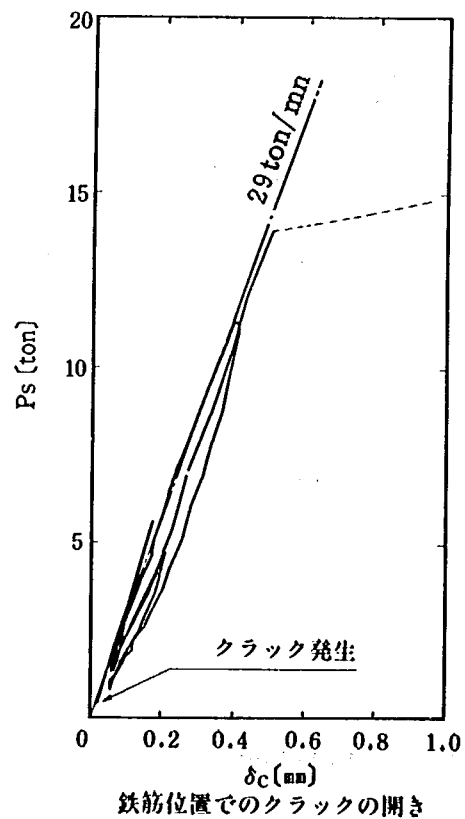
ボルト張力とリング継手に作用する張力とは、継手金具面板どおしが離れた後には一致するが、それ以前には一致しない。図 4.2 (b) に示したリング継手張力の推定値は、載荷荷重（ロードセルの指示から 3.0 ton を減じた荷重）から 2 次覆工鉄筋張力を差し引いた値である。このリング継手張力と 2 次覆工鉄筋張力とを比較すると、継手開きが 0.5 mm 以上では後者の方が大きい。すなわち、2 次覆工コンクリートにクラックが生じた後の引張載荷に対しては、セグメント接合面での引張抵抗力の分担比率は、本供試体の場合は 2 次覆工鉄筋の方がリング継手よりも大きい。この分担比率は、2 次覆工鉄筋量とリング継手の引張剛性との組合せによって異なるものと考えられ、本実験結果に一般性があるとは言えない。また、リング継手の剛性および 2 次覆工鉄筋の剛性が載荷力とともに変化するため、分担比率も変化する。図 4.5 は、2 次覆工コンクリートのクラックの開き量と鉄筋張力との関係を示したものである。ここに言うクラックの開き量は、リング継手部の開き量（測点 D-2 と D-3 の平均値）と 2 次覆工上面で計測したクラックの開き量（測点 D-1）との平均値であり、2 次覆工鉄筋位置でのクラックの開き量と考えられる。本図によると、鉄筋はクラック開きが 0.5 ～ 1 mm に達した時点で降伏し、クラック開きが約 2 mm になると塑性限界に達し、これ以後、徐々に張力が増加している。

次に、セグメント接合部の引張剛性について検討する。実験結果によると、継手開き量と載荷荷重との関係から求めたセグメント接合部の引張剛性（2 次覆工鉄筋の降伏前）は、No 1, No 2 供試体とも約 30 ton/mm であった（図 4.2 (a) 参照）。2 次覆工鉄筋が降伏する前（継手開き量 0.7 mm 程度以下）の鉄筋の引張剛性は、図 4.2 (c) より約 20 ton/mm である。一方、図 4.3 は継手張力と継手変位との関係を示したものであるが、リング継手の引張剛性は、継手の開き量（または荷重）の増加に伴って変化しており、継手開き量が 0.7 mm 程度以下の範囲では 20 ton/mm ～ 10 ton/mm である。セグメント接合部の引張剛性は、2 次覆工鉄筋の引張剛性とリング継手の引張剛性を加えた値となっているはずであり、上述の実験結果は、このような傾向とおおむね一致するといえることができる。ただし、A タイプ供試体のリング継手の引張剛性は、セグメント接合面が開いた状態で 4.4 ton/mm であったのに対して、本供試体の場合には継手金具面板が離れた状態付近で 9.6 ton/mm となっており、A タイプ供試体に比べ約 2 倍の剛性を示した。両者が一致しない理由に関しては、今後、検討する必要がある。

リング継手の引張剛性は、継手金具面板の曲げ剛性から評価する方法により、概ね妥当な値を推定することができる（4-1 節参照）が、2 次覆工鉄筋の引張剛性を評価する方法については、現在のところ、適当なものがない。図 4.6 は、2 次覆工鉄筋の引張剛性を評価する方法を含めたセグメント接合部のモデルの試案を示したものである。このモデルでは、2 次覆工コンクリートのクラックを中心とする ℓ_f の長さの範囲では、コンクリートと鉄筋との有効な付着が無いものとし、この区間を 2 次覆工鉄筋の自由長と考える。この場合、2 次覆工鉄筋の引張剛性 k_s は、以下のように評価される。



(a) $P_s \sim \delta_c$ の関係 ($\delta_c = 0 \sim 15 \text{ mm}$)



(b) $P_s \sim \delta_c$ の関係 ($\delta_c = 0 \sim 1 \text{ mm}$)

図 4.5 2次覆工のクラック開きと鉄筋張力との関係 (BタイプNo.1 供試体)

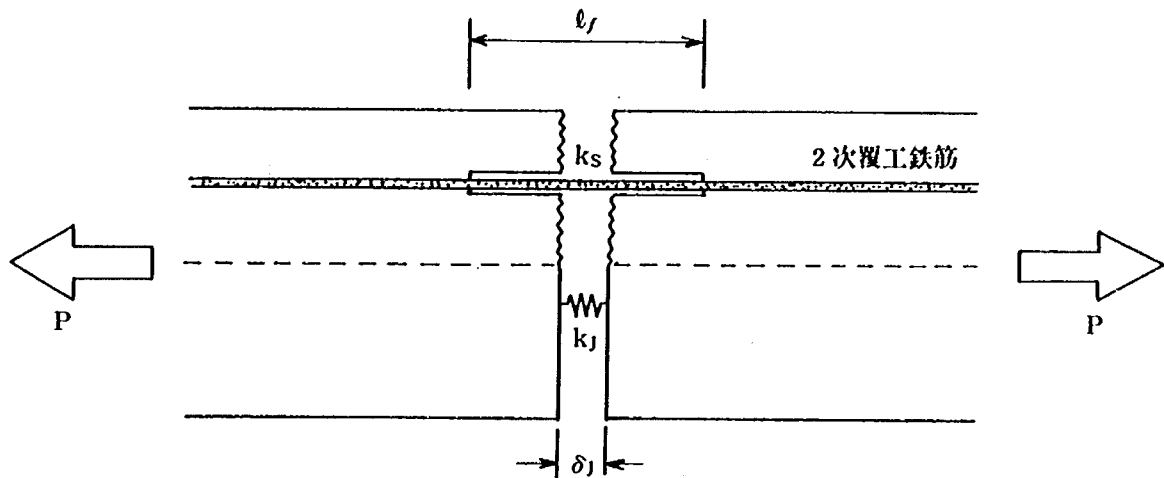


図 4.6 セグメント接合部のモデル化

$$k_s = \frac{E_R \cdot A_R}{\ell_f} \dots\dots\dots (4.3)$$

ここに,

E_R : 鉄筋のヤング率

A_R : 鉄筋の断面積

ℓ_f の長さについては今後検討を要するが、本実験結果を用いてこれを推定すると、次のようになる。

$$\ell_f = \frac{E_R \cdot A_R}{k_s} = \frac{21 \times 127 \times 3}{29^*} = 280 \text{ mm}$$

* : 図 4.5(a) 参照

なお、2次覆工コンクリートにクラックが生じた後の軸剛性の値は、概ね次のとおりである。

① 圧縮剛性

$$\begin{aligned} K_c &= \frac{E \cdot A}{\ell} = \frac{3 \times 10^5 \times 2000}{180} \\ &= 3.3 \times 10^6 \text{ kg/cm} = 330 \text{ ton/mm} \end{aligned}$$

② 引張剛性

$$\begin{aligned} K_T &= \frac{1}{\frac{1}{K_c} + \frac{1}{K_j}} \\ &= 2.8 \times 10^5 \text{ kg/cm} = 28 \text{ ton/mm} \end{aligned}$$

ここに,

K_j : セグメント接合部の引張剛性で、実験結果より 30 ton/mm

したがって、供試体の引張剛性は圧縮剛性の約 1/12 である。

5. 結 論

シールドトンネルの長手方向の耐震性を評価する上で重要な因子となる覆工剛性を把握するとともに、トンネル長手方向の荷重による覆工の破壊性状を把握することを目的として、覆工供試体の載荷実験を実施した。供試体としては、外径4～5mの下水道用標準セグメントを参考とし、リング継手1個を含む厚さ20cmのセグメント部分供試体（Aタイプ×1体）、および、これに20cm厚の鉄筋コンクリート2次覆工を施した供試体（Bタイプ×2体）の2種類を作成した。

本載荷実験の結果、ならびに、その検討結果をまとめると以下ようになる。

1) 各供試体の耐力、変形性能、および軸剛性は、表5.1に示すとおりである。Bタイプ供試体の降伏耐力ならびに終局耐力は、載荷の方法を単調引張載荷とした場合と正負交番繰返し載荷とした場合とで大差ない。終局変位量は後者の載荷方法の場合は前者よりも小さくなるが、各リング継手部において10mm以上の変形性能を有することから、トンネル全体としての変形性能はかなり大きいものと推定される。

なお、Aタイプ供試体については、載荷試験中に加振機の発振により破壊したため、耐力ならびに変形性能の値を得ることができなかった。

2) Bタイプ供試体の引張載荷による破壊は、セグメント接合部における2次覆工コンクリートのクラック、同位置の2次覆工鉄筋の降伏、破断、リング継手の破断、の順に進展し、破壊はセグメント接合部に限られ、他の部分には損傷が見られなかった。

Aタイプ供試体の場合は、加振機の発振による破壊であるが、最終的にはリング継手が破断し、他の部分には大きな損傷はなかった。

3) リング継手の破断形態は、3つの供試体でそれぞれ異なった。Aタイプ供試体では、継手金具の面板が「く」の字形に折れ曲がり、これに伴って面板背面の2枚の定着板が内側に曲がった結果、定着板に溶接されているアンカー鉄筋が張力および曲げを受けて破断した。

Bタイプ供試体のうち単調引張載荷を受けたリング継手も、アンカー鉄筋が定着板の端部で破断して破損したが、Aタイプ供試体と異なりボルトボックスが2次覆工コンクリートで充填されていたため、定着板の変形が拘束され、面板がボルト張力により円錐台状に大きく変形した。

Bタイプ供試体のうち正負交番の繰返し載荷を受けたリング継手では、アンカー鉄筋は破断せず、面板の母材が定着板との取付部で破断した。これは、正負交番の繰返し荷重により、面板が曲げ変形の塑性域で繰返し疲労したことが原因と考えられる。

なお、いずれのリング継手においても、継ぎボルトには外観上の損傷は見られなかった。

4) 供試体の引張荷重による変形の大部分はセグメント接合部において生じており、この部分の引張剛性が覆工全体の引張剛性を支配すると考えられる。セグメント接合部の引張剛性はリング継手の引張剛性から、また、2次覆工がある場合にはこれと2次覆工鉄筋の引張剛性とから評価される。これらのうち、リング継手の構造からその引張剛性を推定する方法としては、継ぎボルトの軸剛性から算定する方法、継手金具面板の曲げ剛性から算定する方法、などがある。一般には継ぎボルトの軸剛性から算定する方法が用いられているが^{1), 2)}、本実験結果によれば、この方法で算定した引張剛性は実験値よりも1オーダー以上大きく、継手金具面板の曲げ剛性から算定した値の方が実験値に近い。

5) Aタイプ供試体の載荷力に対する変形挙動は、引張載荷力が一定の大きさ(セグメント接合面が開く程度の大きさ)以上の場合には、リング継手の変形するために圧縮側と引張側とで変形量が異なる異方性を示すが、引張載荷力が小さい場合には、このような変形の異方性は顕著ではない。このような挙動の特性は、継ぎボルトの初期締付け力に起因するものと考えられる。

6) Bタイプ供試体の載荷力に対する変形挙動は、2次覆工コンクリートにクラックが生ずる前後で異なる。クラックが無い状態では、リング継手に作用する張力はわずかであり、セグメント接合部に作用する張力の大部分を2次覆工コンクリート断面が負担していると考えられる。また、圧縮側載荷と引張側載荷とで、供試体の変形量には大差がない。

2次覆工コンクリートにクラックが生じた後の挙動については、Aタイプ供試体の場合と同様に、載荷力の大きさによって挙動が異なる。引張載荷力が小さい場合にはセグメント接合面が開かず、クラック発生前と同様な挙動を示す。引張載荷力が大きい場合にはセグメント接合面が開き、供試体の軸剛性が異方性を示す。この場合、セグメント接合部における引張荷重の負担は、リング継手よりも2次覆工鉄筋の方が大きかった。

表 5.1 各供試体の耐力，変形性能および軸剛性

			Aタイプ供試体	Bタイプ供試体	
				№1（単調引張）	№2（正負交番）
2次覆工クラック発生荷重（ton）			—	14.8	15.7
降伏耐力（ton）			—	22.7	22.3
降伏変位（mm）			—	0.8	0.7
終局耐力（ton）			—	37.2	34.7
終局変位（mm）			—	41.9 ¹⁾ 22.5 ²⁾	23.5 ¹⁾ 14.6 ²⁾
セグメント接合面の引張剛性（ton/mm）			4.4 ³⁾	3.0 ⁴⁾ 0.9 ⁵⁾	3.0 ⁴⁾ 1.1 ⁵⁾
供試体軸剛性 （ton/mm）	2次覆工鉄筋降伏前	圧縮剛性	180	330	330
		引張剛性	4.3	28	28
	2次覆工鉄筋降伏後	圧縮剛性	—	330	330
		引張剛性	—	0.9	1.1
破壊性状			リング継手アンカー鉄筋破断	2次覆工鉄筋，リング継手アンカー鉄筋破断	2次覆工鉄筋，リング継手面板破断
備考			加振機の発振により破壊		

(注) ・荷重値は，ロードセルの指示値より載荷装置による荷重増加分 3.0 ton を差し引いた値。

・変位値のうち，20 mm以上のものは加振機の変位で，載荷治具の変形分 2～3 mmを含んでいる。20 mm以下のものは継手部の開き量。

1) リング継手破断前の最大変位

2) 2次覆工鉄筋破断前の最大変位

3) セグメント接合面が開いた直後のリング継手の剛性

4) 2次覆工コンクリートにクラックが生じた状態で，2次覆工鉄筋が降伏する前の剛性

5) 2次覆工鉄筋が降伏した後の剛性

参 考 文 献

- 1) 日本水道協会：水道施設耐震工法指針・解説，昭和54年
- 2) 国土開発技術研究センター：トンネル耐震継手技術基準（案），昭和54年
- 3) 川島一彦・大日方尚巳・志波由紀夫・加納尚史：シールドトンネルの耐震性に関する研究 —
（その1）シールドセグメントの等価剛性の評価および応答変位法の適用 —，土木研究所資料，
第2262号，昭和60年10月
- 4) 川島一彦・大日方尚巳・志波由紀夫・加納尚史：シールドトンネルの耐震性に関する研究 —
（その2）覆工の軸剛性の非線形性を考慮した動的応答解析 —，土木研究所資料，第2277号，
昭和60年12月
- 5) 土木学会構造力学公式集編集委員会：構造力学公式集，土木学会，昭和49年

シールドトンネルの耐震性に
関する研究

ー(その3)鉄筋コンクリートシールド
セグメントの載荷実験ー

I S S N 0 3 8 6 - 5 8 7 8
土木研究所資料第2381号
昭和61年4月(1986)
川島一彦, 大日方尚巳
志波由紀夫, 加納尚史

キーワード: シールドトンネル, 耐震設計, 地震応答解析, 動的解析

要 旨

本資料は, シールドトンネルの長手方向の耐震性を評価する際に必要となるシールド覆工剛性を把握するとともに, 覆工の破壊性状を把握するために行ったシールドセグメントの載荷実験結果をとりまとめたものである。

本検討により, 覆工剛性の把握にはリング間継手の影響が大きいこと, 載荷方法により破壊性状が異なる事等が明らかになった。



