

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5)軸方向正負交番荷重を受ける
シールドトンネル模型の載荷実験—

Development of Seismic Resistant Design
Procedure for Shield Tunnels
—Part 5 Loading Tests of Shield Tunnel
Specimen Subjected to Alternative
Axial Loading —

昭和63年7月

建設省土木研究所
地震防災部耐震研究室

Copyright © (1988) 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、土木研究所長の文書による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5)軸方向正負交番荷重を受ける シールドトンネル模型の載荷実験—

Development of Seismic Resistant Design Procedure for Shield Tunnels —Part 5 Loading Tests of Shield Tunnel Specimen Subjected to Alternative Axial Loading—

耐震研究室 室長 川島 一彦

研究員 杉田 秀樹

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上で重要な、覆工剛性及びトンネル長手方向力に対する破壊特性を把握するために行ったシールドトンネル模型の軸方向正負交番載荷実験の結果をとりまとめたものである。

本検討により、シールドトンネルの破壊特性及び耐震設計上注意を要する点が明らかにされるとともに、シールドトンネルが長手方向力を受ける場合の覆工剛性の評価方法を提案した。

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. ま え が き	1
2. シールドトンネル模型の正負交番載荷実験	2
2-1 実験の概要	2
2-2 実験供試体	2
2-3 実験に用いた施設および装置	5
2-4 計 測	5
2-5 載 荷 条 件	5
2-6 載荷力の摩擦損失補正	6
3. 二次覆工のない場合の変形および破壊特性	28
3-1 破壊の進展状況	28
3-2 供試体全体の長手方向の変形特性	29
3-3 アンカー鉄筋およびリング継手金具面板の変形	29
3-4 リング継手における相対変位	30
3-5 リング継ボルトの軸力	31
3-6 セグメント間継手の相対変位および継ボルトの軸力	32
4. 二次覆工のある場合の変形および破壊特性	48
4-1 破壊の進展状況	48
4-2 供試体全体の長手方向の変形特性	49
4-3 アンカー鉄筋およびリング継手金具面板の変形	50
4-4 リング継手における相対変位	50
4-5 リング継ボルトの軸力	51
4-6 セグメント継ボルトの軸力	51
4-7 二次覆工鉄筋に生じるひずみ	52
5. 剛性および耐力の評価方法	71
5-1 実験結果に基づくシールドトンネル長手方向剛性及び耐力の算定法の提案	71
5-2 試算及び実験結果との比較	83
6. 結 論	97

参 考 文 献	101
付 属 资 料	103

1. ま え が き

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ことなどにより、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じる応力を解析する方法が一般に用いられている²⁾³⁾。この方法を適用するにあたっては、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、さらに二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。

当研究室ではこれまでに、セグメントの一部をトンネルの長手方向に切り出した模型供試体を用いて覆工剛性および破壊特性に着目した実験を行っている⁴⁾⁵⁾。しかし、リング状にセグメントが組まれる実際の構造物に長手方向の力が作用した場合については未だ知見が得られていない。このため、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である覆工剛性を把握するとともに、トンネル長手方向に力が作用した場合の長手方向および円周方向の挙動・破壊性状を把握することを目的として、リングを組んだシールドトンネル模型供試体の正負交番載荷実験を実施した。

2. シールドトンネル模型の正負交番載荷実験

2-1 実験の概要

シールドトンネル本体の耐震性を検討する上ではトンネル長手方向に地震力が作用した場合とトンネルの面内方向に地震力が作用した場合の両者に対する検討が必要である。一般に線状地中構造物の耐震設計では、構造物の断面寸法が小さいと長手方向の地震力の影響が卓越し、反対に構造物の断面寸法が大きくなると、面内方向の地震力の影響も重要となってくる。

本年度は、セグメントを組み立てた模型を用いた最初の載荷実験であることから、上記の中から最も重要で、かつ基本となる長手方向への純引張及び純圧縮の交番載荷を行うこととした。

2-2 実験供試体

実験に用いた供試体は図2-1に示すように、外径1.8mの鉄筋コンクリートシールドトンネルをモデル化したDタイプ供試体および、これに二次覆工を施したEタイプ供試体の2体である。ここで、供試体番号がDおよびEと途中から始まっているのは、耐震研究室において現在までに実施したセグメントの部分模型実験⁴⁾⁵⁾に用いたA, B, Cの供試体に対する連番の供試体番号を用いているためである。

使用したRCセグメントは、日本下水道協会規格のシールド工事用標準モグメント¹⁾を参考として模型用に製作したものである。各供試体の特徴は以下の通りである。

(1) Dタイプ供試体

厚さ125mm、長さ900mmのセグメント4個をリング状に組み、これをリング継手により4リング分だけ連結して一体構造とした供試体である。セグメントの寸法、リング継手およびセグメント継手の構造は、「シールド工事用標準セグメント」(土木学会、日本下水道協会共編、1982年改訂)¹⁾に示されるセグメント番号2番(外径1.8m)のセグメントに基づいて定めた。標準セグメントではリング分割は5分割(Aセグメント×2, Bセグメント×2, Kセグメント×1)であるが、ここでは模型を簡単にするために、Aセグメント(中心角90°)のみを4体用いることとした。なお、トンネル長手方向のリング接合は、各々45°ずつずらして千鳥組みとした。

図2-2および図2-3はそれぞれDタイプ供試体の断面図およびセグメントの配筋図を示したものである。各々のセグメントには、長手方向に16本(D10)、円周方向にはフープ筋として28本(D10)の鉄筋が配置されている。ただし、供試体の両端の2リングにおいては載荷力を確実に供試体に伝達させるために、機械継手を埋設した。従って、合計は4リングであるが、両端の2リングは取付治具としての機能も有していることから、後述するように計測は主として中間部の2リングに対して行った。

表2-1はD10およびD13の鉄筋の強度試験を行った結果を示したものである。破断強度の平均値は、4,920kgf/cm²(D10)および5,300kgf/cm²(D13)程度である。

リング継手およびセグメント継手としては図2-4に示す構造を用いることとした。リング継手は厚さ9mmの面板(材質:SS41)に同じ厚さで、同じ材質の定着板を溶接した構造となっており、定着板に

表 2-1 鉄筋の強度試験結果

試 験 体		降 伏 点 σ_y (kgf/cm ²)	破 断 強 度 σ_b (kgf/cm ²)	破断時の伸び (%)	降伏ひずみ ($\times 10^{-6}$)	ヤ ン グ 率 E_s (kgf/cm ²)
D10	Na 1	3430	4910	—	1800	1.91×10^6
	Na 2	3560	4910	17.9	1836	1.94×10^6
	Na 3	3560	4950	19.0	1797	1.98×10^6
	平均	3520	4920	18.5	1811	1.94×10^6
D13	Na 1	3510	5290	21.7	1710	2.05×10^6
	Na 2	3500	5280	19.8	1644	2.13×10^6
	Na 3	3540	5320	19.2	1854	1.91×10^6
	平均	3520	5300	20.2	1736	2.03×10^6

公称断面積 D10: 0.7133 cm²D13: 1.267 cm²

溶接したアンカー鉄筋 ($l = 300$ mm, SD 30, D 10) 2本によってセグメントに定着されている。また、セグメント継手は厚さ 12 mm の面板および定着板 (材質: SS 41) より構成されており、アンカー鉄筋 ($l = 300$ mm, SD 30, D 13) 4本によってセグメントに定着されている。なお、リング継手およびセグメント継手の構造はシールドトンネルの剛性および破壊特性に大きく影響を与える。東京湾横断道路シールドトンネルの継手構造はまだ定められていないため、ここでは下水道用セグメントの構造をそのまま用いることとした。しかしながら、著者らの提案する剛性の評価法が本実験により検討されれば、将来、東京湾横断道路シールドトンネル用のセグメントの構造が定められた段落で、別途基本的な検討を行うことにより、剛性の評価ができると考えて、ここでは図 2-4 の継手構造を用いることとしたものである。

リング継手、セグメント継手とも、継ぎボルトには M20 $\times$ 20 mm (強度区分 8.8) を用いた。ボルトの有効断面積は 2.45 cm² である。

継ボルトの締付けは許容応力度の 80% に相当する約 4.7 t を目標としてボックスレンチを用いて人力で行った。なお、載荷実験直前に締付け力の確認を行ったところ 4.7 tf からの低下が激しかったため、増し締めをした。この結果ボルトの初期軸力は表 2-2 に示す値となっている。

なお、リング継手は合計 24 個あり、本実験ではこれらを図 2-5 に示すようにナンバリングすることとした。このナンバリングは E タイプ供試体についても同様である。

(2) E タイプ供試体

E タイプ供試体は、D タイプ供試体の内側に厚さ 20 cm の二次覆工を施したものでありセグメントおよび継手構造は D タイプと同様である。

図 2-6 および図 2-7 はそれぞれ E タイプ供試体の断面図およびセグメント、二次覆工の配筋図を示したものである。二次覆工には、長手方向に 16 本 (D 13)、円周方向に 12 本 (D 13) の鉄筋が配置されている。本試供体の特徴は二次覆工の長手方向鉄筋を供試体の全長 3.6 m にわたって連続させたことと図 2-7 に示すようにジベル筋を用いて二次覆工と一次覆工との付着を確保している点である。なお本試供体においても、端部のセグメントにおいては載荷力を確実に伝達させるために、セグメントと同時に二次

覆工についても機械継手を埋設している。

継ボルトの締付けは、Dタイプ供試体と同様に約4.7tfを目標とした。ただし、二次覆工を打設した後はDタイプ供試体のように増し締めが行えないため、実験直前の締付け力を示すと表2-3のように同一リング接合面における継ボルトの初期軸力は、平均して2.65tf～3.74tfとなっている。ただし、中にはJT-1のB-15のように、初期軸力がマイナスとなったものもあることに注意しなければならない。平均としての初期軸力は目標値よりもやや小さめである。また個々のボルトごとに見ると初期軸力には大きなバラツキがある。

(3) 使用コンクリート

供試体の制作に用いたコンクリート（セグメントおよび二次覆工）の仕様は以下のとおりである。

1) 主要材料

セメント：D、Eタイプセグメント …… 普通ポルトランドセメント

Eタイプ二次覆工 …………… 早強普通ポルトランドセメント

細骨材：千葉県富津市鬼沼小産砂および栃木県安蘇郡田沼町産砕砂の2種混合

粗骨材：栃木県安蘇郡田沼町産砕石

2) 示方配合

設計基準強度をセグメント 420 kgf/cm²、二次覆工 180 kgf/cm²として表2-4に示す配合を用いた。

表2-4 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 (kgf/m ³)				
						水	セメント	細骨材	粗骨材	混和剤
セグメント	20	3	1	37.1	36	155	418	620	1220	①*
二次覆工 コンクリート	20	21	1	73.5	49	206	280	888	925	②*

* 混和材① セグメント：ポゾリスNo 4000, 7.106 kgf/m³

② 二次覆工：ポゾリスNo 70, 2.8 kgf/m³

3) 養生方法

セグメントは図2-8に示すとおり65℃で4時間の蒸気養生を行った後、水中養生した。二次覆工コンクリートは自然養生とした。

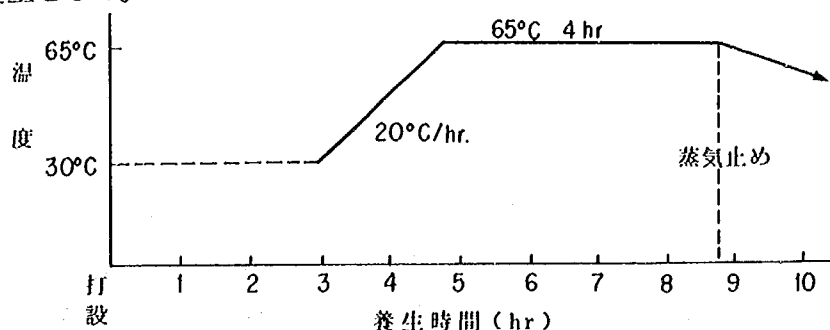


図2-8 蒸気養生条件

(4) 初期フラッグ

工場で製作した供試体を部材耐震強度実験施設に運搬する際に、十分注意を払ったが微細なクラックが発生している。

Dタイプ供試体では図2-9に示すように供試体の内側から見るとリング継手の定着板に沿って初期クラックが生じていた。ただし、セグメント間継手の周辺には初期クラックは認められなかった。また、供試体の外側にも全く初期クラックは生じていなかった。一方、Eタイプ供試体では図2-10に示すように二次覆工に初期クラックが生じた。図中には二次覆工のリング筋の位置も示しているが、初期クラックの位置はこれとよく一致していることから初期クラックは二次覆工コンクリートの乾燥収縮に伴うものと考えられる。なお、供試体の外側には初期クラックは認められなかった。

(5) 強度および弾性係数

DおよびEタイプ供試体のセグメントとEタイプ供試体の二次覆工コンクリートの各々につき、打設毎に圧縮強度および弾性係数の試験用として1個、引張強度の試験（割裂試験）用として1個の計2個の円柱供試体を作成し、強度試験を行った。強度試験により求められた実験当日のコンクリートの圧縮強度および弾性係数（割線係数）は表2-5に示す通りである。

2-3 実験に用いた施設および装置

実験は、建設省土木研究所部材耐震強度実験施設において実施した。図2-11は、実験時の載荷方法を示したものである。供試体は固定治具を介して一端が反力壁に固定され、他端は載荷桁に固定されている。載荷桁の両端には各々動的加振機が接続されており、これら2台の加振機をデジタル制御で同位相で操作することにより、供試体に純引張力および純圧縮力を作用させた。ただし、加振機の軸線は偏心モーメントが供試体に作用するのを避けるため、トンネル軸線と一致するようにしている。

供試体の自重は床面によって支持されているが、供試体と床面の間の摩擦力をできる限り小さくするためにテフロン板および角材により構成される滑り支承を設けた。

2-4 計 測

計測は図2-12に示すように中央の2リングを中心に8断面で行った。

計測項目を供試体および計測断面ごとに整理すると表2-6のようになる。Dタイプ供試体の計器配置は全てEタイプ供試体の計器配置に含まれている。

図2-13はボルト頭部に貼付したひずみゲージの詳細図を示したものである。

2-5 載 荷 条 件

(1) Dタイプ供試体

シールドトンネルは圧縮には大きな剛性を有するが引張に対しては剛性が小さいという異方性を有する。このため荷重制御で載荷を行うと、引張に対しては荷重の制御が困難となる。したがって、制御は引張に対しては変位制御、圧縮に対しては荷重制御で行うこととした。

具体的な載荷は図 2-14 に示すとおりである。引張方向には変位振幅が 10 mm までは 2 mm ピッチで順次増加させ、10 mm 以降は 10 mm ピッチで増加させることとした。各々の変位がピーク値をとるまでの載荷ステップ数は 10 ステップとし、除荷ステップ数は 5 ステップとした。一方、圧縮側には、この直前の引張力の載荷時に生じたピーク荷重を目標に、荷重制御で載加することとした。各々の荷重がピーク値をとるまでの載荷およびその後の除荷ステップ数はともに 5 ステップとした。

これにより、供試体には引張側と圧縮側で同じ荷重が作用することになり、従って見かけ上、荷重制御による正負交番載荷を行ったことになる。

以上の載荷条件により、D タイプ供試体に用いた載荷パターンを図 2-15 に示す。ここで重要な点は、載荷変位が引張側に累積していくことである。これは上述したように、1 ステップ前の圧縮側で発揮された荷重を引張側に用いたためであり、供試体、特にリング継手部の非線形挙動のために引張側へ載荷変位が累積している。ここに、最終的な累積変位は 1.1 mm である。なお、以降の実験結果の整理では特にことわらないかぎり、変位は長スパン相対変位計による変位、荷重は載荷ロッドに貼付したひずみゲージによる荷重を示すものとする。

(2) E タイプ供試体

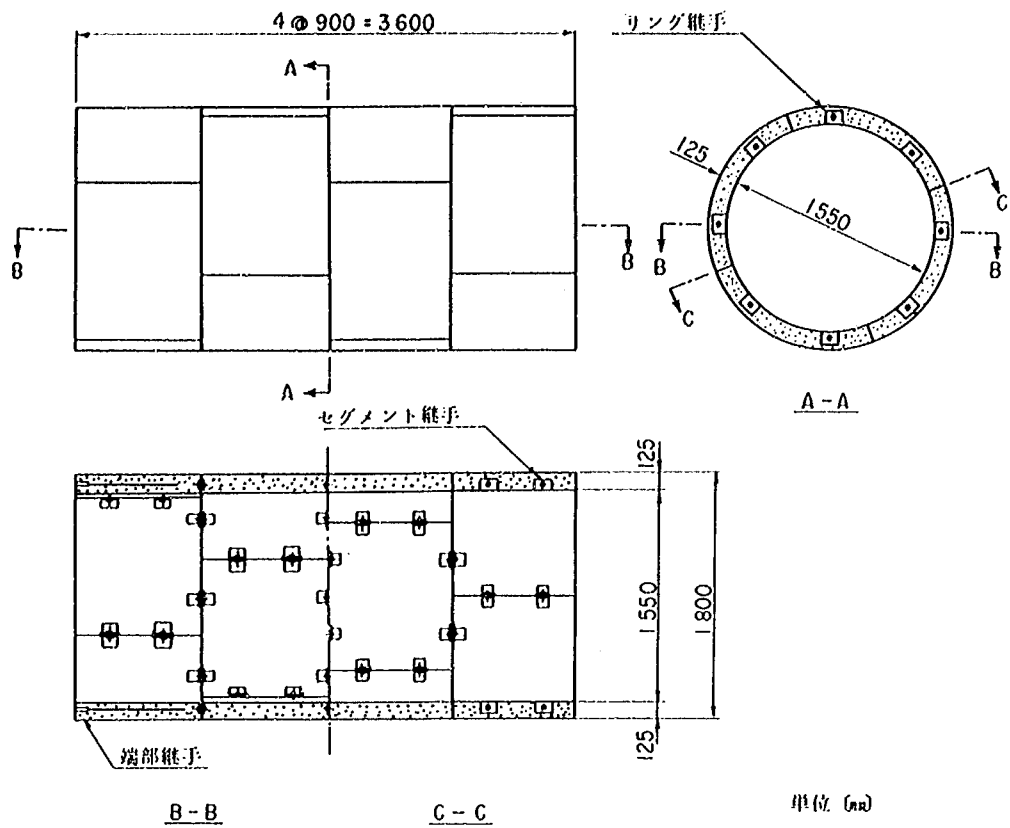
基本的に D タイプ供試体と同様の載荷方法を用いて図 2-16 に示すような正負交番載荷を行った。ただし引張側では、変位振幅が 10 mm を超えた後の変位増分を 20 mm とすることとした。これは E タイプ供試体の耐力が D タイプ供試体の耐力よりも大きいため、載荷ステップ数が大幅に増えるのを防ぐためである。

このようにして E タイプ供試体に用いた載荷パターンを図 2-17 に示す。D タイプ供試体と同様に最終的には 28.1 mm の累積変位が引張側に生じた。

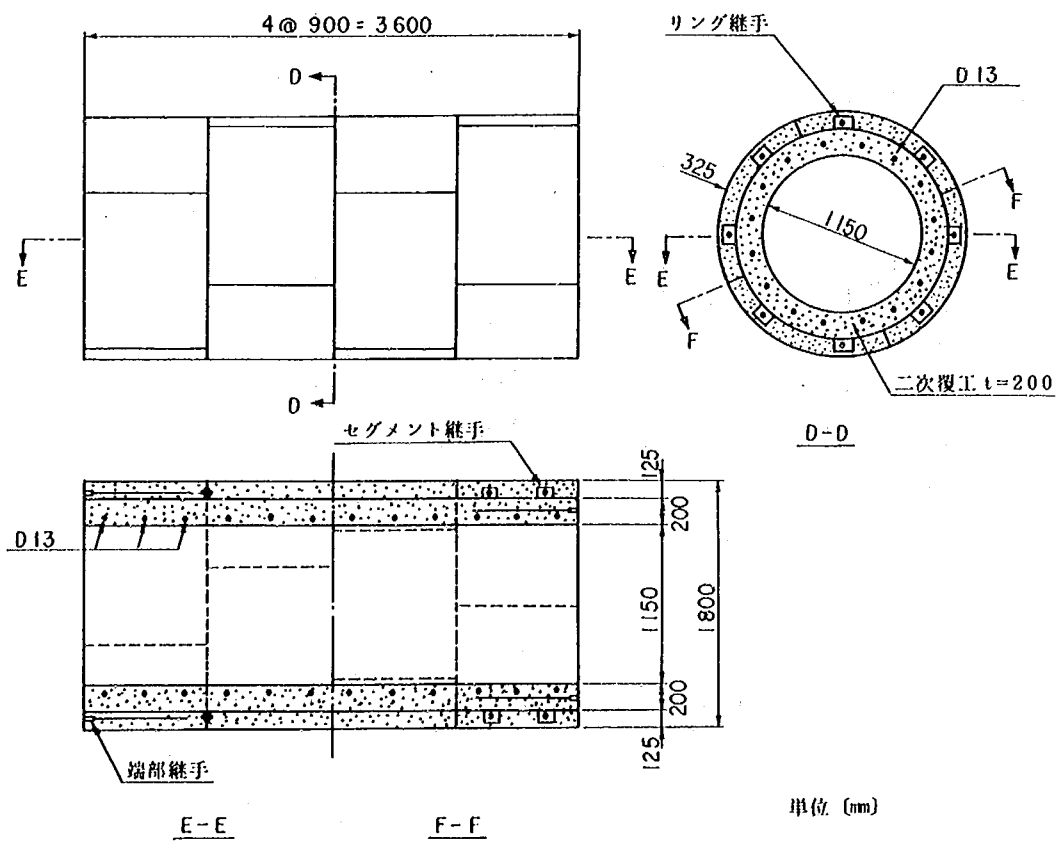
なお、D タイプおよび E タイプ供試体ともに、載荷装置と供試体とのなじみを得ることを目的として予備的に ± 20 t の正負交番載荷を行うこととした。

2-6 載荷力の摩擦損失補正

載荷力は供試体左右の 2 本の載荷ロッドに貼付したひずみゲージによって検出している。しかしながら、これらによって得られた荷重値には、供試体および載荷治具における摩擦力の影響が含まれているため、簡単な実験により摩擦力の大きさを求めることとした。すなわち、D タイプ供試体の載荷実験が終了した後に、加振機をセットしたままの状態、供試体を動かし、この時の作用荷重を計測した。この結果が図 2-18 であり、これにより加振機 1 台当たり約 1 tf の摩擦力が作用していることがわかる。従って、以降に示す実験結果の整理では、全て引張に対して 1 tf、圧縮に対しては -1 tf の補正を加えている。



(a) Dタイプ供試体



(b) Eタイプ供試体

図2-1 供試体概要図

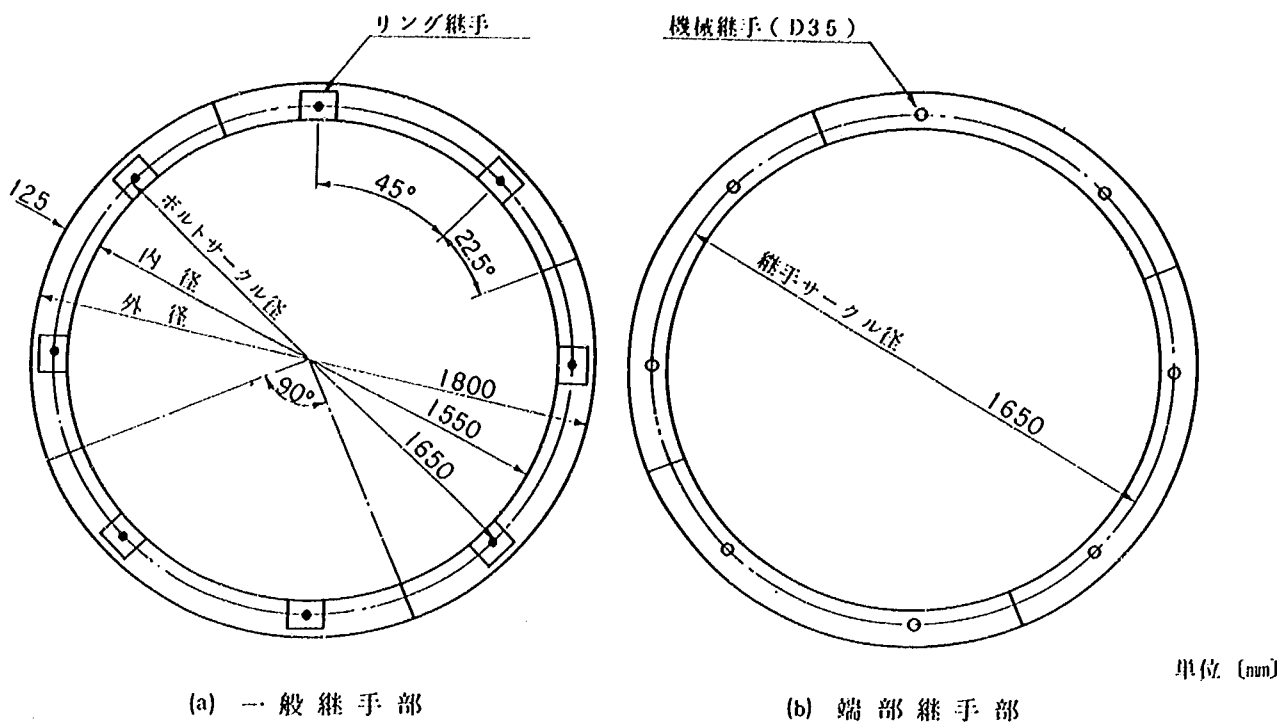


図 2-2 Dタイプ供試体断面図

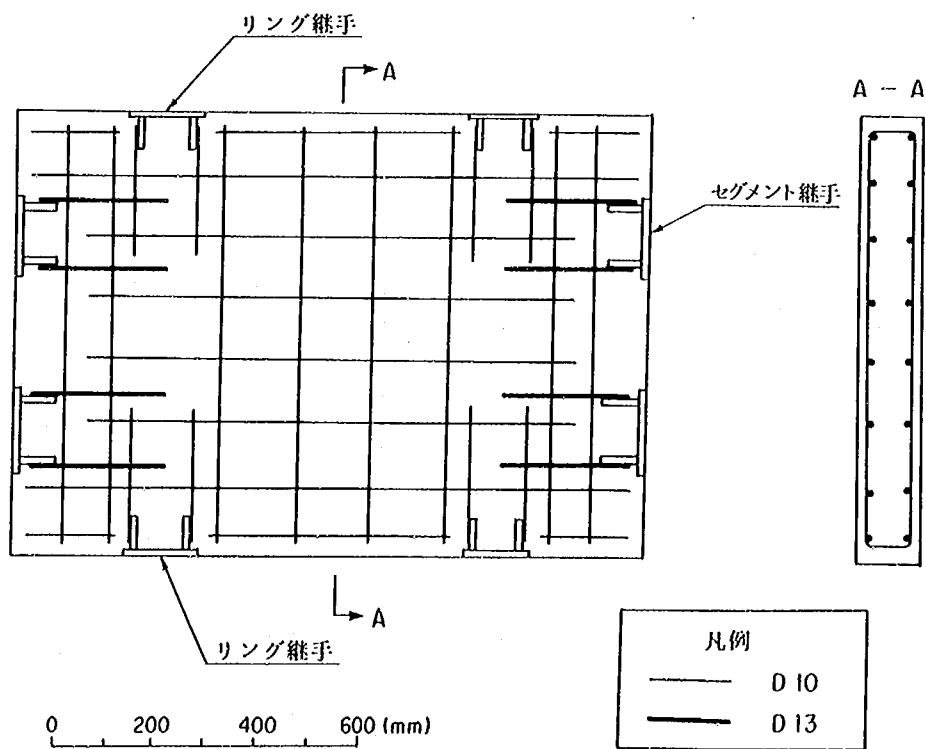
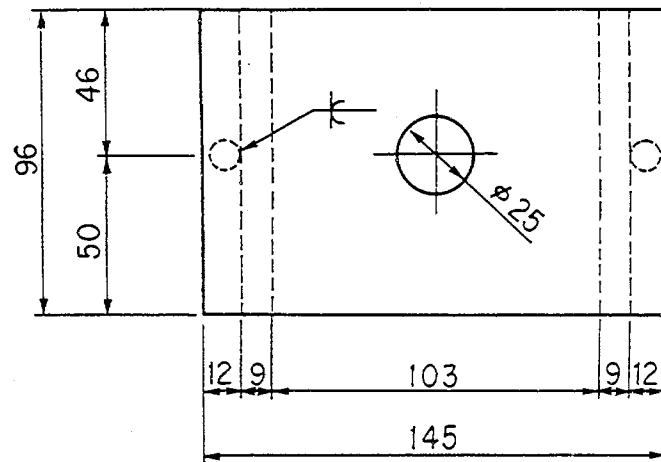
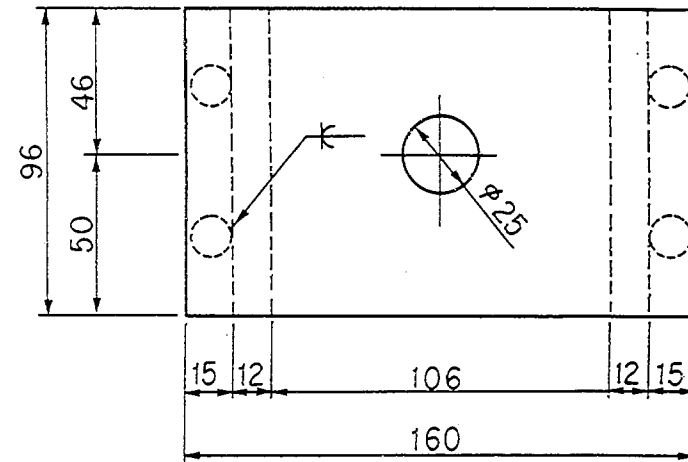


図 2-3 Dタイプ供試体セグメント配筋図



(a) リング継手金具



(b) セグメント継手金具

単位 [mm]

図 2-4 実験に用いた継手金具

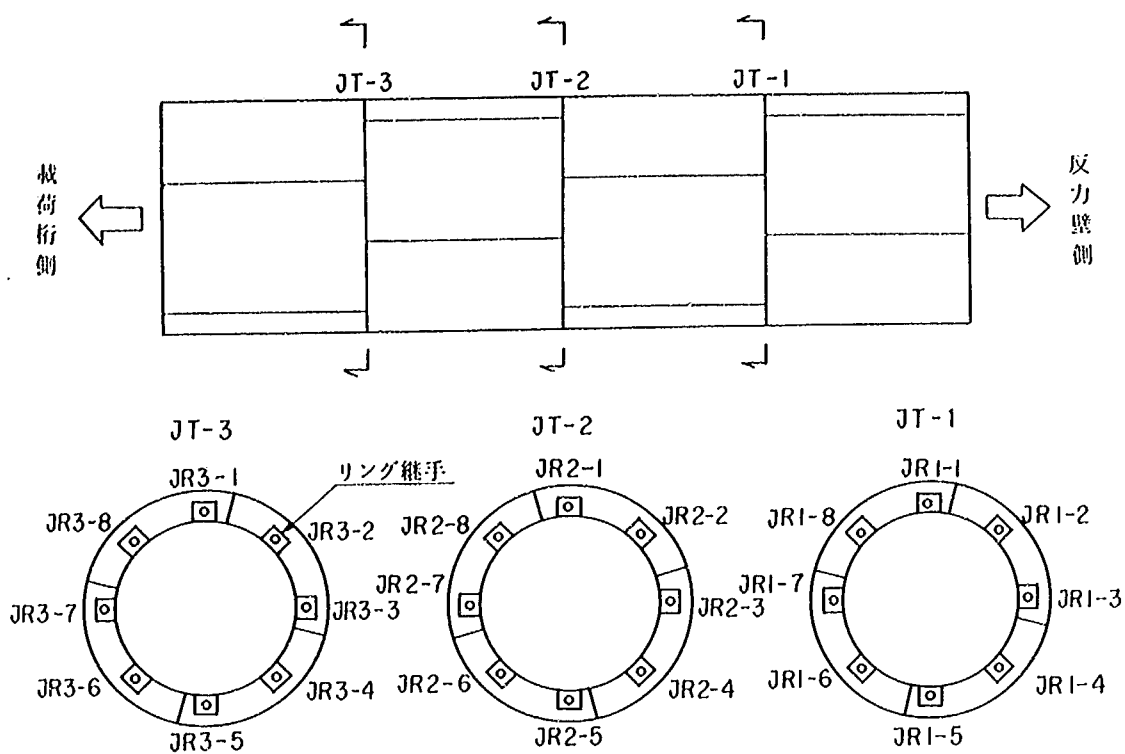
表 2-2 Dタイプ供試体のボルトの初期軸力

(a) リング継ボルト

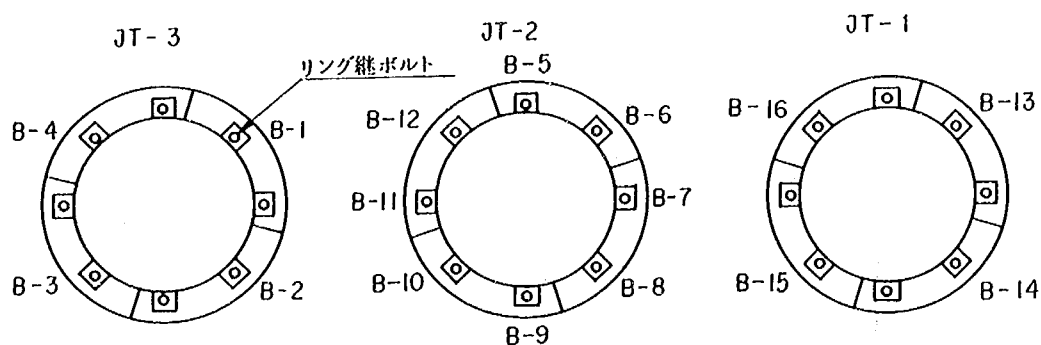
No.		軸 力 (tf)	No.		軸 力 (tf)
J T 1	B - 13	5.19	J T 2	B - 11	4.98
	B - 14	5.79		B - 12	4.41
	B - 15	4.99		平 均	4.99
	B - 16	5.38	J T 3	B - 1	4.91
	平 均	5.34		B - 2	4.27
J T 2	B - 5	4.84		B - 3	4.95
	B - 6	5.17		B - 4	4.64
	B - 7	4.90		平 均	4.69
	B - 8	4.63	全 体 平 均		5.00
	B - 9	5.53	標 準 偏 差 σ		0.40
	B - 10	5.48			

(b) セグメント継ボルト

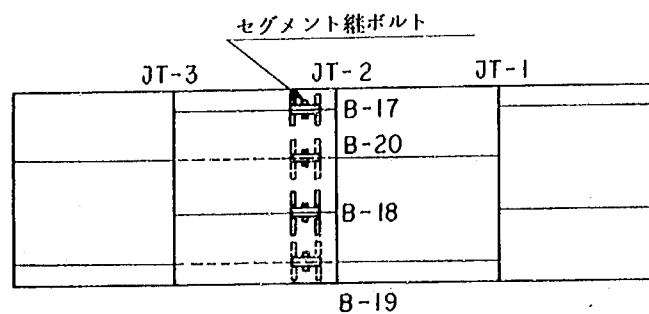
No.	軸 力 (tf)
B - 17	5.57
B - 18	4.94
B - 19	6.88
B - 20	4.31
平 均	5.43



(a) リング継手のナンバーリング



(b) リング継ボルトのナンバーリング



(c) セグメント継ボルトのナンバーリング

図 2-5 継手部分のナンバーリング

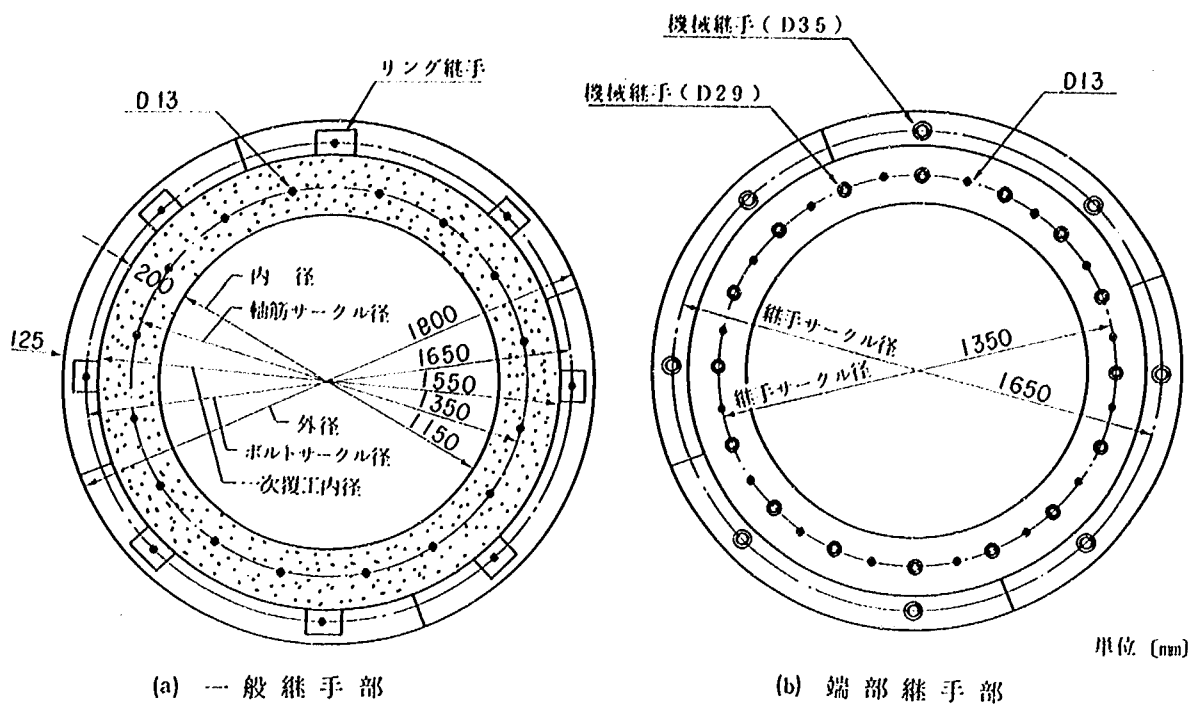


図2-6 Eタイプ供試体断面図

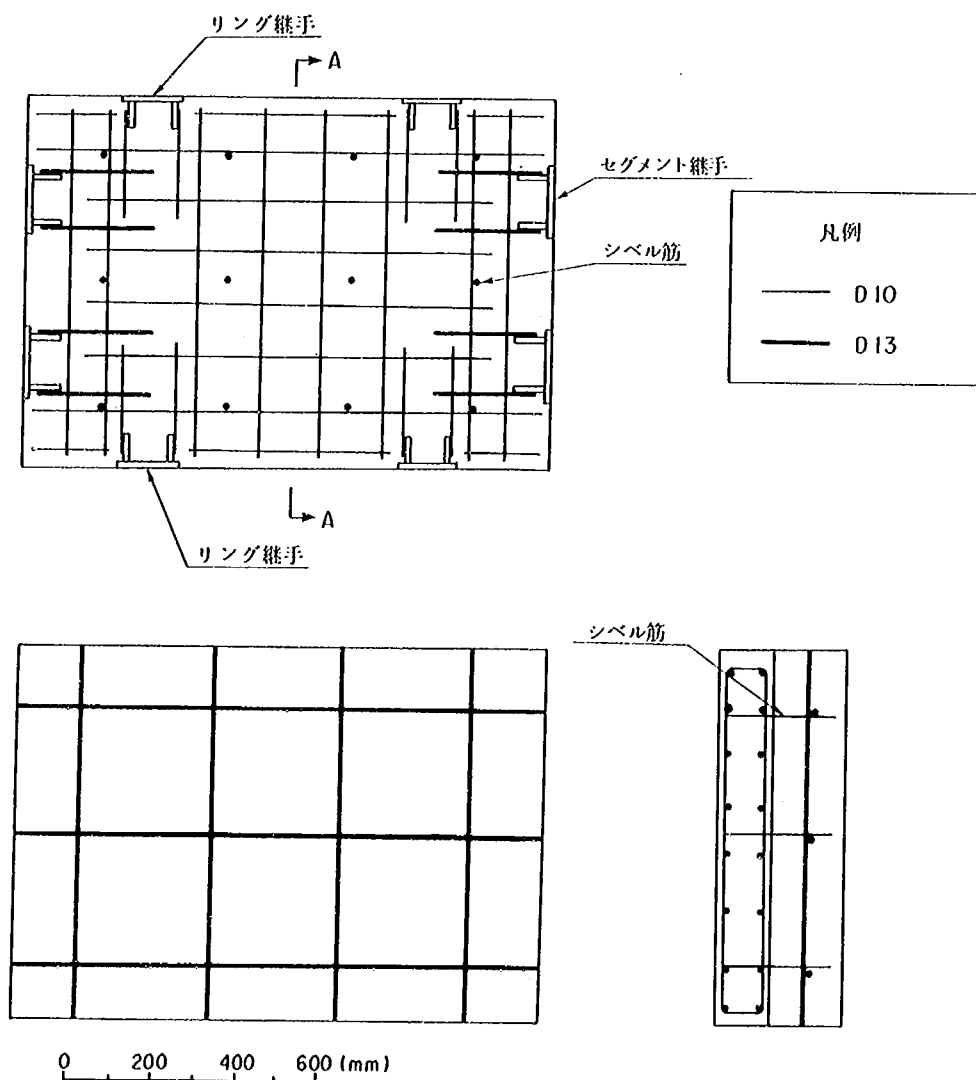


図2-7 Eタイプ供試体のセグメントおよび二次覆工配筋図

表 2-3 Eタイプ供試体のボルトの初期軸力

(a) リング継ボルト

No.		軸 力 (tf)	No.		軸 力 (tf)
J T 1	B - 13	1.52	J T 2	B - 11	4.64
	B - 14	4.62		B - 12	7.57
	B - 15	- 0.71		平 均	3.74
	B - 16	5.16	J T 3	B - 1	2.11
	平 均	2.65		B - 2	5.70
J T 2	B - 5	4.27		B - 3	2.52
	B - 6	1.74		B - 4	3.33
	B - 7	4.20		平 均	3.42
	B - 8	2.58		全 体 平 均	3.38
	B - 9	3.29		標 準 偏 差 σ	1.93
	B - 10	1.59			

(b) セグメント継ボルト

No.	軸 力 (tf)
B - 17	5.97
B - 18	5.28
B - 19	5.46
B - 20	3.52
平 均	5.06

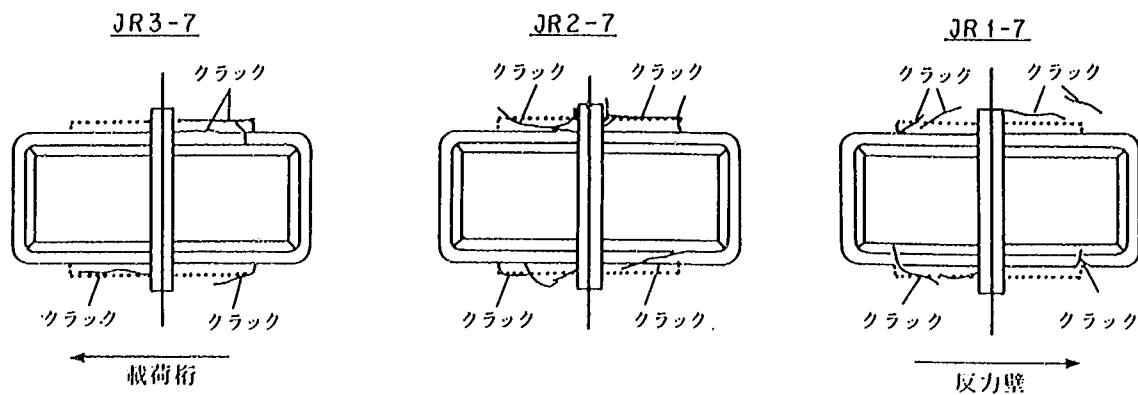


図 2-9 Dタイプ供試体の初期クラック

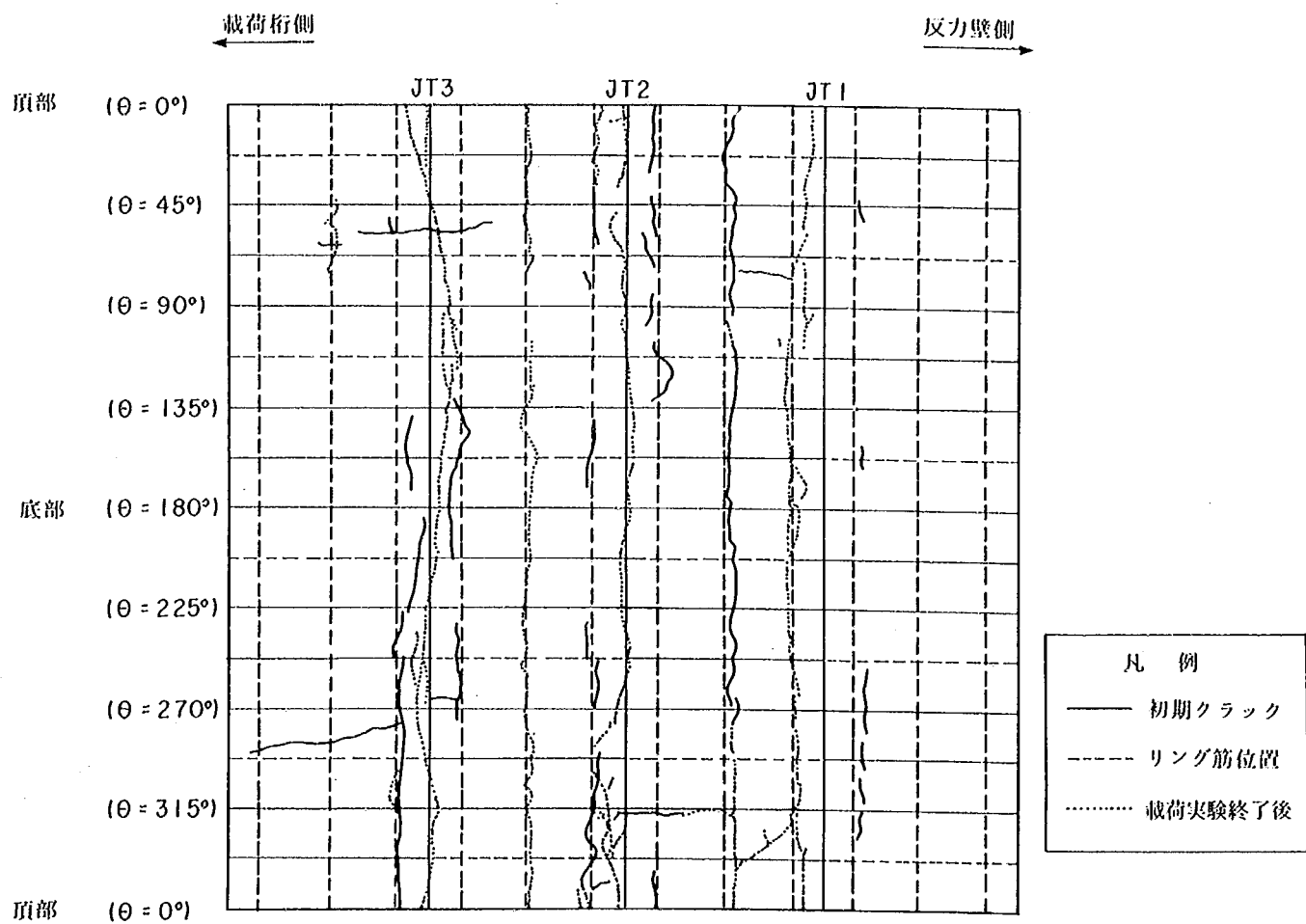
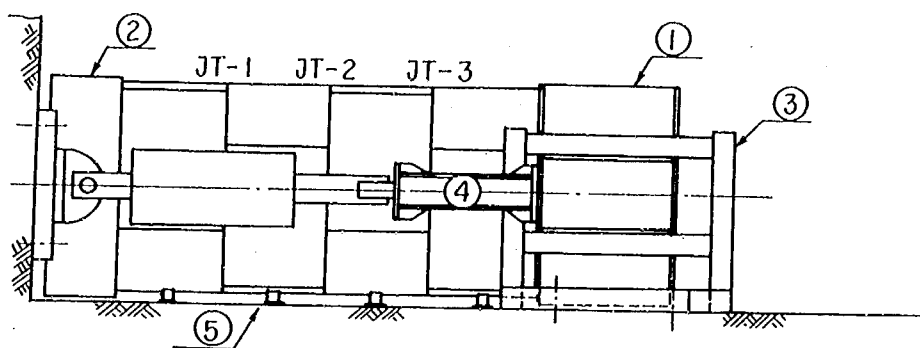
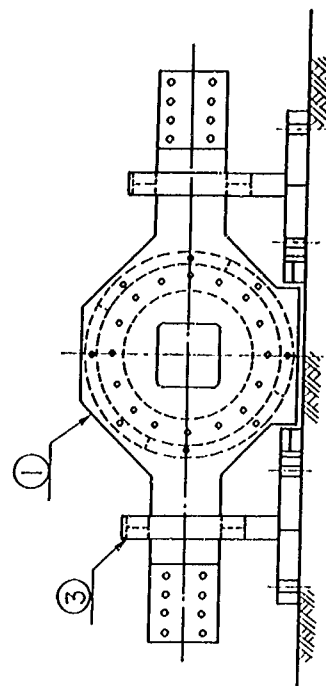
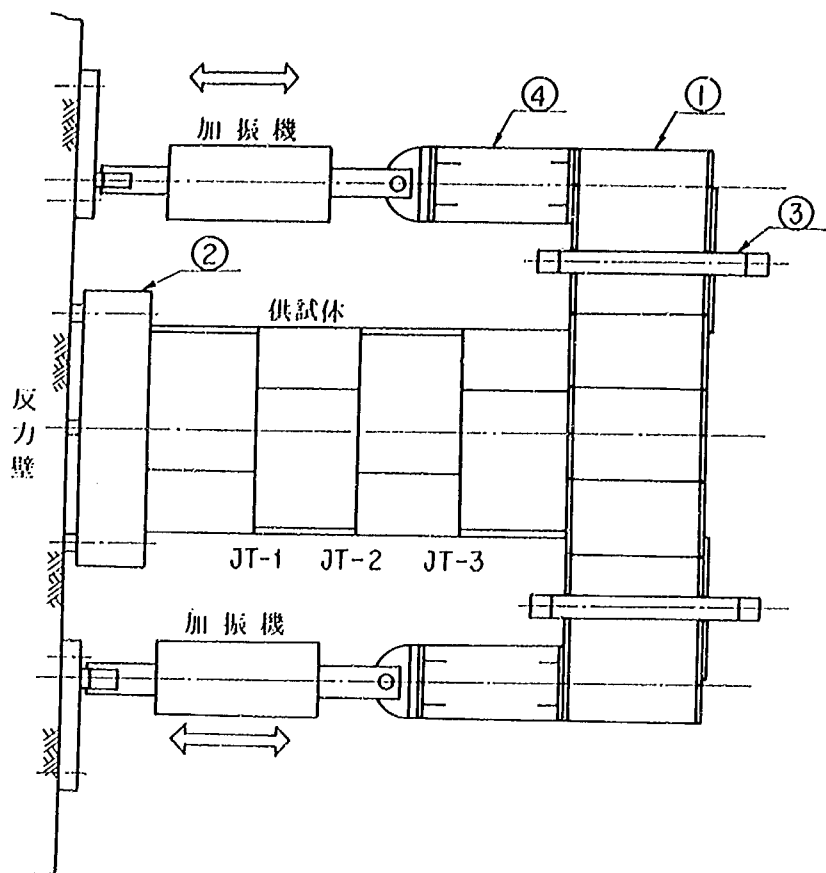


図 2-10 Eタイプ供試体の初期クラック (二次覆工の展開図)

表 2-5 コンクリートの強度試験結果

供試体 タイプ	材 令 (日)	σ_c (kg/cm ²)	σ_t (kg/cm ²)	スランプ (cm)	空気量 (%)	E_c 1/4 10 ⁵ (kg/cm ²)
D タイプ セグメント	54	569	44.4	3.2	1.2	4.78
	52	580	53.2	4.2	1.3	5.69
	51	652	52.1	3.6	1.4	4.74
	50	554	48.5	3.5	1.2	4.32
	49	536	48.7	3.8	1.3	4.84
	49	563	42.1	3.7	1.2	4.45
	48	526	44.5	4.2	1.1	4.45
	48	601	48.1	3.3	1.2	4.65
平 均	50.1	572.6	47.7	3.69	1.24	4.74
E タイプ セグメント	75	623	48.7	3.4	1.3	4.74
	74	577	46.2	3.8	1.4	4.49
	73	585	51.7	4.2	1.2	4.08
	71	575	46.3	3.5	1.1	4.01
	70	594	47.9	3.8	1.3	4.97
	69	608	52.8	3.4	1.2	4.91
	68	612	49.3	3.6	1.2	4.81
	67	553	48.0	4.2	1.3	4.50
平 均	70.9	590.9	48.9	3.74	1.25	4.56
E タイプ 二次覆工	43	264	22.2	19.7	1.8	2.33
	43	271	21.1	19.7	1.8	2.18
	43	290	20.3	19.7	1.8	3.02
	43	274	24.2	19.7	1.8	2.90
	43	282	22.6	19.7	1.8	2.71
平 均	43	276.2	22.1	19.7	1.8	2.63



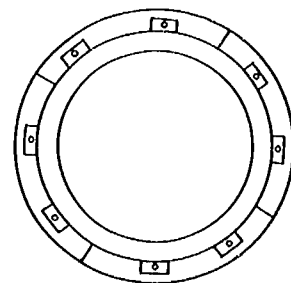
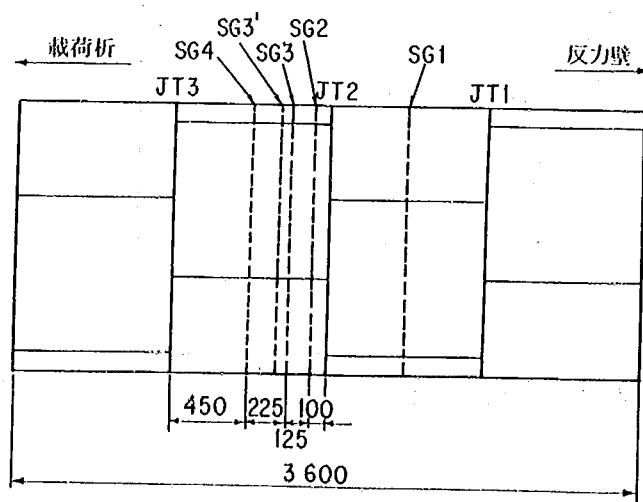
凡 例	
①	： 載荷桁
②	： 反力壁固定治具
③	： 載荷桁支持治具
④	： 載荷ロッド
⑤	： 滑り支承

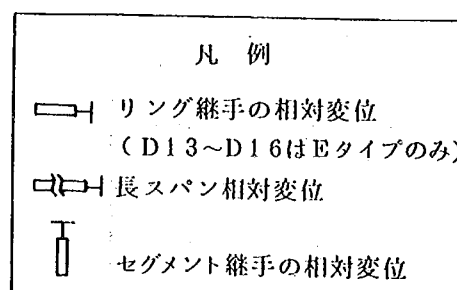
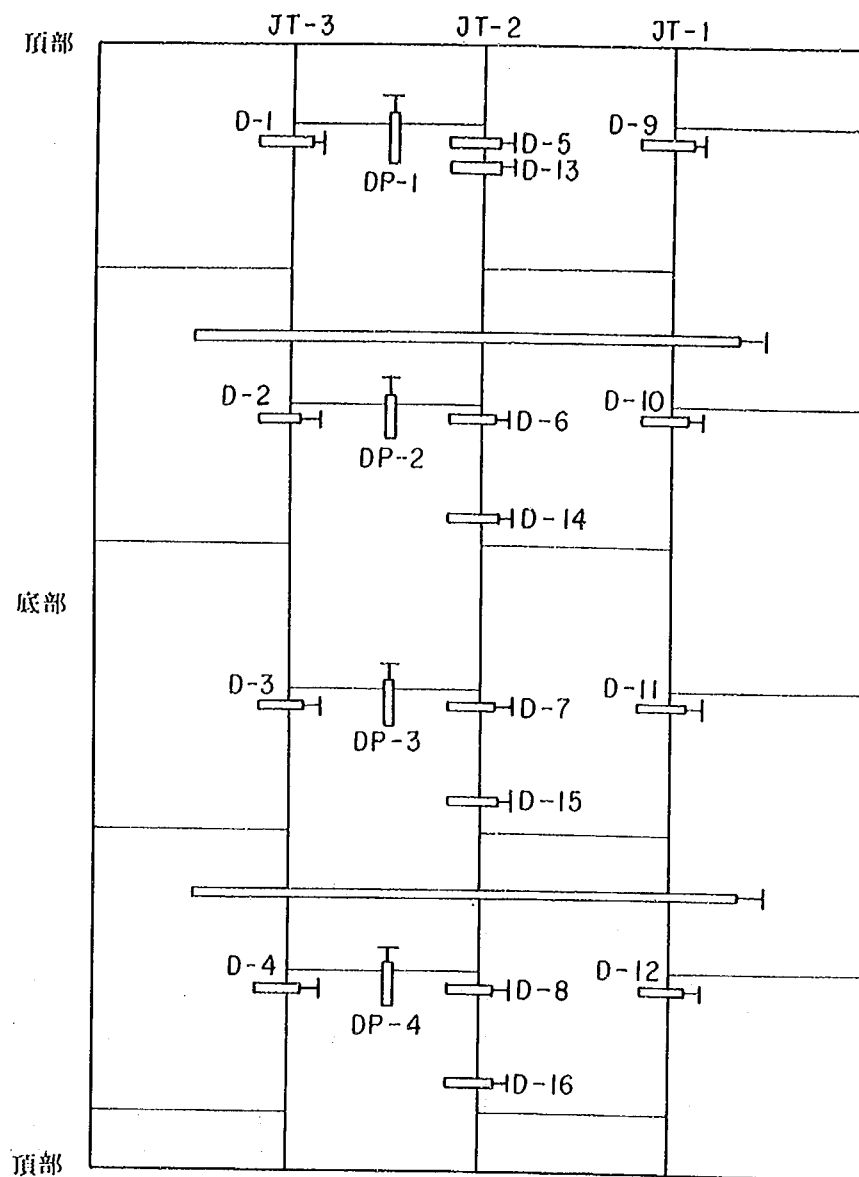
単位 [mm]

図2-11 載荷装置図

表 2-6 計測器配置表

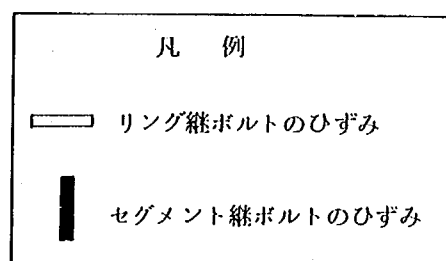
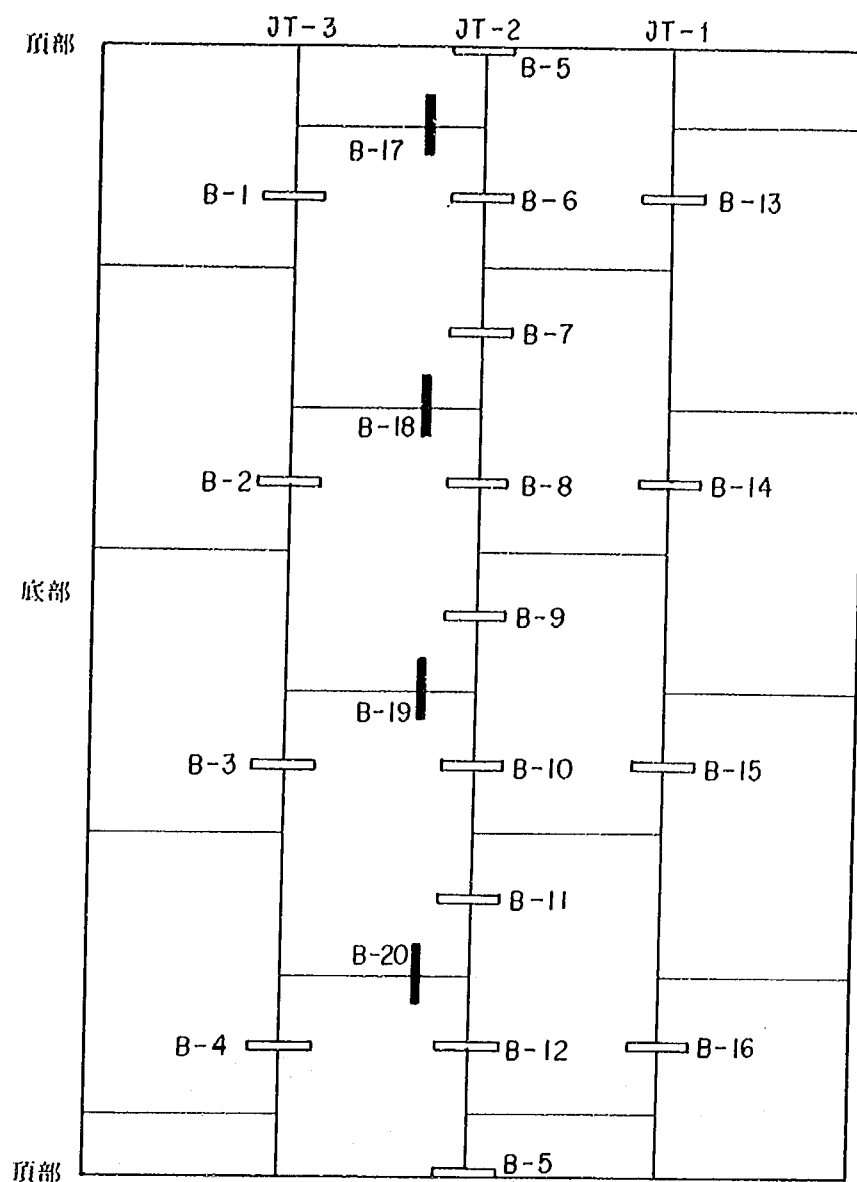
供試体	測定項目	測定断面位置								
		JT-3	SG4	SG3'	SG3	SG2	JT-2	SG1	JT-1	計
D 方 向 イ ン プ	軸 長スパン相対変位 (DL-1, 2)	—	—	—	—	—	—	—	—	2
	リング継ボルトの軸力 (D-1~D-12)	4	—	—	—	—	4	—	4	12
	リング継ぎボルトの軸力 (B-1~B-16)	4	—	—	—	—	8	—	4	16
	アンカー鉄筋のひずみ (A-1~A-8)	—	—	—	—	—	8	—	—	8
	継手金具面板のひずみ (P-1~P-8)	—	—	—	—	—	8	—	—	8
	円 周 方 向									
	セグメント間継手の相対変位 (DP-1~DP-4)	—	4	—	—	—	—	—	—	4
	セグメント継ボルトの軸力 (B-17~B-20)	—	—	4	—	—	—	—	—	4
	合 計	8	4	4	—	—	28	—	8	54
E 方 向 イ ン プ	軸 方 向									
	リング継手の相対変位 (D-17~D-20)	4	—	—	—	—	8	—	4	16
	二次覆工鉄筋のひずみ (S-1~S-40)	8	4	—	4	4	8	4	8	40
	円 周 方 向									
	二次覆工鉄筋のひずみ (S-41~S-44)	—	4	—	—	—	—	—	—	4
	合 計	20	12	4	4	4	44	4	20	114





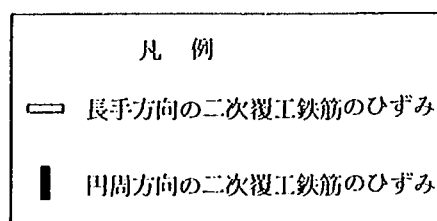
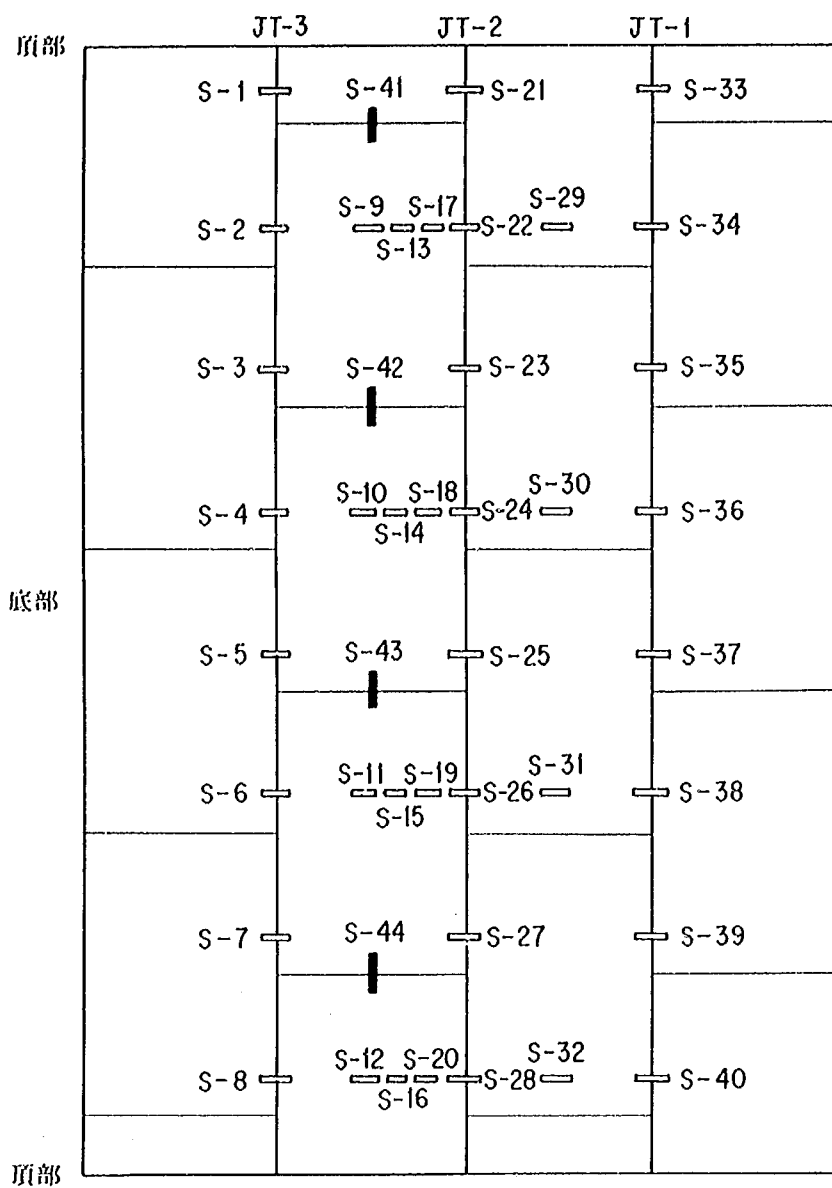
(a) 変 位

図2-12(1) 計測器配置図



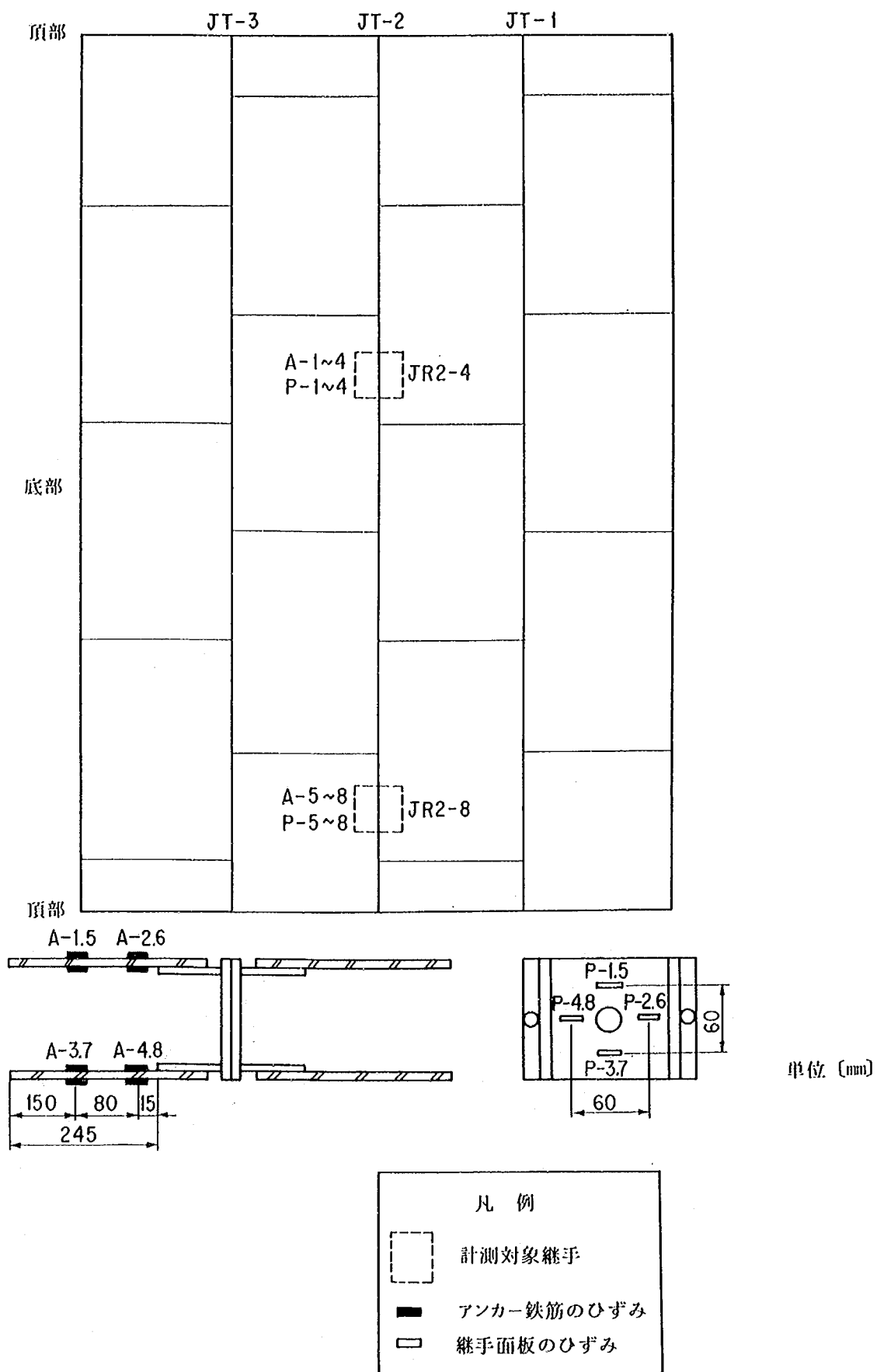
(b) 継ボルトのひずみ

図2-12(2) 計測器配置図



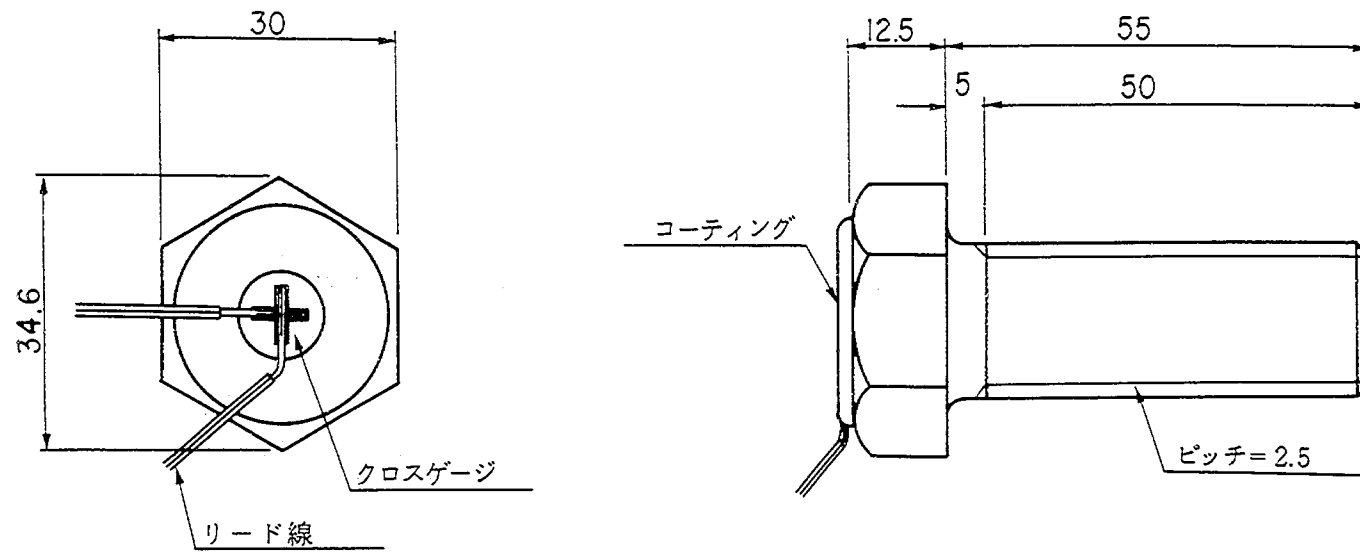
(c) 二次覆工鉄筋のひずみ

図2-12(3) 計測器配置図

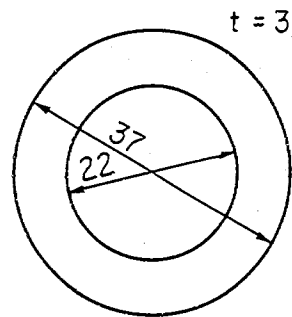


(d) リング継手に生じるひずみ

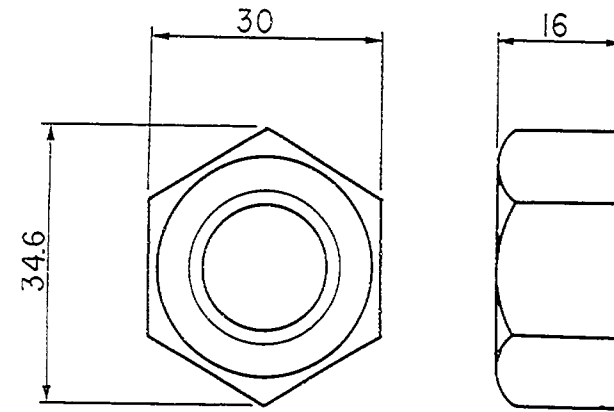
図 2 - 12(4) 計測器配置図



(a) ボルト M20 (有効断面積 = 2.45 cm²)



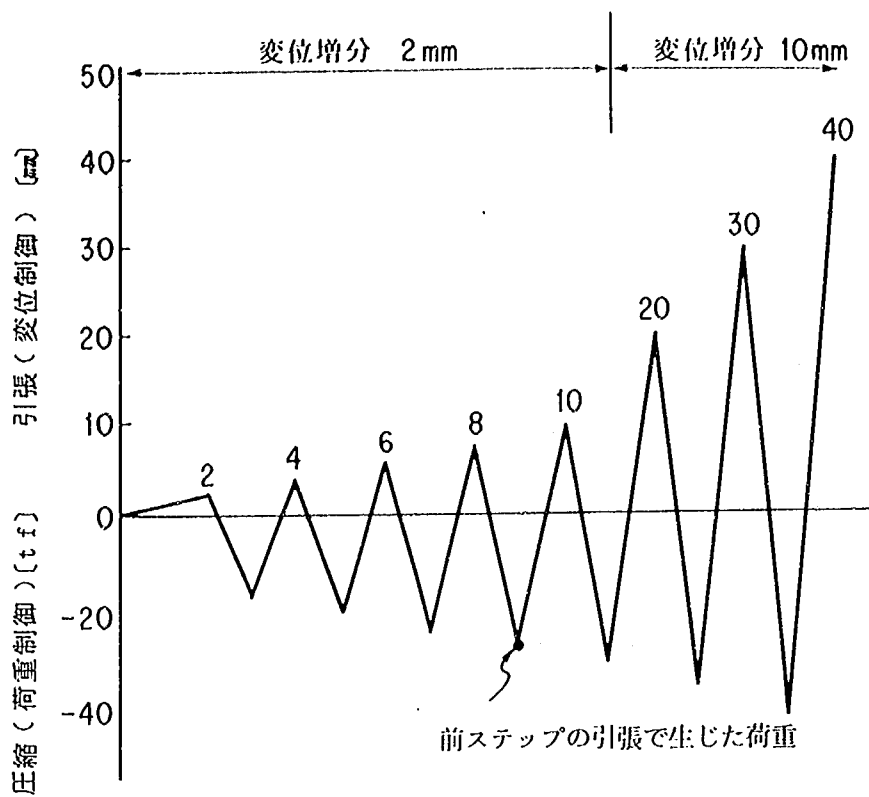
(b) ワッシャー



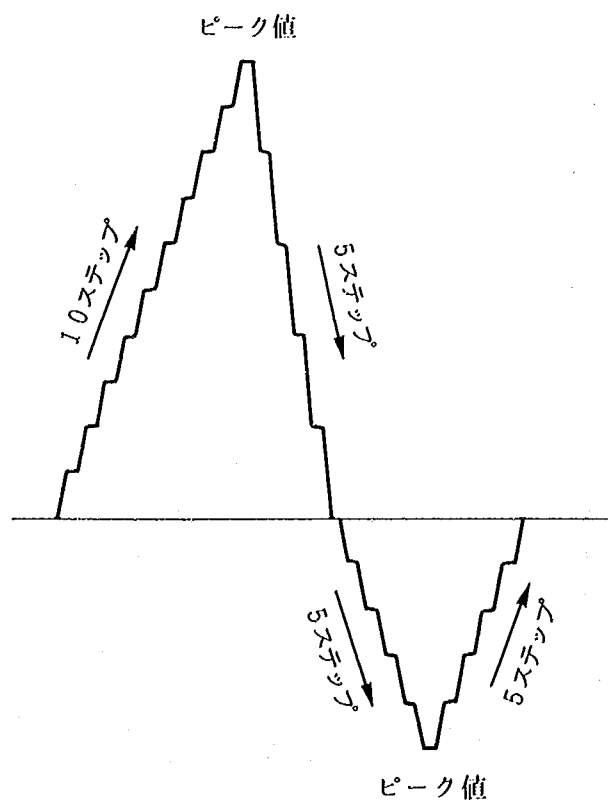
単位 [mm]

(c) ナ ッ ト

図 2 - 13 使用ボルトおよびひずみゲージ



(a) 載荷方法



(b) 各載荷段階における載荷ステップ

図2-14 Dタイプ供試体の載荷条件

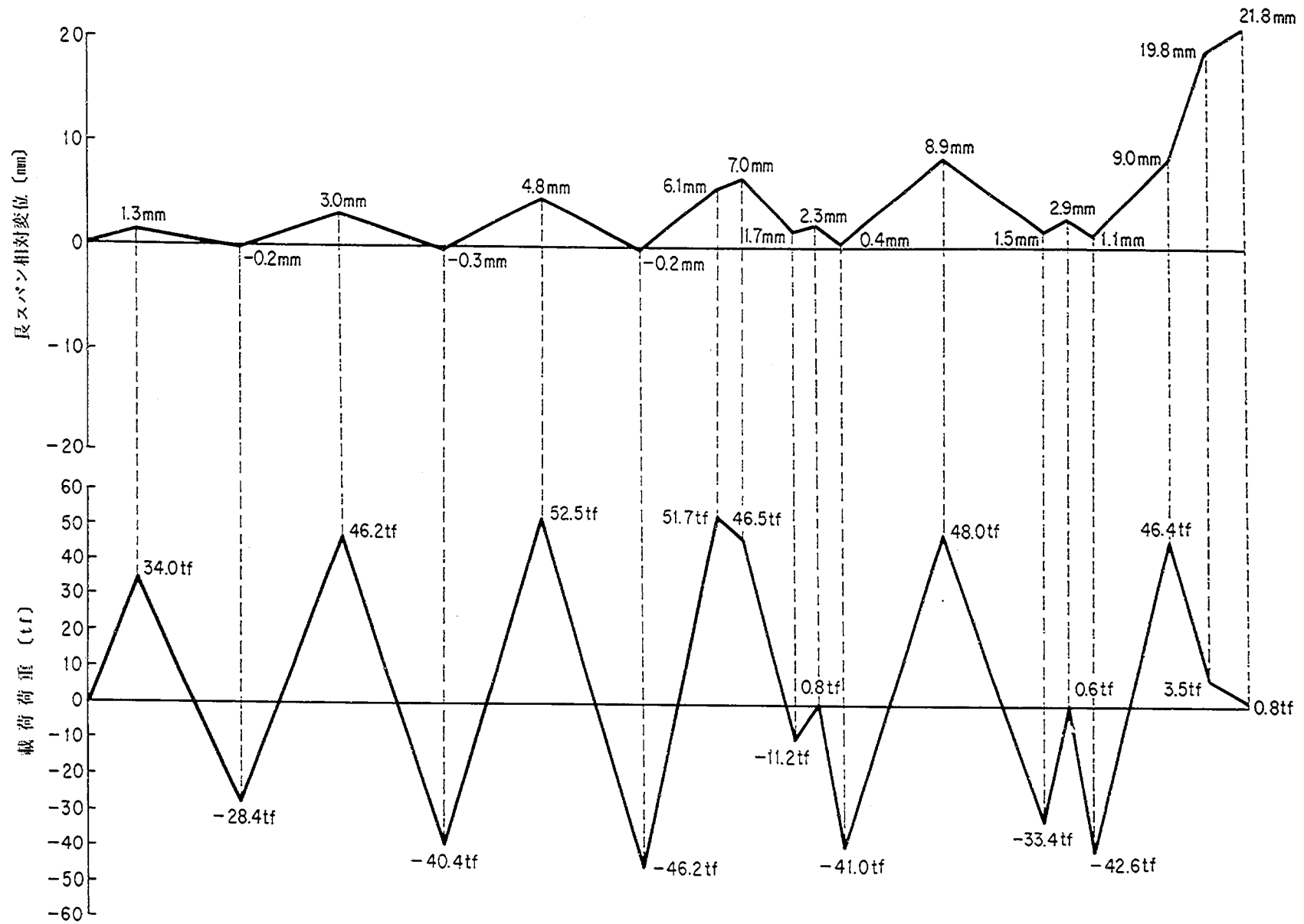
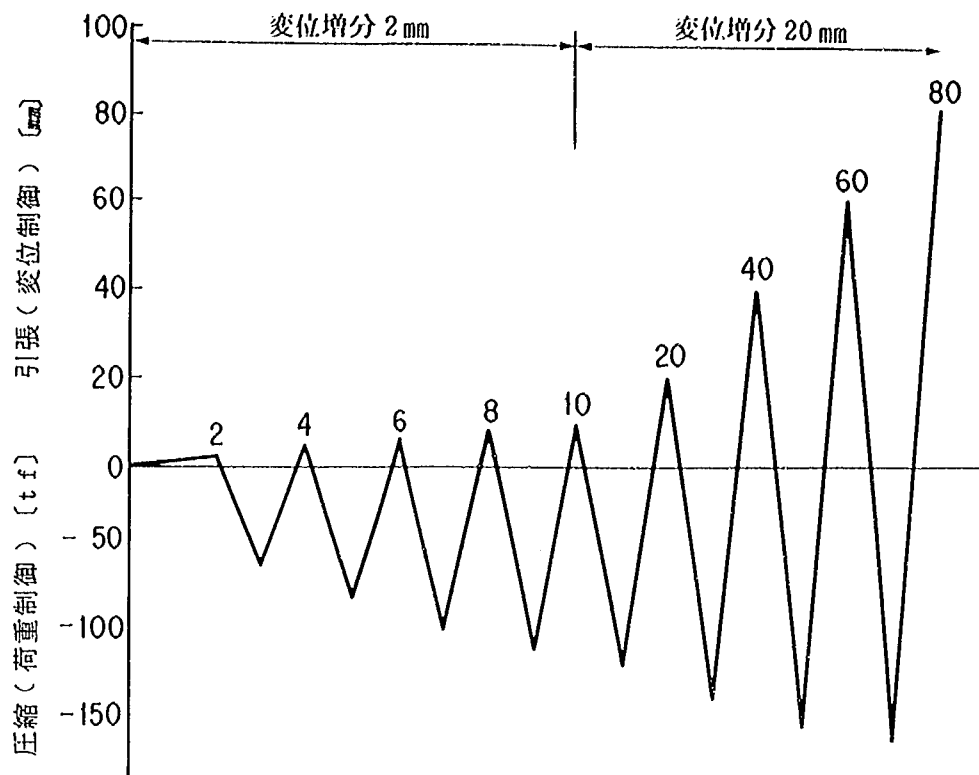
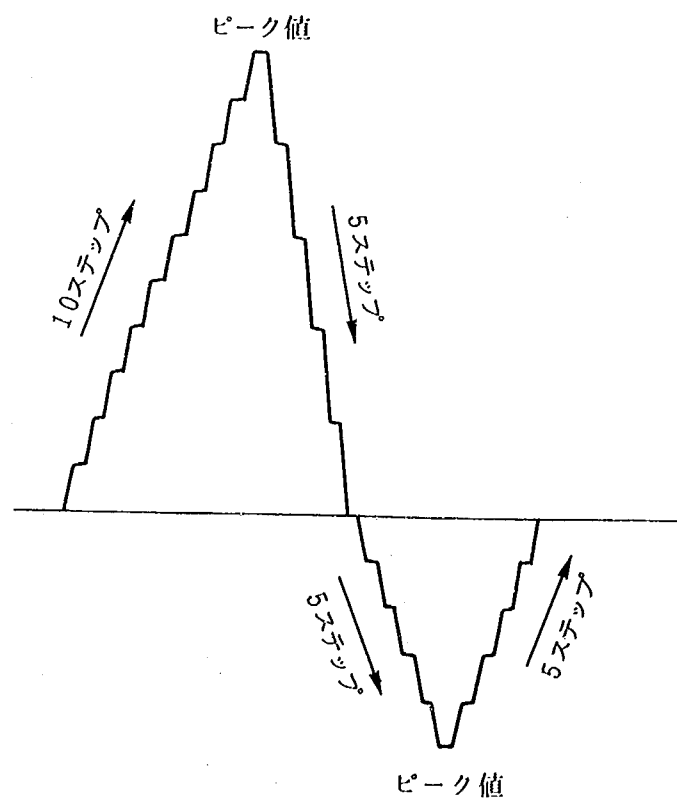


図 2-15 Dタイプ供試体の載荷パターン



(a) 載荷方法



(b) 各載荷段階における載荷ステップ

図 2-16 Eタイプ供試体の載荷条件

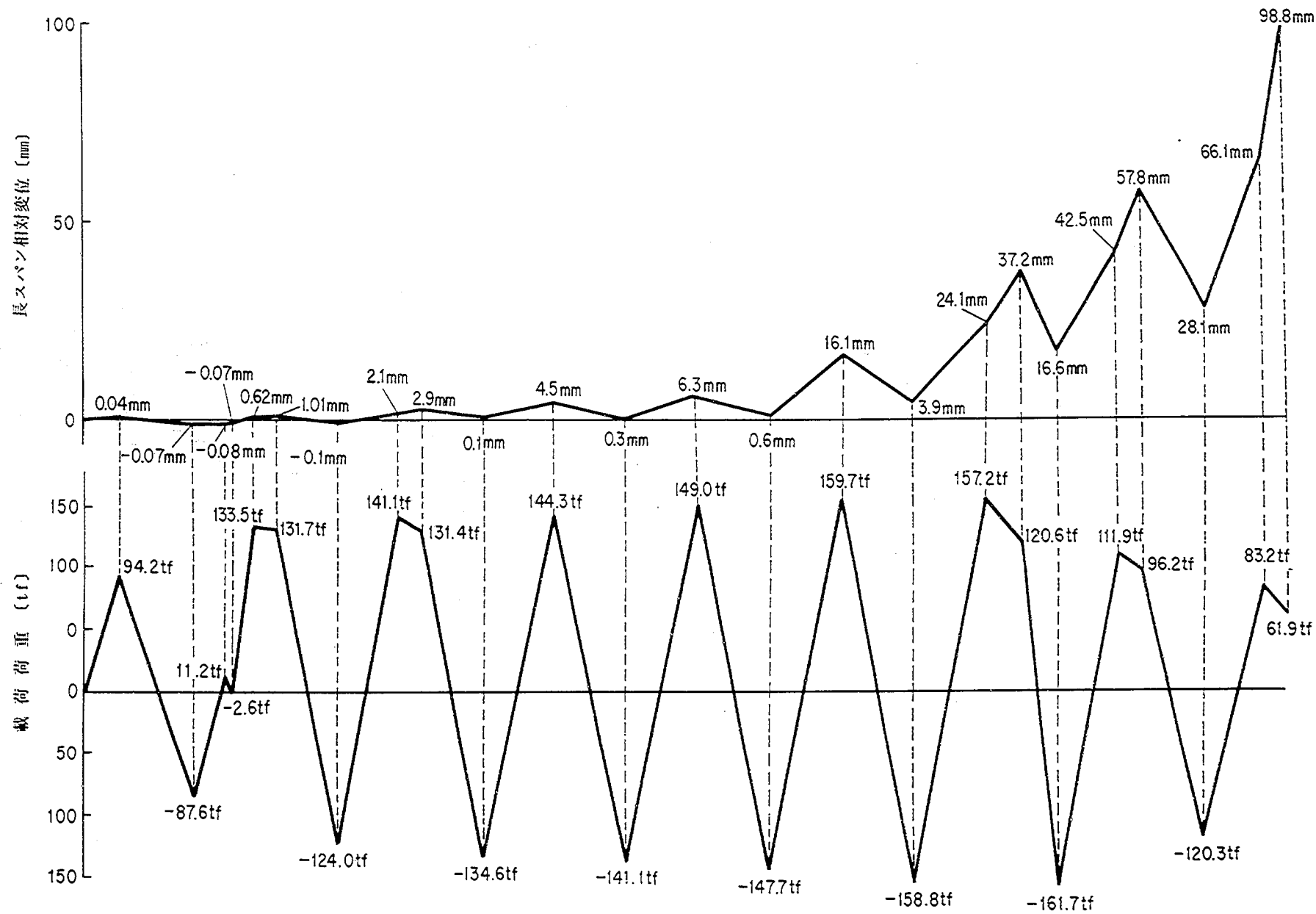
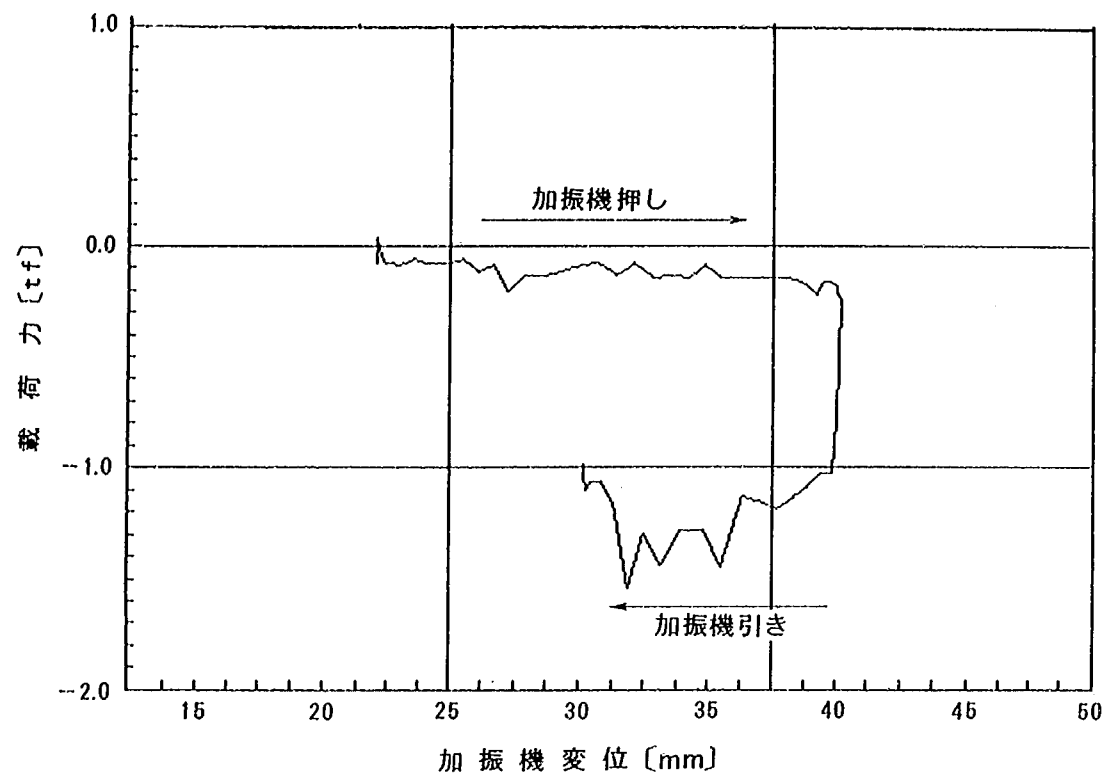
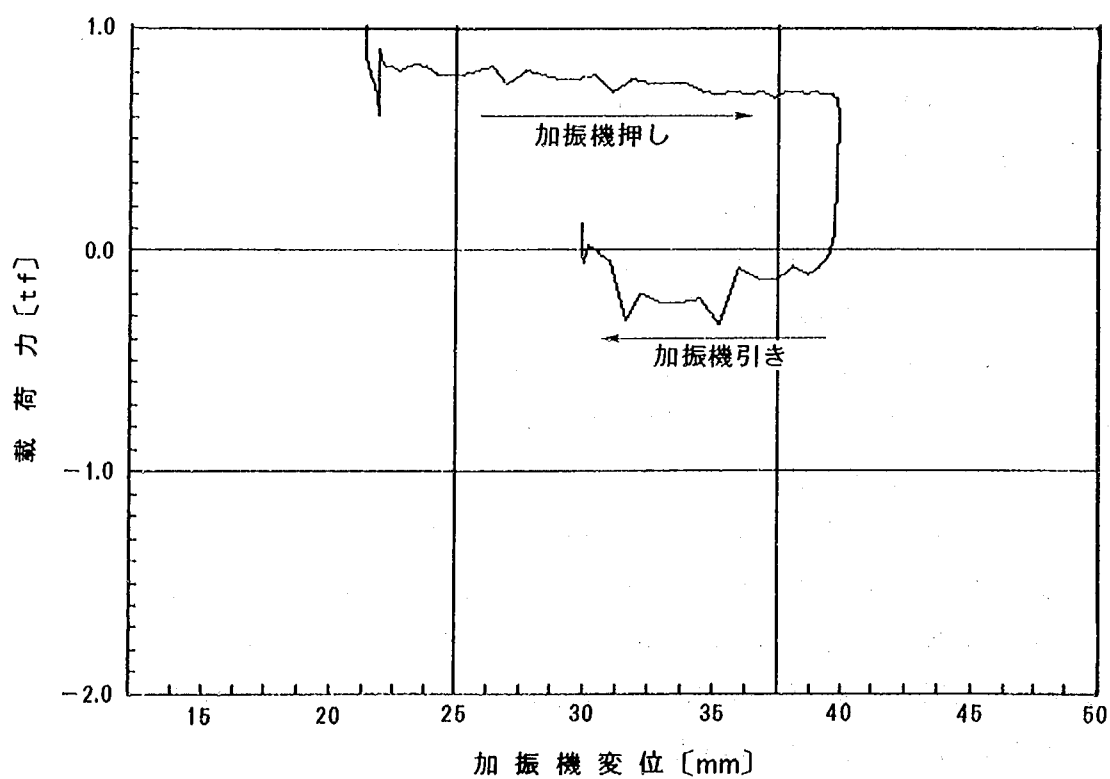


図 2-17 Eタイプ供試体の荷重パターン



(a) 加振機No. 1の载荷履歴



(b) 加振機No. 2の载荷履歴

図2-18 摩擦試験の载荷履歴曲線

3. 二次覆工のない場合の変形および破壊特性

3-1 破壊の進展状況

二次覆工のないDタイプ供試体では、載荷にともなう破壊はリング接合面においてのみ生じ、その他の箇所には損傷は生じなかった。Dタイプ供試体の最終的な破壊状況を図3-1に示す。

図2-5に示したリング接合面(JT-1~3)の中から各々1個のリング継手を選び出し、これらについて載荷荷重の増加に伴う継手近傍のクラックの進展状況(各載荷ループの除荷後の状況)を示した結果が図3-2である。また、図3-3にはリング接合面JT-3におけるリング継手の破壊状況を示している。同一のリング接合面におけるリング継手の損傷は、図3-3に示すようにいずれも似通ったものであり、図3-2に示した結果はそのリング接合面のリング継手を代表する損傷状況を考えてもよい。

これによれば、載荷に伴うリング接合面の損傷状況は以下のようである。

- ① 初期状態から変位4.8mm(3ループ目)に致るまでは載荷荷重の増加に伴ない、前述した定着板に沿った初期クラックが徐々に進展した。特に変位が3.0mm(2ループ目)および4.8mm(3ループ目)の載荷では、定着板の端部位置および定着板の端部からリング接合面に向かう斜めクラックが発生した(JR1-7参照)。
- ② 変位が7.0mm(4ループ目)の載荷途中においては、変位が5.2mm、載荷力が51.4tfに達した時点で、供試体の外側から見て図3-4に示すような大きなクラックが発生した。ただし、このようなクラックはリング接合面JT-3のみに生じ、他のリング接合面には最後まで生じなかった。

なお、この段階に致るまでリング継手近傍の変状にはJT-1~3間で著しい違いがなかった。

- ③ 変位が8.9mm(5ループ目)の載荷になると、新しいクラックの発生はほとんど認められなかったがJT-3におけるクラックが大きく成長し、明らかにこれを視認できるまでに発達した。なお、JT-1およびJT-2においては②の段階から損傷の進展は認められなかった。
- ④ ③の次には加振機の変位振幅として20mmまで載荷する予定としていたが、載荷途中でリング継手の破壊が始まったため、変位振幅が20mmを越して供試体が完全に破壊するまで載荷を継続することとした。

このような載荷を行った結果、まず、変位が11.0mm(最終ループ)載荷力が46.2tfに達した時点で、JT-3のアンカー鉄筋(JR3-3)が一本破断し、その後次々にアンカー鉄筋の破断が起った。最終的には、JT-3の全てのアンカー鉄筋が破断して供試体は破壊に致った。なお、最後のアンカー鉄筋(JR3-5)が破断する直前の変位は19.8mm(最終ループ)、載荷力は3.5tfであった。図3-5にはアンカー鉄筋が破断した変位を示すが、これによればアンカー鉄筋の破断順序は特定の位置から始まったというよりも、ほぼランダムに生じている。

以上がDタイプ供試体の破壊過程である。これにより、以下の点が指摘される。

- 1) リング継手の破壊は結果的にリング接合面JT-3に集中して発生し、他のリング接合面では、リング継手の周辺にクラックが発生しただけにとどまった。このように一次覆工だけのシールドトンネルでは、ある特定のリング接合面に耐力が減少する程度の損傷が生じると、荷重制御の載荷条件では特定のリング接合面のみの損傷が進行しやすい。これは、シールドトンネルの耐震設計上重要であると考えられる。なお、

リング接合面 JT-3 に損傷が集中した原因としては、供試体に対する底面摩擦力の影響により、反力壁側に近いほど、軸力の軽減が大きかったことが挙げられる。

2) リング継手では、定着板に溶接されたアンカー鉄筋が定着板の端部位置において破断している(図 3-3 参照)。これは、载荷に伴う引張力により継手金具面板が“く”の字状に変形し、定着板が内側に曲げられ、これに伴ないアンカー鉄筋に生じた曲げモーメントの影響によるものである。これについては、以前に実施したセグメントの一部を切り出した模型供試体による正負交番载荷実験⁴⁾でも同様な結果が得られている。従って基本的に定着板の変形を抑えるようにすることが、アンカー鉄筋の破断を防止する上で有効と考えられる。

3) 供試体の外周面に生じたクラックは上述のセグメントの一部を切り出した模型実験では認められなかった損傷である。これが生じた原因としては、リング継手のコンクリートのかぶり厚が、以前の実験⁴⁾⁵⁾では 84 mm であったのに対して、今回は 29 mm と小さかったことが挙げられる。

3-2 供試体全体の長手方向の変形特性

供試体全体の長手方向の変形と载荷荷重の関係を見るために長スパン相対変位計による変位と载荷荷重との履歴を示した結果が図 3-6 である。

引張側および圧縮側の最大荷重はともに変位が 4.8 mm のループ(3 ループ目)において生じており、それぞれ 52.5 tf, 46.2 tf である。その後、供試体の外周面に前述したクラックが生じると、これに伴ないアンカー鉄筋が降伏し、供試体の耐力は低下した。なお、後述するようにアンカー鉄筋が破断するまでは、3 箇所 of リング接合面における変形はほぼ同程度であるから、1 箇所当りのリング接合面に生じた変位量は図 3-6 に示した変位量の $\frac{1}{3}$ 程度と考えることができる。ただし、アンカー鉄筋の破断開始後の変位には、JT-3 における変位が大きく寄与している。

なお、アンカー鉄筋が最終的に全て破断した時の変位量は 21.8 mm であった。

3-3 アンカー鉄筋および継手金具面板の変形

上述したように、シールドトンネル全体としての破壊は最終的に JT-3 断面におけるアンカー鉄筋の破断によって生じたものである。従って、ここでは、アンカー鉄筋およびリング継手金具面板のひずみをもとに、継手部の変形特性を検討してみよう。ただし、今回の実験では JT-2 においてのみアンカー鉄筋およびリング継手金具面板のひずみの計測を行ったため、破壊した JT-3 での検討は行なうことができない。

図 3-7 は、リング継手 JR 2-4 (図 2-5 参照)におけるアンカー鉄筋のひずみの载荷履歴を示したものである。リング接合面 JT-2 においては他のアンカー鉄筋についてもひずみを計測しているが、いずれも図 3-7 に示した JR 2-4 とほとんど同一の特性を示している。これは、後述するように、同一のリング接合面においては、ボルト軸力は、ほぼ同程度の値をとるためである。

図 3-7 より、以下の事項が指摘される。

1) 表 2-1 に示したように、アンカー鉄筋の降伏ひずみは 1800 μ 程度であり、アンカー鉄筋の継手金具に最も近い部分は変位が 7.0 mm の载荷(4 ループ目)途中のほぼ 5.2 mm (载荷荷重 51.4 tf) の段階で降

伏している。これ以後は、塑性ひずみが大きく進展し、測定精度があやしいが、5000 μ 程度のひずみに達している。

2) 変位が5.2mm(4ループ目)の時のA-1およびA-2点におけるひずみは、それぞれ、約1600及び1000 μ である。従って、両測点におけるアンカー鉄筋の軸力は約2.21 tf および1.38 tf になり、両者間で0.83 tf の差を生じている。これは、コンクリートの付着により、負担されているはずであり、平均付着応力度を求めると $0.83 \text{ tf} \div 25.13 \text{ (外周面積) cm}^2 = 33.0 \text{ kgf/cm}^2$ 程度となる。

3) 図3-7中の点線は載荷力がアンカー鉄筋だけで負担された場合の載荷力とアンカー鉄筋のひずみの関係を示したものである。これによれば、引張力が増加し、図中のP点を越えると履歴曲線は点線に漸近しており、全載荷力がアンカー鉄筋により負担されるようになることを示している。従ってP点における荷重値はアンカー鉄筋の他に継手金具と周辺コンクリート間との付着に対応するものと考えることができる。A-1におけるP点の荷重を求めると約4 tf となる。図3-8に示すように金具面板の接触面積を求めると約205 cm^2 となり、付着応力は

$$4 \text{ tf} \div 205 \text{ cm}^2 = 19.5 \text{ kgf/cm}^2$$

程度となる。

次に、リング継手JR2-4(図2-5参照)における継手金具面板のひずみの履歴を図3-9に示す。ただし、前述のアンカー鉄筋のひずみと同様にJT-2における他の継手においても図3-15とほとんど同様な結果を示している。

これによれば以下の点が指摘される。

1) 面板のひずみはP-1の方がP-2の約3.5倍大きくなっている。これは面板が図3-10に示すように変形したためである。

2) P-1では、変位3.0mmの載荷(2ループ目)途中の変位が約1.8mm(荷重約42 tf)の段階で、降伏が生じている。従って面板の降伏は前述したアンカー鉄筋よりも早く生じている。なお、P-1において面板が降伏したということは、面板と定着板との接合部においても降伏している可能性が高い。ただし、これは継手金具に対するコンクリートの拘束条件によって変化するため今回の実験からはよくわからない。

3-4 リング継手における相対変位

図3-11はリング接合面JT-1~3における隣接リング間の相対変位と載荷荷重との履歴曲線を示したものである。

ここで同一のリング接合面では図2-12に示したように、それぞれ4箇所隣接リング間の相対変位を測定しているため、ここでは同一リング接合面上の4箇所の相対変位を平均した値によって履歴曲線を示している。これによれば変位が7.0mmのループ(4ループ目)の載荷途中で変位振幅が6.4mmに達するまではいずれのリング接合面においても同じような特性を示しているが、変位振幅が6.4mm以降においてはJT-3においてのみ継手間の相対変位の増加が著しく進展し、他のリング接合面では相対変位の増加がほとんど認められない。変位が7.0mmのループ(4ループ目)において変位振幅が5.2mmとなった時には前述したように、リング継手位置において供試体外周面に達するコンクリートの著しいクラックが生じ

ている。従って、このようなクラックがリング接合面 JT-3 に最初に発生したことがこれ以降の載荷においてこの箇所に損傷の進展が集中した原因だと考えられる。

図 3-12 は、リング継手の相対変位の分布を載荷ステップに伴って示したものである。図 3-12(a)によれば、前述したように供試体外周面にクラックが発生した変位が 7.0 mm のループ (4 ループ目) 以降では、JT-3 においてのみリング継手の相対変位が増加している様子がわかる。また、図 3-12(b)~(d) はリング継手の相対変位が円周方向にどのように分布するかを示したものである。これらの結果によれば、リング継手に生じる相対変位は円周方向には、最終的に JT-3 におけるアンカー鉄筋の破断が全て終了するまで、ほぼ同程度の値となっている。

3-5 リング継ボルトの軸力

図 3-13 は各リング接合面における継ボルトの軸力と載荷荷重との履歴曲線を示したものである。図中には継ボルトで固定されている隣接したリング継手金具面板が完全に離れ、引張力が継ボルトで全て負担された場合の継ボルト軸力と載荷荷重の関係も示している。図 3-13 の結果を考察する前に、継ボルトに生じる軸力と載荷力との関係を一般的に示すと以下ようになる。すなわち、図 3-14 に示すように、載荷前のセグメント接合面には継ボルトの締付け力 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 3-14(a))。この状態で比較的小さな荷重 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の弾性回復により、圧縮力 Q は ΔQ だけ減少する。この時ボルト軸力は ΔN だけ増加するが、これは $P - \Delta Q (< P)$ である (図 3-14(b))。すなわち、載荷力が小さい場合には、継ボルトに作用する荷重の増分は載荷力の増分より小さい。載荷力が大きくなりセグメント接合部が開くと (図 3-14(c)) 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ボルトには載荷力が直接作用し、載荷力の増分が継ボルトの荷重増分に等しくなるのである。更にここでセグメント接合面が降伏し、その弾性回復が期待できず、残留変形が生ずれば初期状態に戻る段階で載荷力の減少分は残留変形部に消費され、その結果継ボルトに作用する圧縮力が減少することが有り得ると考えられる。従って載荷力と継ボルトに生じる軸力の関係を模式化して示すと図 3-15 のようになる。

以上のような関係を念頭に置いて図 3-13 の結果を考察すると以下のことが指摘される。

1) ボルト軸力と載荷力の履歴は図中に破線で示した載荷力をボルトが全て受持った場合の関係になっていない。これは図 3-14 に示したような継手金具面板の完全な離間が生じていないためか、もしくは、ボルト軸力の測定の誤差によるものと考えられる。

2) 初期軸力は載荷をくり返すにつれて減少する。JT-3 で最終的な破断が生じた段階では、JT-1 では 5.34 tf から 3.33 tf (62.4%) に、また、JT-2 では 4.92 tf から 3.23 tf (65.7%) に、それぞれ減少している。ここでボルト軸力の低下は、変位 1.3 mm (1 ループ目) においてもすでにかなり生じていることが興味深い。これは前述したように、このような段階で、もうすでに継手面板の降伏が生じているためである。

継ボルトの軸力がリング接合面 JT-1~3 においてどのような関係になっているか、また同一のリング接合面においては、どのような分布となっているかを示すと図 3-16 のようになる。図 3-16(a)によれば変位が 7.0 mm のループまでは継ボルトの軸力は JT-1~3 の各リング接合面間ではほぼ等しいが、こ

れ以降はJT-3で著しい値の変動（最終的には顕著な軸力の低下）が生じているのが認められ、また図3-16(b)~(d)によれば変位が4.8mmのループまでは各断面内での継ボルト軸力の変動が各ループ間でほぼ一様である。

3-6 セグメント継手の相対変位および継ボルトの軸力

セグメント継手の相対変位およびセグメント継ボルトの軸力は同一箇所では計測できないために図2-12に示すように、それぞれSG3断面およびSG4断面において計測した。いずれのセグメント接合面においても同様の傾向を示すため、同一のセグメント接合面にあるDP-1およびB-17の履歴曲線を示すと図3-17および図3-18のようになる。図3-17によれば荷重が10t程度の時に一時的に0.33mm程度の相対変位が生じているが、これを除けばセグメント継手の相対変位は全載荷を通じてほぼゼロであるといってもよい。このことは、軸方向に対して、セグメントは基本的に軸方向の変形を生じるのみで、円周方向にはほとんど力が作用しないことを意味している。なお荷重10t程度の時に、1回のみの相対変位が生じた理由ははっきりしない。また円周方向の分布を示すと図3-19のようになり、4箇所の測定位置で開きと閉じが交互に生じていることが興味深い。

一方、図3-18によればセグメント継ボルトの軸力は載荷力にかかわらずほぼ一定値を保っている。これは全ての載荷過程を通じてボルトには軸力が作用しなかったことを示すものであり、セグメント接合面間に相対変位が生じなかったことと対応している。また、ボルトに軸力が作用しないため、リング継ボルトに見られるような（図3-13参照）載荷に伴う初期軸力の低下は生じていない。

以上の結果によれば、今回のように長手方向力を受けた場合には、セグメントの円周方向に作用する力は微小であり、セグメント継手にはほとんど軸力が生じず、また相対変位も生じない。このことは、従来実施してきたセグメントの一部を図3-20のように切り出した部分模型による載荷実験結果⁴⁾が長手方向力を受けるシールドトンネルの挙動を把握する上で妥当であることを示している。ただし本実験に用いた供試体は外径が1.8mに対して一次覆工の厚さが125mmと比較的厚いものである。従って外径に対して一次覆工の厚さが相対的に小さく、面外変形が生じやすいようなシールドトンネルでは、今回の検討よりもさらに大きな円周方向の変形が生じることも予想され、この点については今後別途検討が必要であろう。

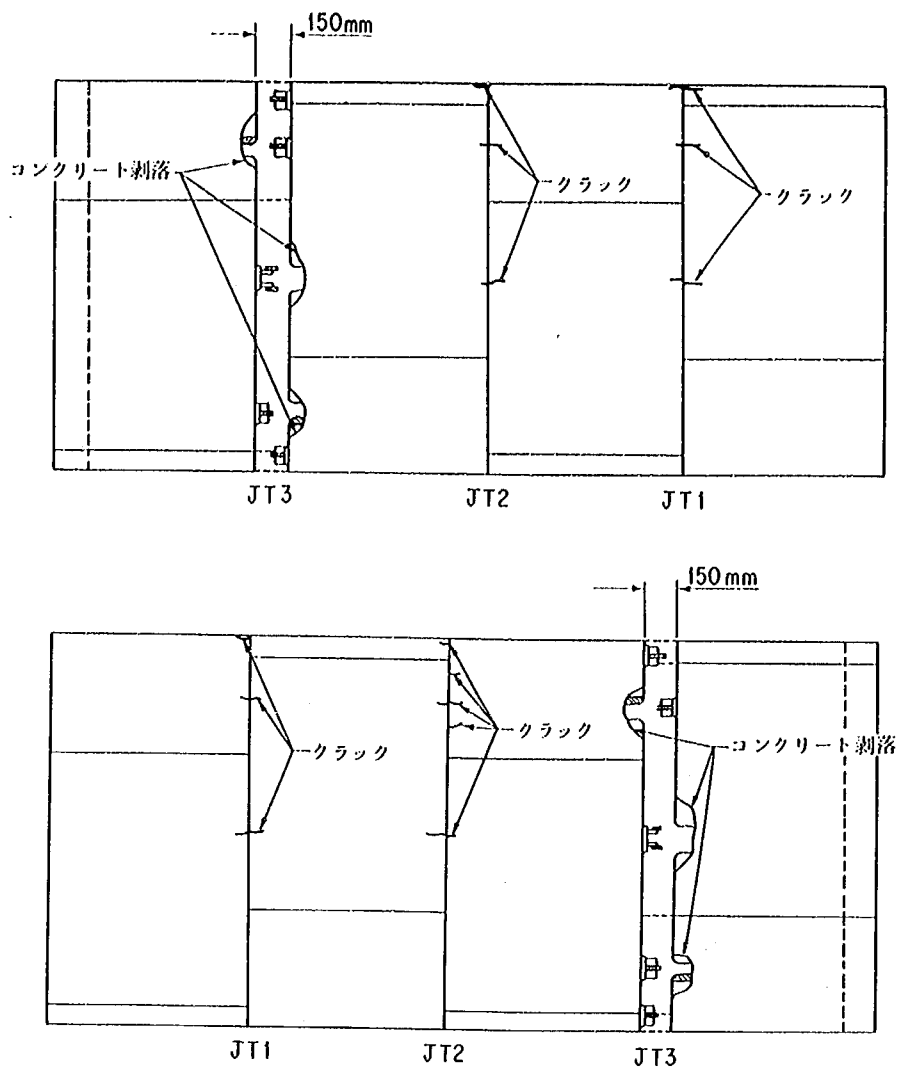


図 3-1 Dタイプ供試体の破壊状況

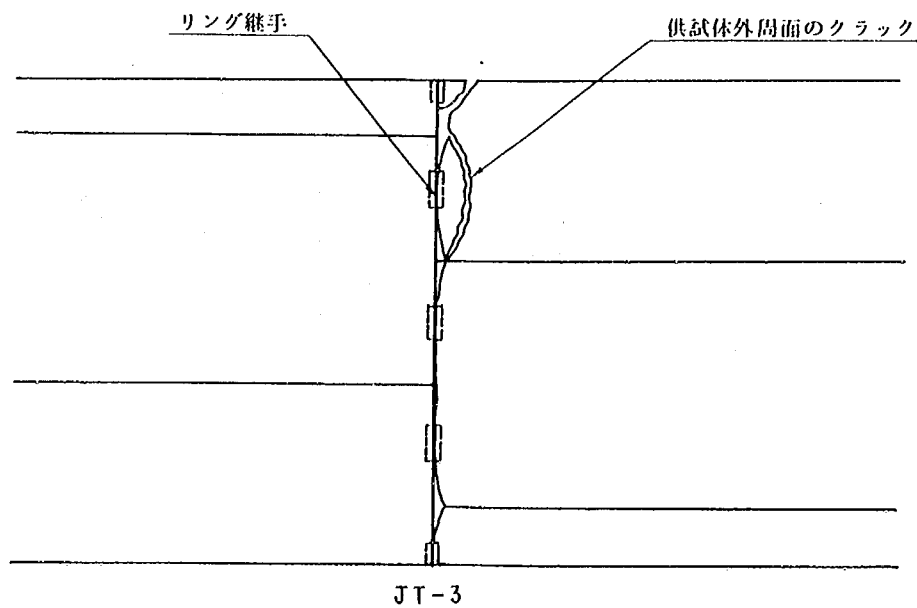


図 3-4 供試体の外周面に生じたクラック

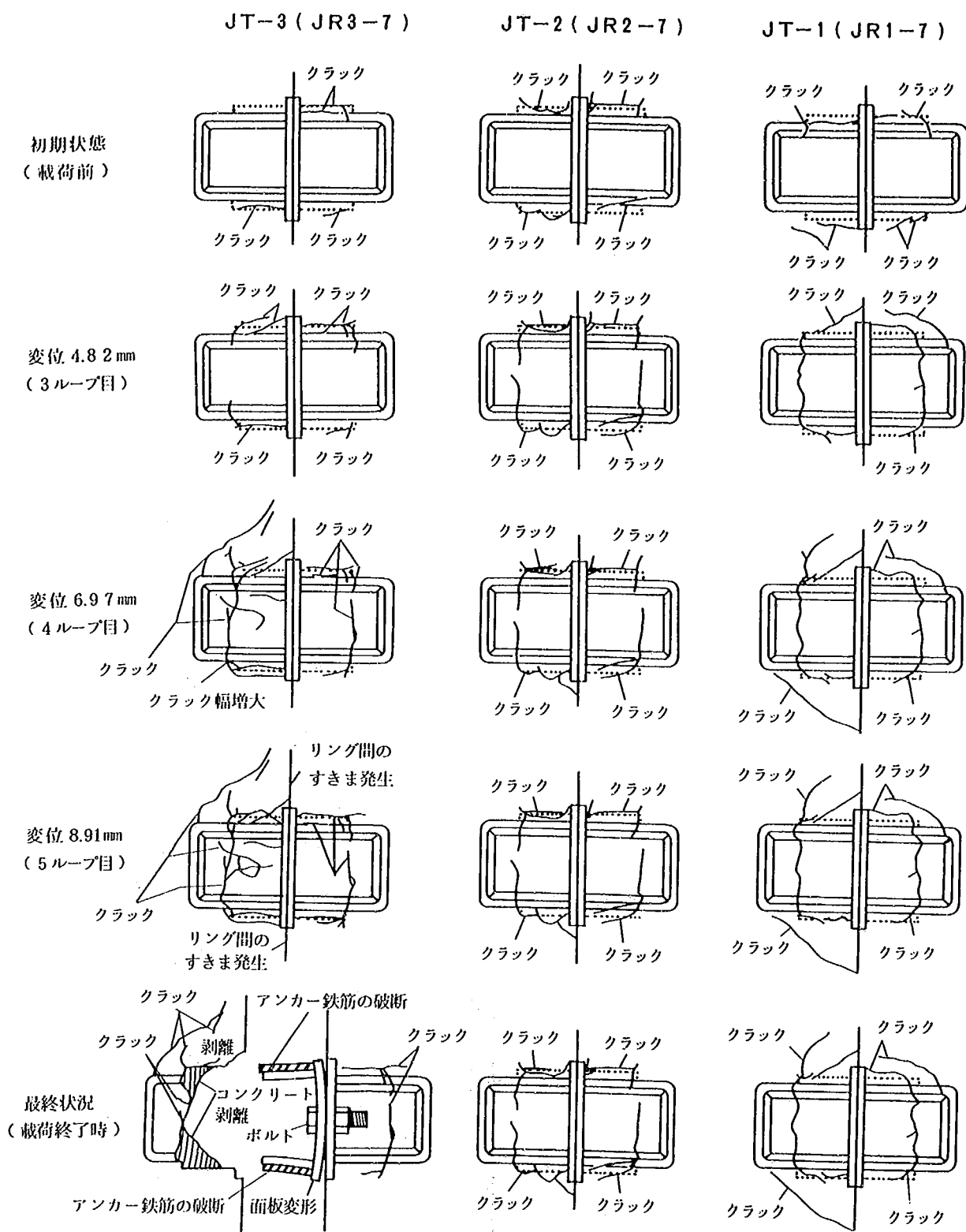
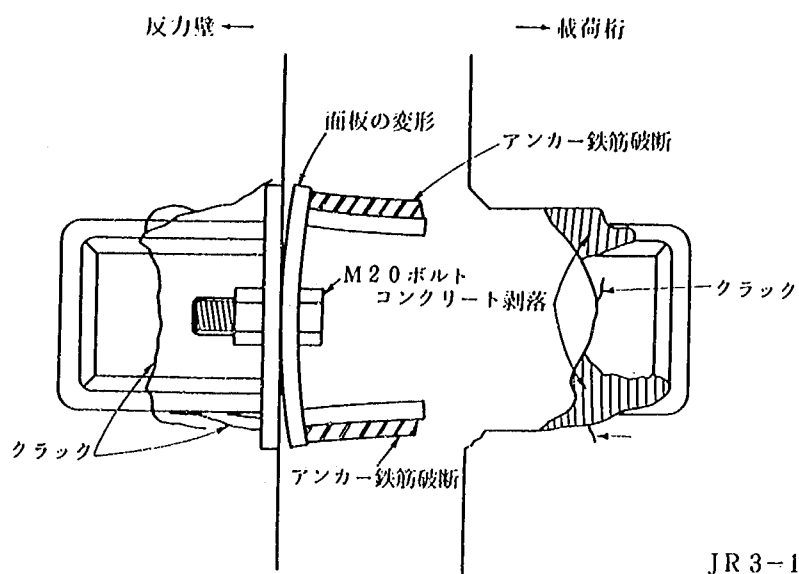
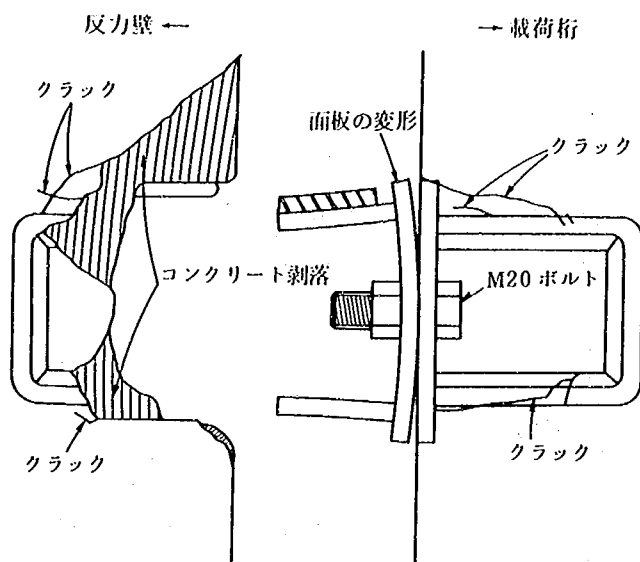


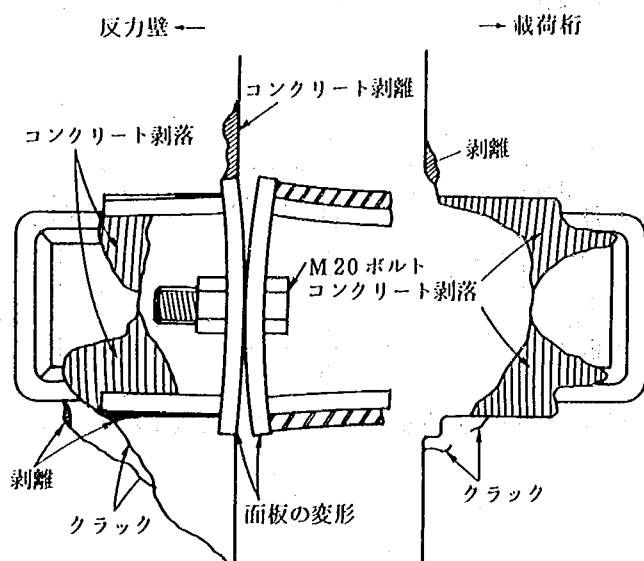
図 3-2 クラックの進展状況



JR 3-1 破断状況

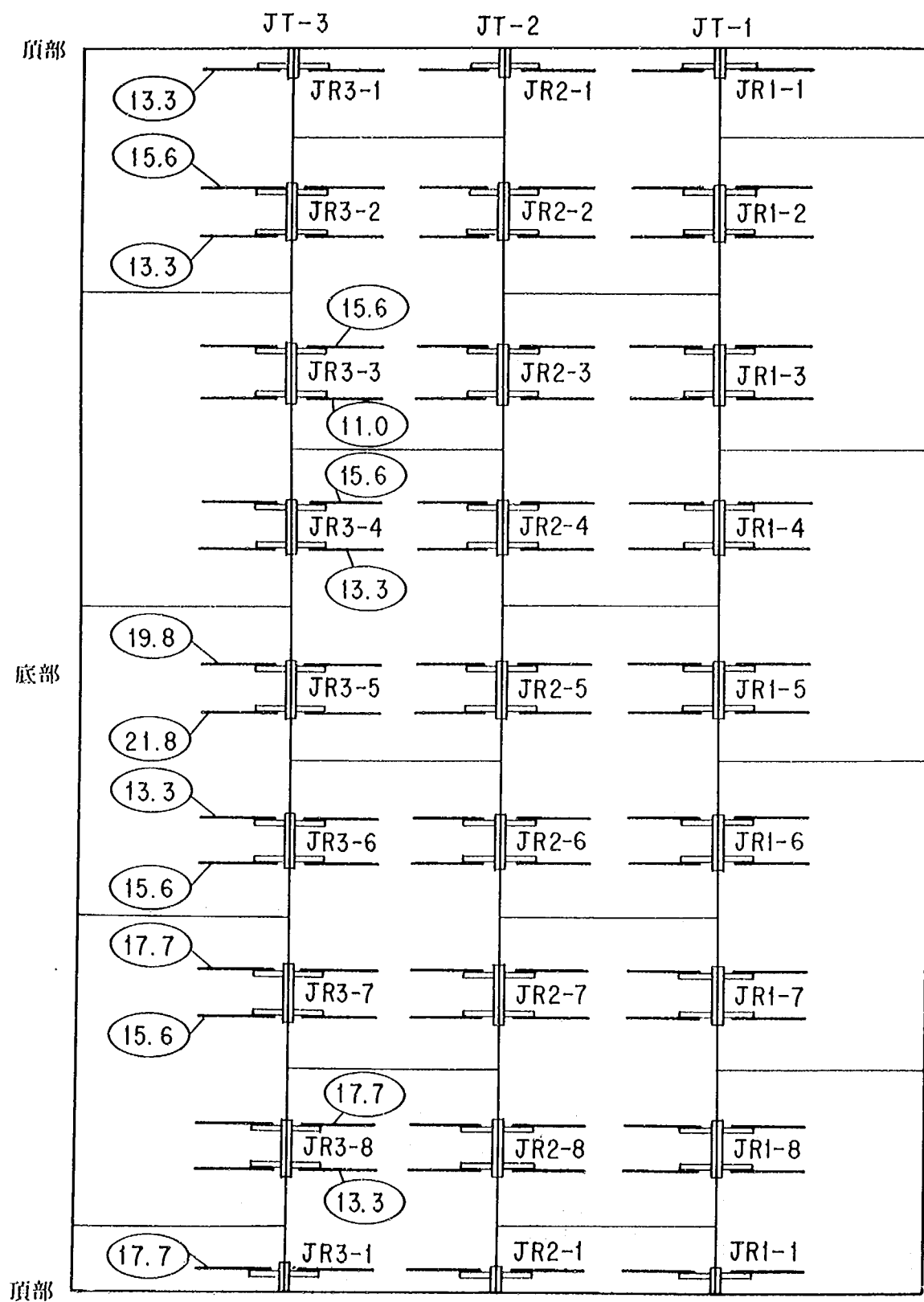


JR 3-5 破断状況



JR 3-3 破断状況

図 3-3 リング継手の破壊状況



注) ○内の数字はアンカー鉄筋が破断した変位振幅(6ループ目の載荷)を示す〔mm〕

図3-5 Dタイプ供試体のアンカー鉄筋の破断順序

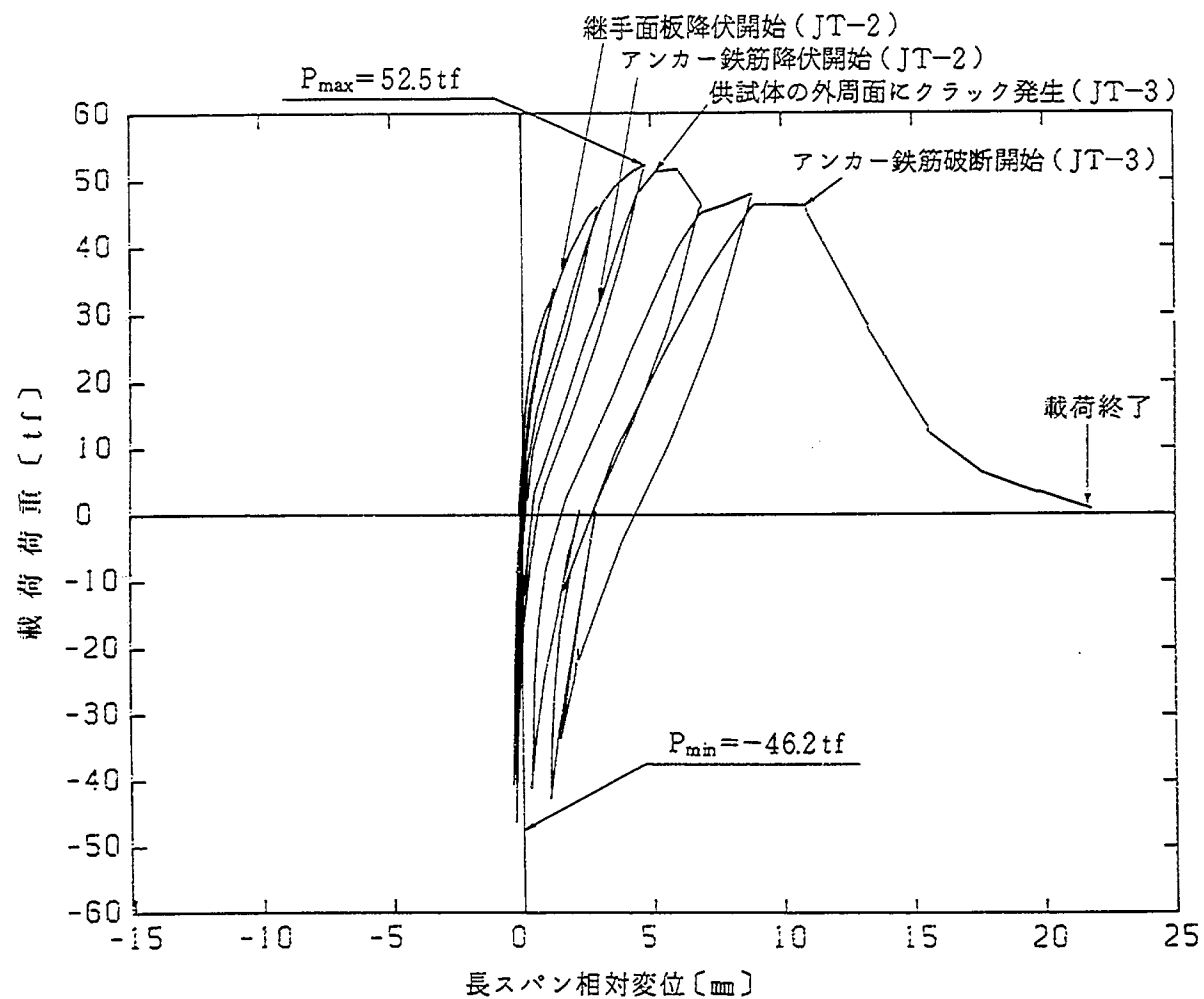


図3-6 Dタイプ供試体の載荷履歴

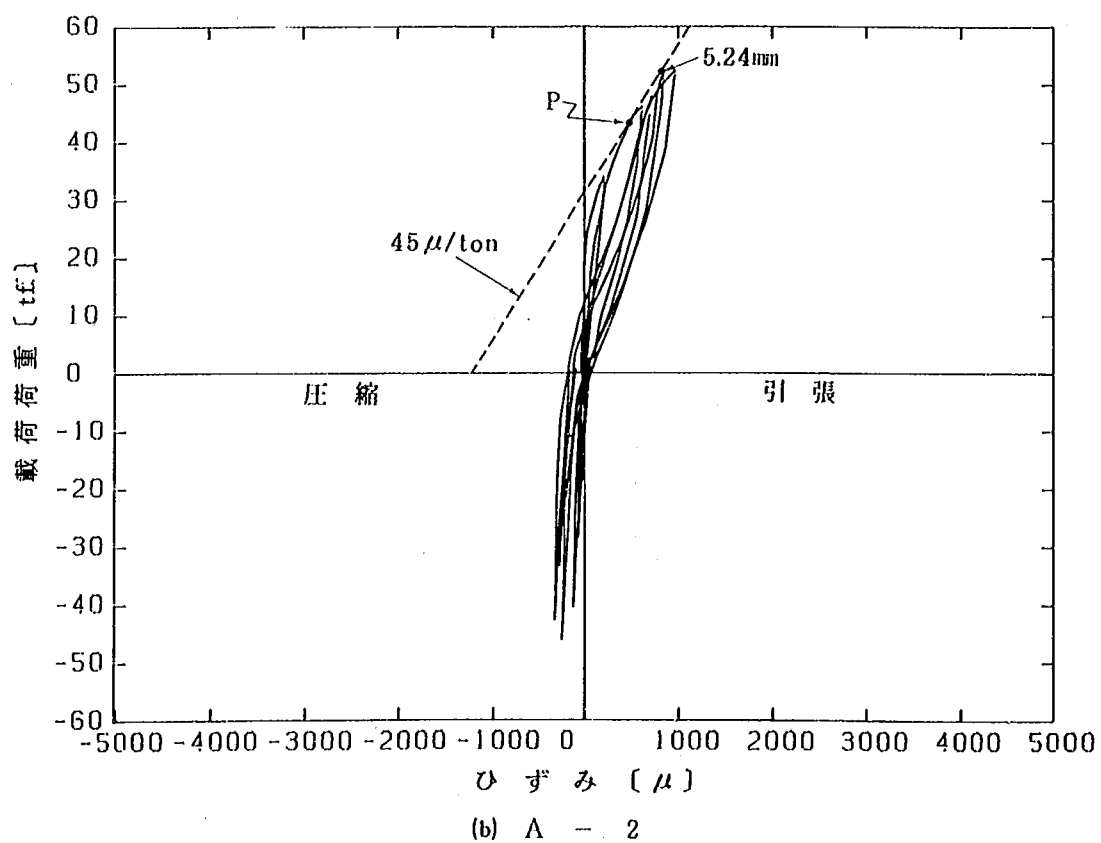
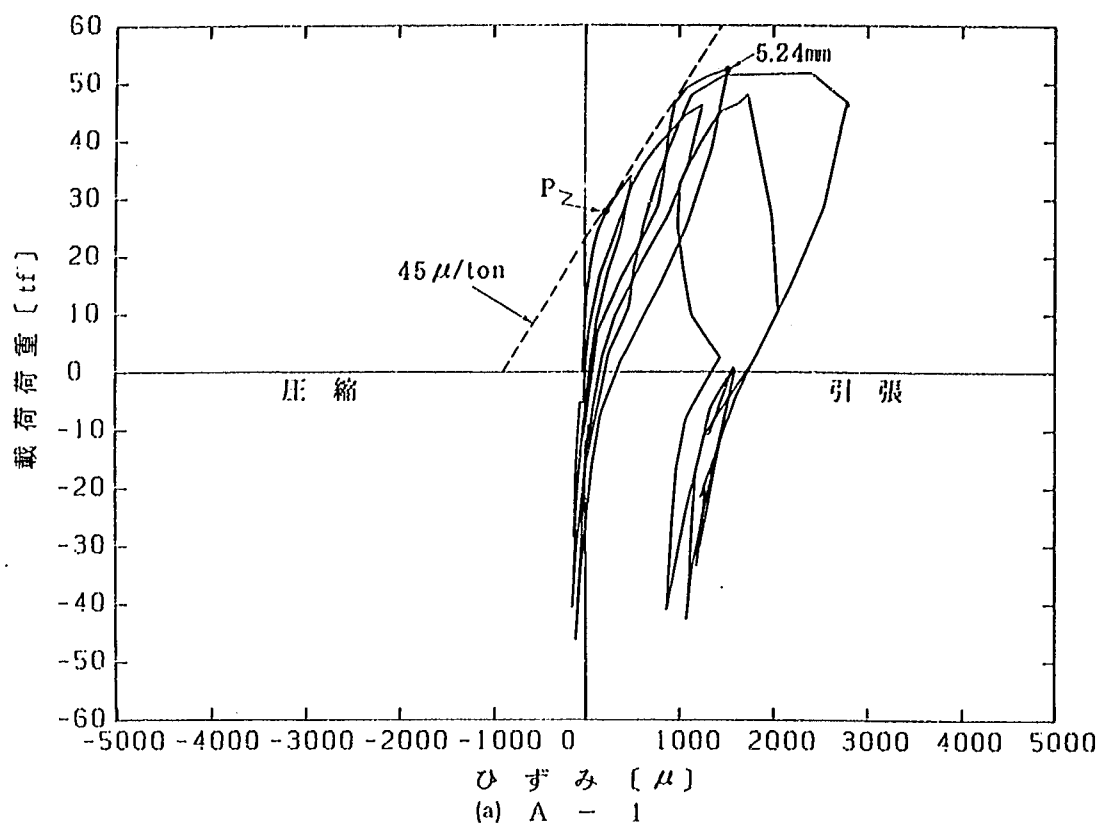


図 3-7 アンカー鉄筋のひずみの履歴図

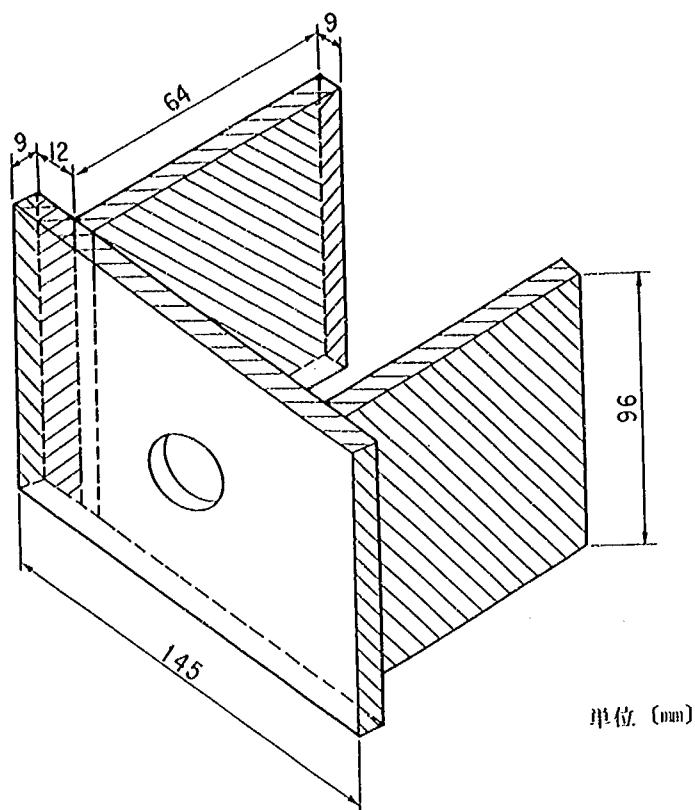


図3-8 リング継手とコンクリートの付着部分

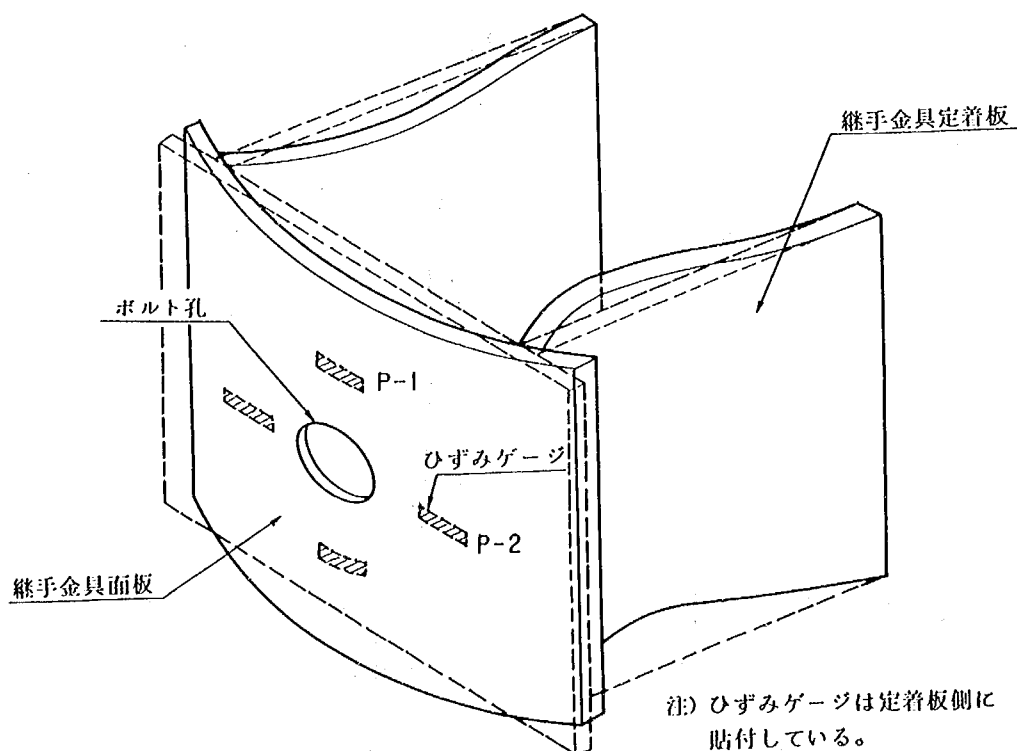


図3-10 リング継手金具の変形 (概念図)

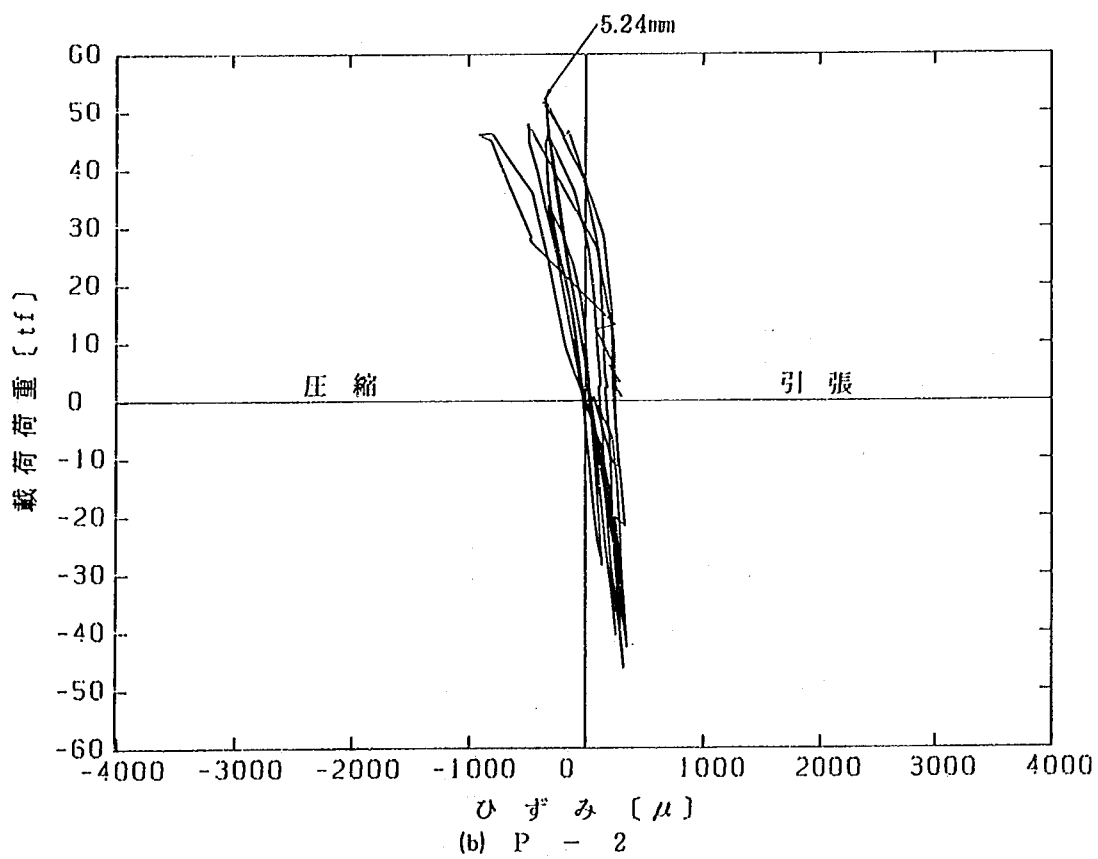
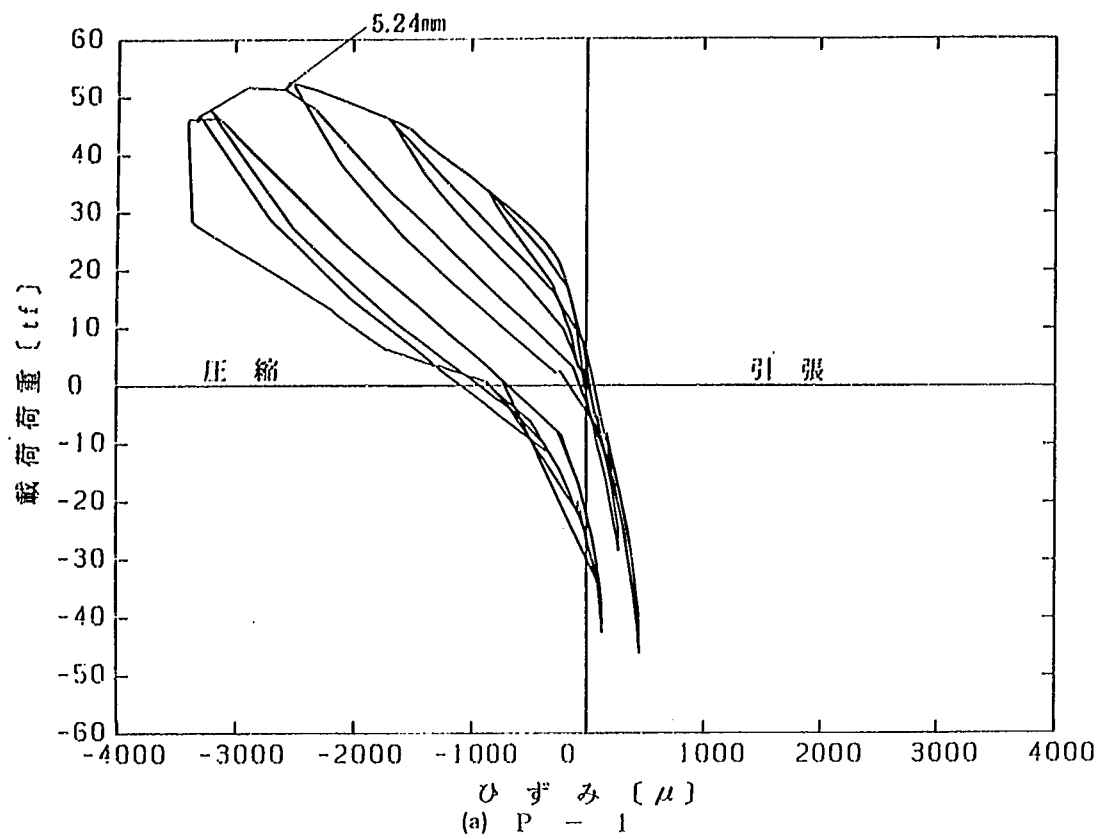
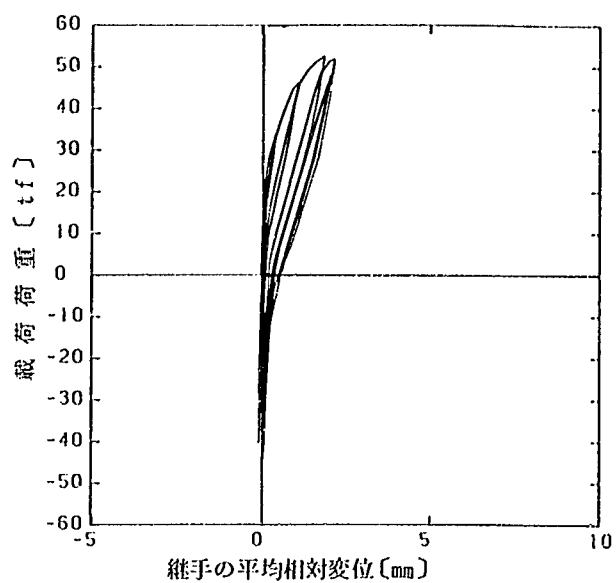
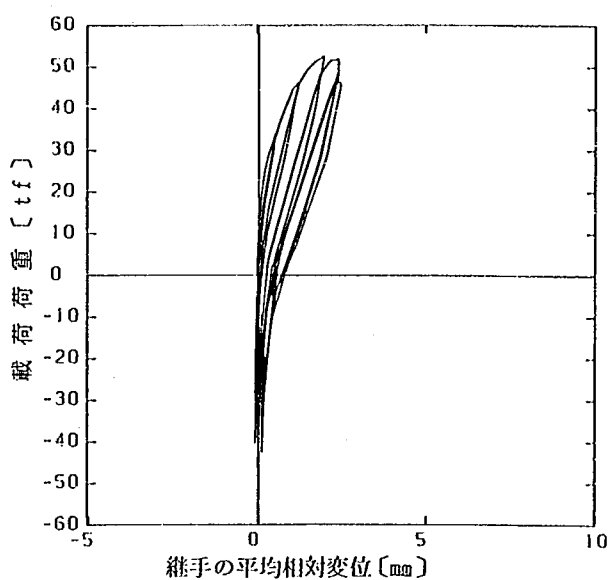


図 3-9 リング継手金具面板のひずみの履歴図



(a) JT-1



(b) JT-2

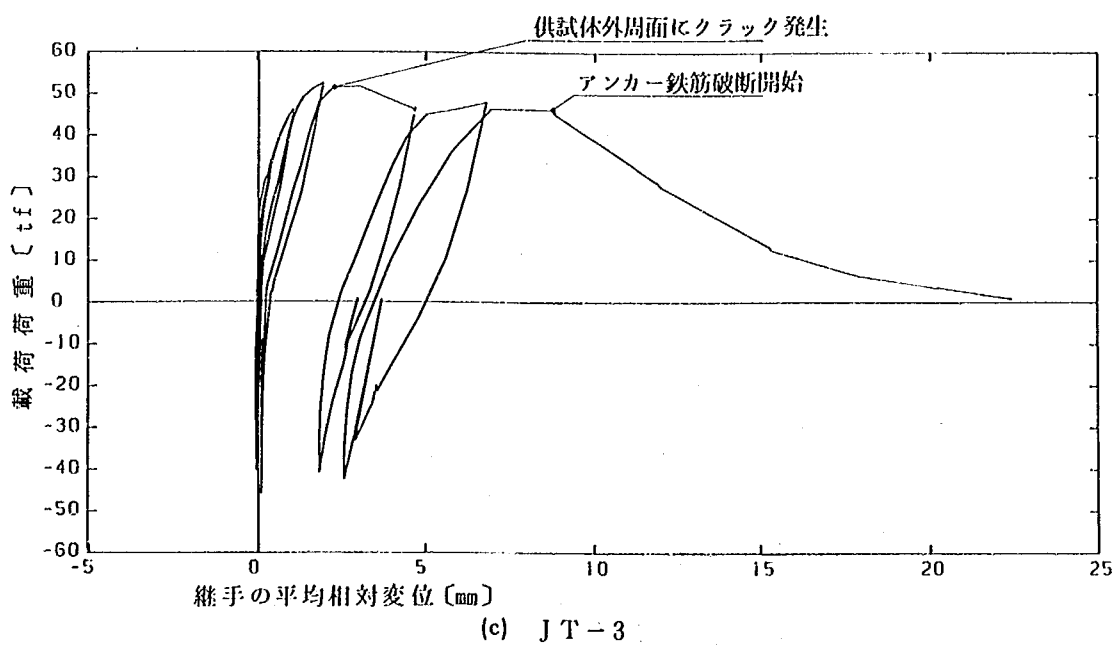
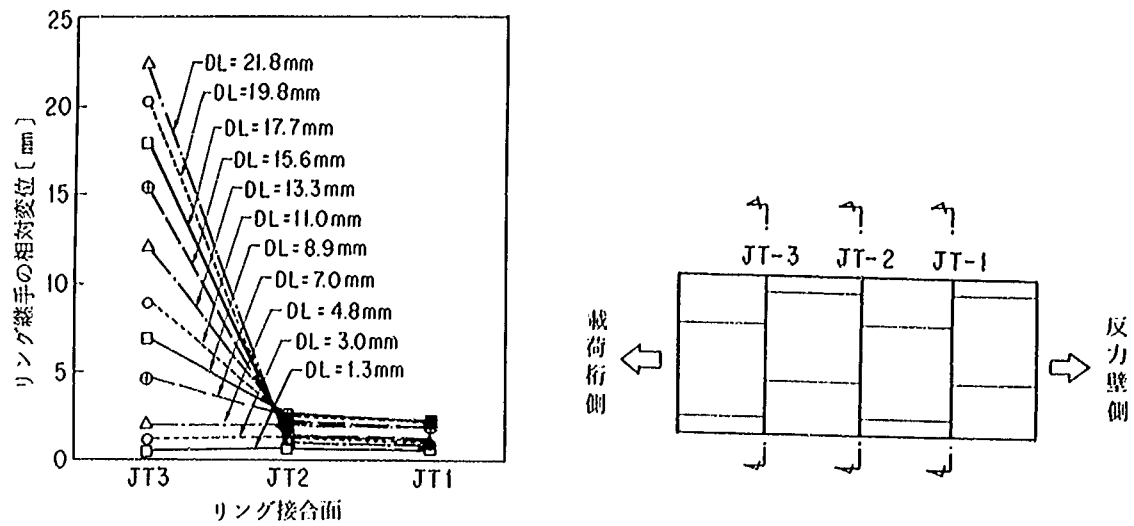
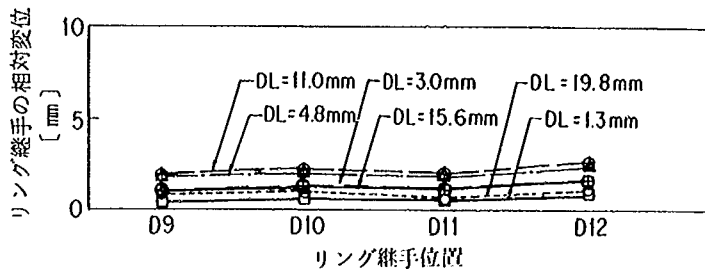


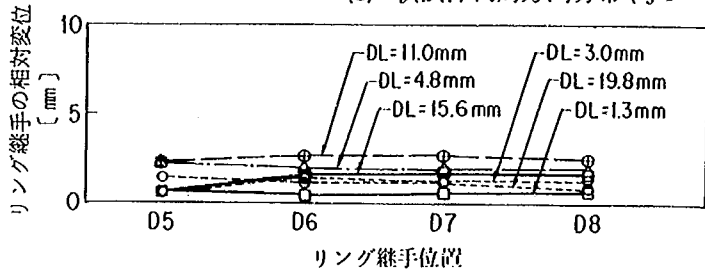
図3-11 リング継手の相対変位の履歴図



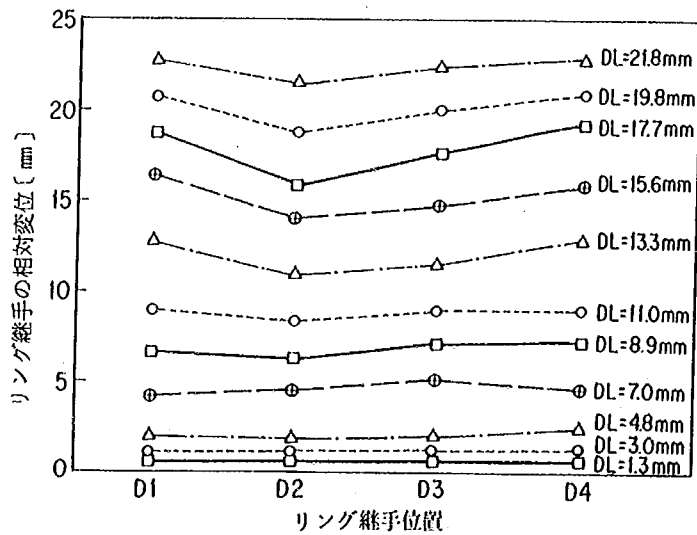
(a) 供試体軸方向分布



(b) 供試体円周方向分布 (JT-1)

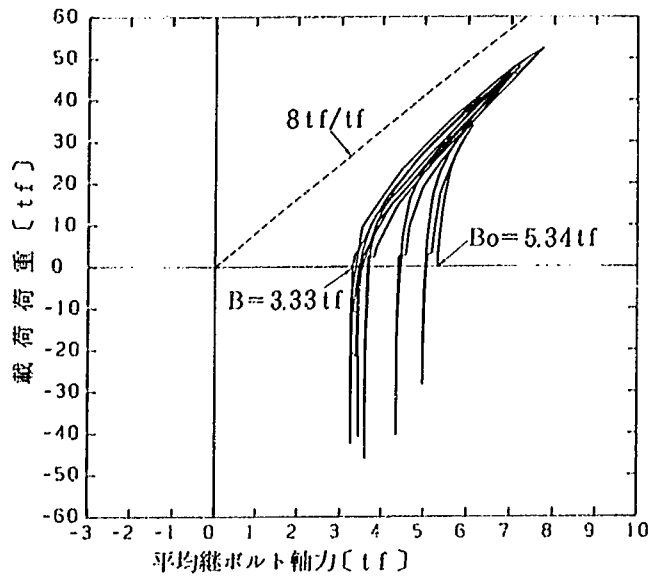


(c) 供試体円周方向分布 (JT-1)

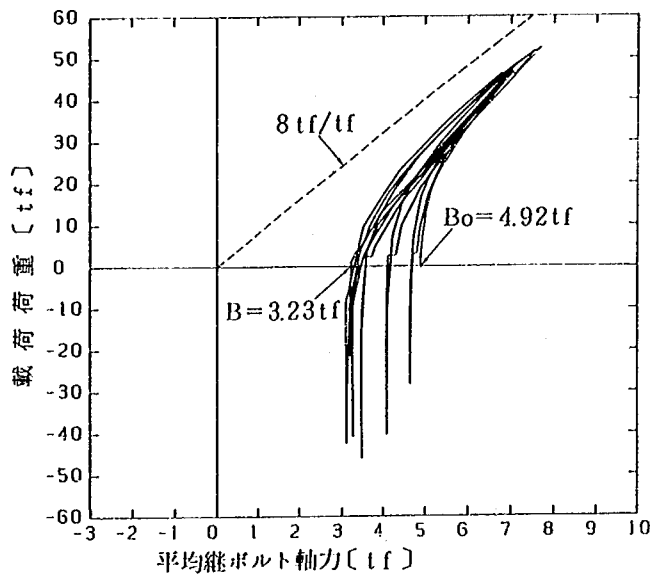


(d) 供試体円周方向分布 (JT-3)

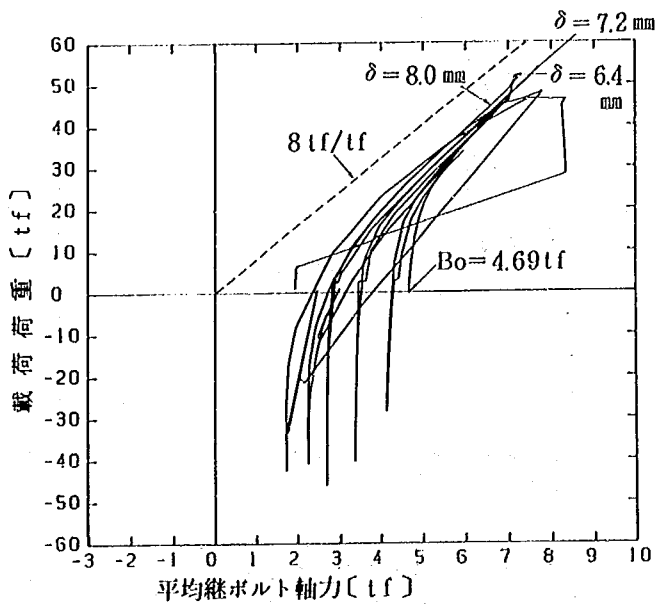
図3-12 荷重ステップに伴うリング継手の相対変位の分布



(a) JT-1



(b) JT-2



(c) JT-3

図3-13 リング接合面における平均継ボルト軸力の履歴

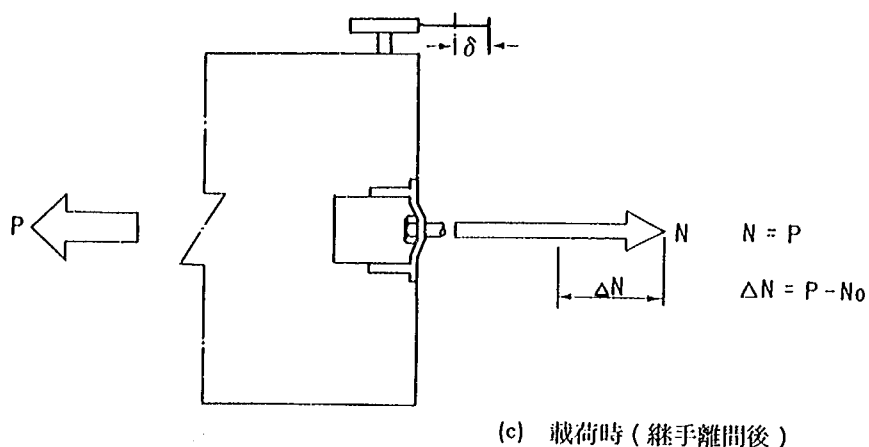
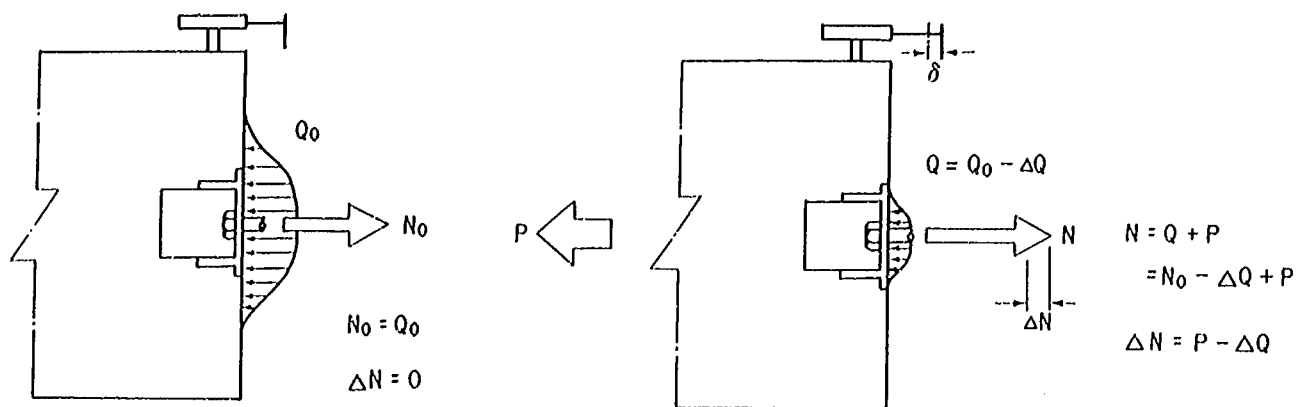


図 3-14 リング継手部の挙動

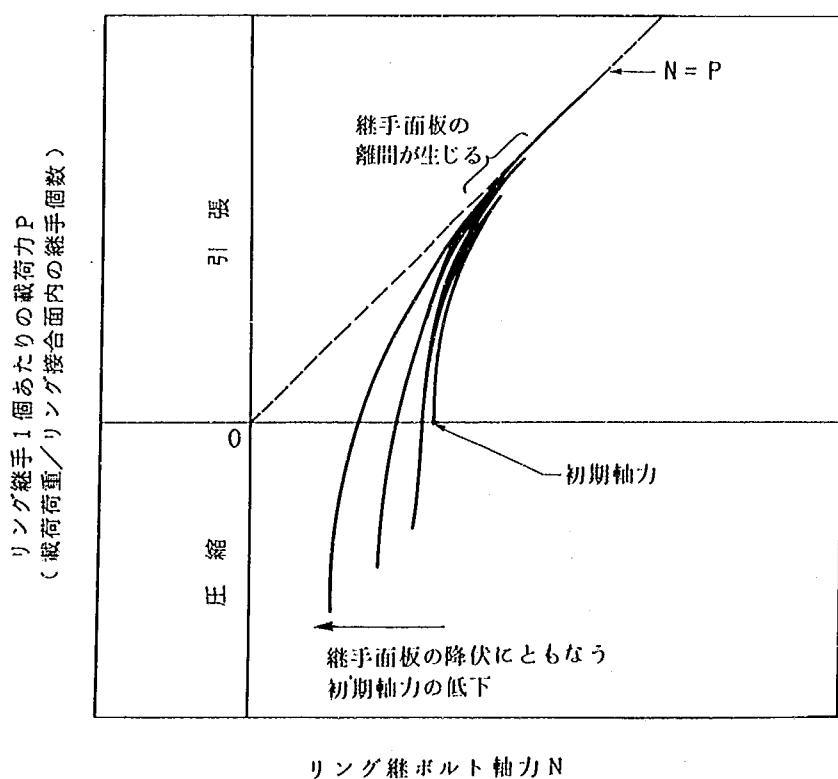
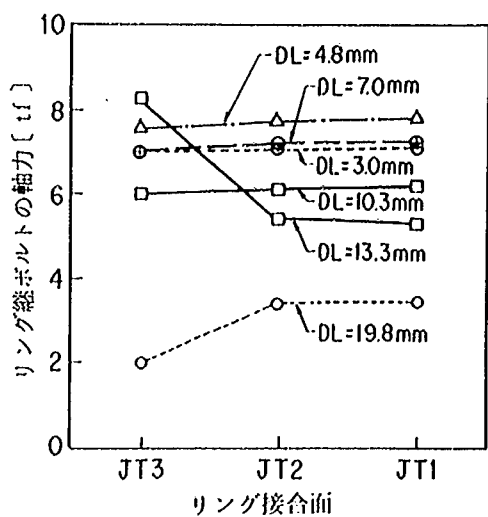
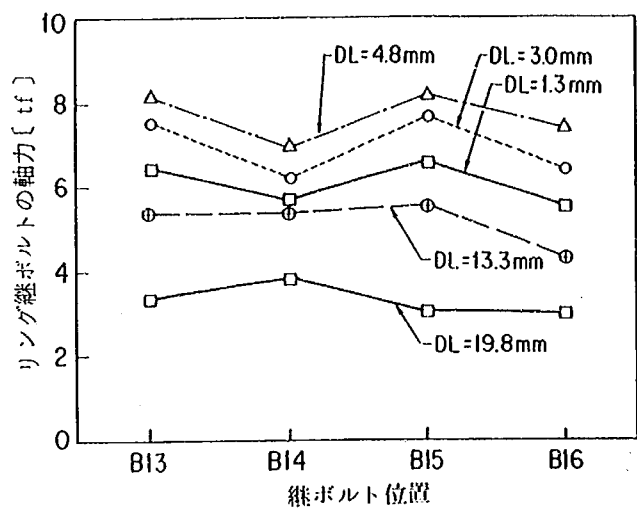


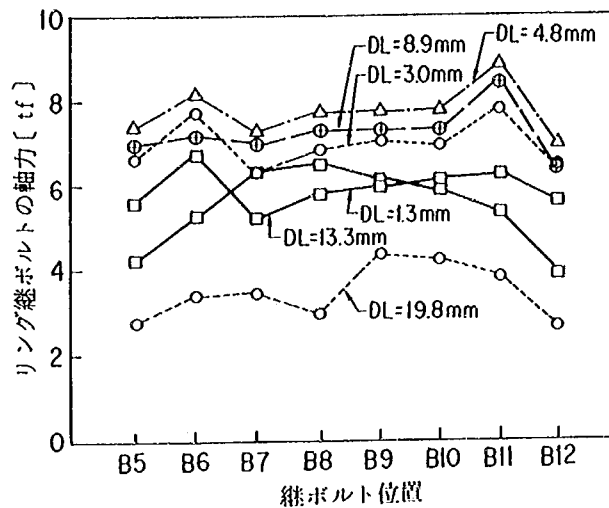
図 3-15 載荷力とリング継ボルトの軸力の関係



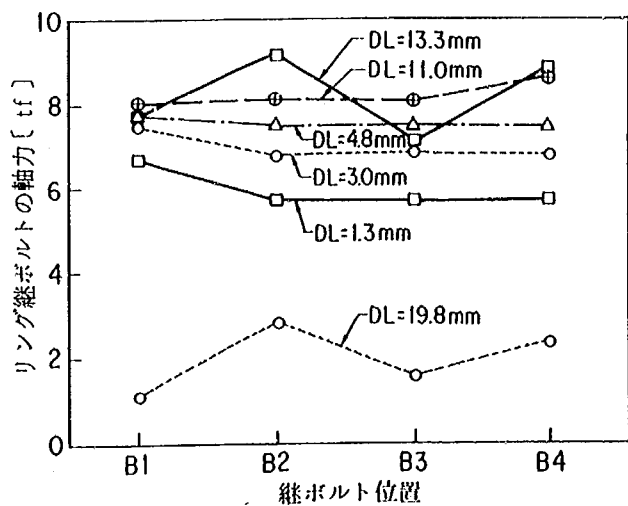
(a) 継ボルト軸力（同一リング接合面における平均値）の軸方向の分布



(b) JT-1における継ボルト軸力の分布



(c) JT-2における継ボルト軸力の分布



(d) JT-3における継ボルト軸力の分布

図3-16 リング継ボルトの軸力の分布

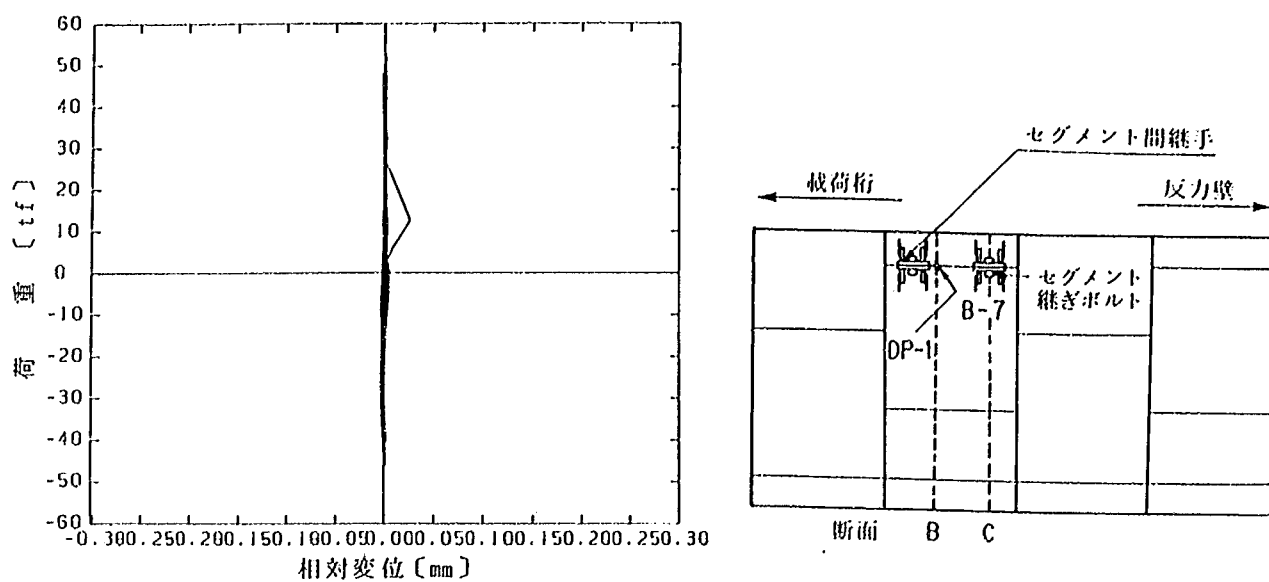


図 3-17 セグメント継手の相対変位の履歴 (DP-1)

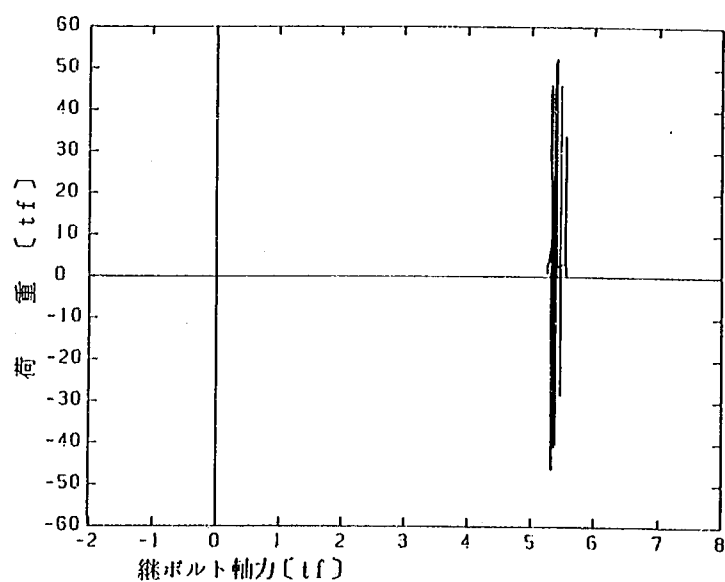


図 3-18 セグメント継ボルトの軸力の履歴 (B-17)

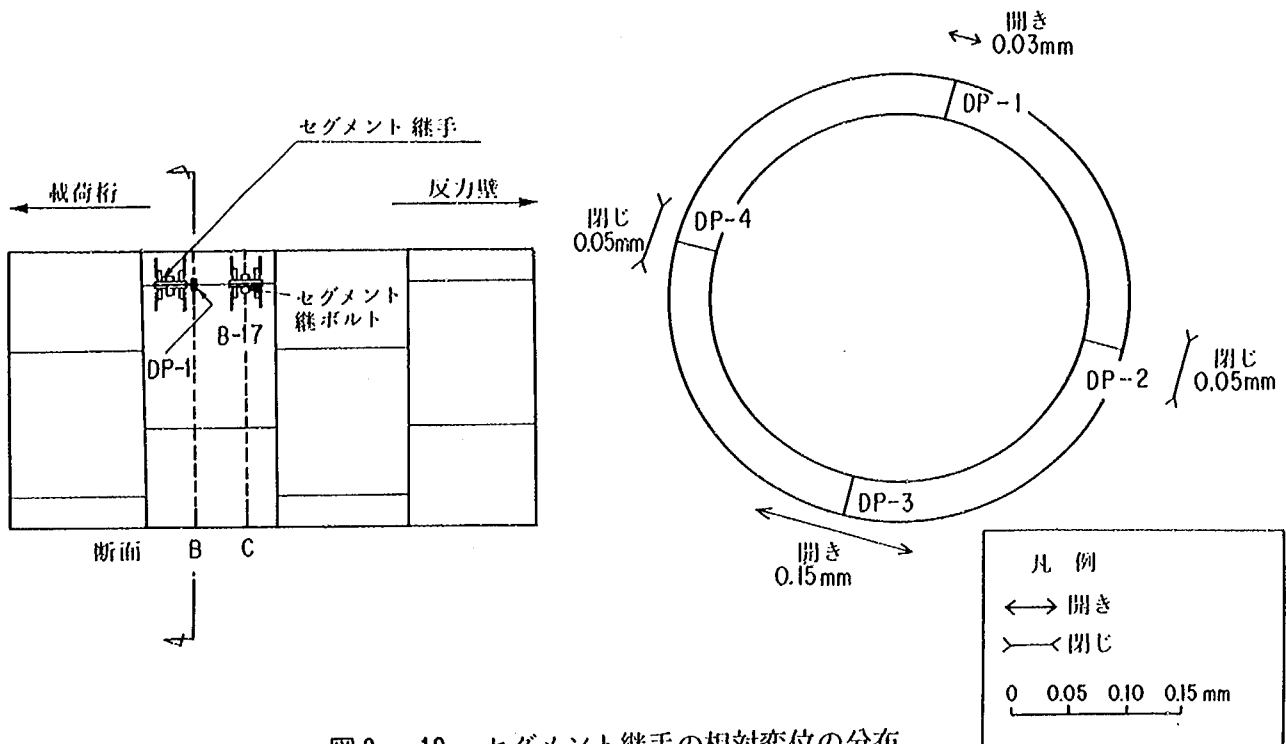


図 3-19 セグメント継手の相対変位の分布

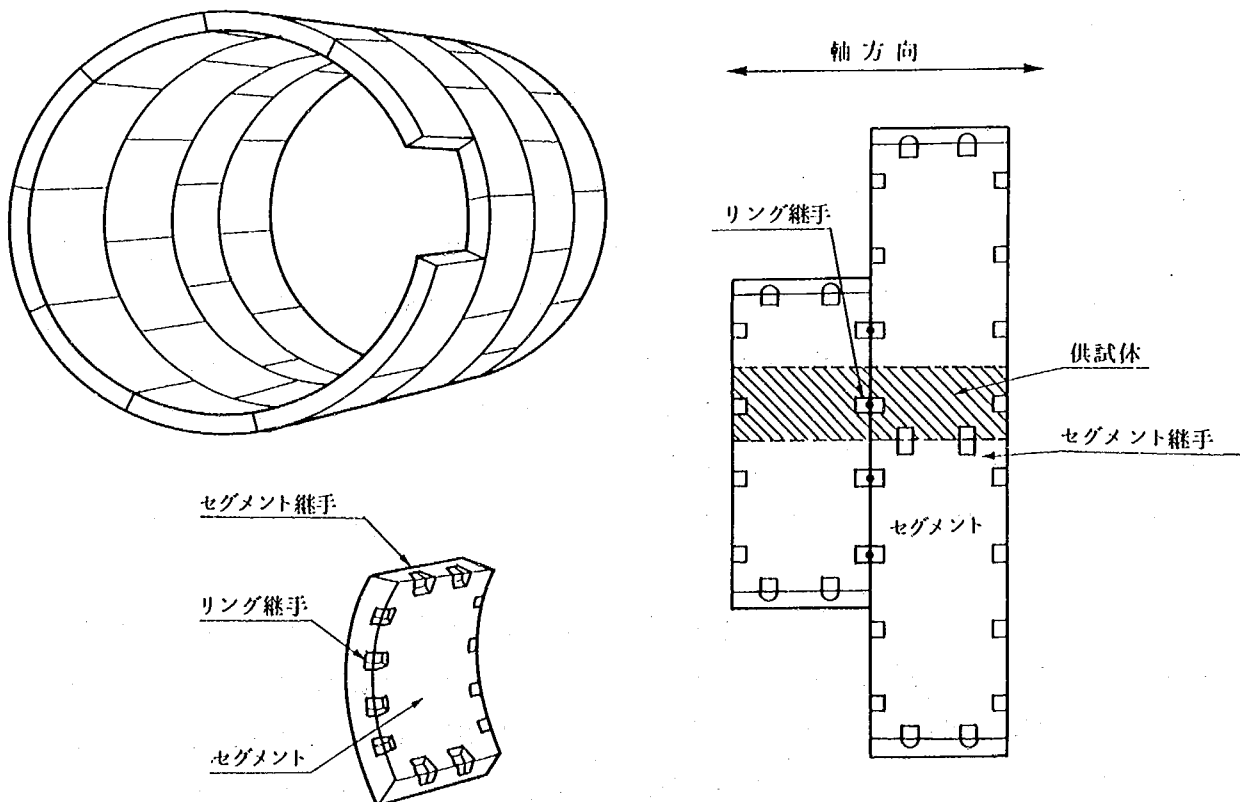


図 3-20 従来の実験に用いた部分模型

4. 二次覆工がある場合の変形および破壊特性

4-1 破壊の進展状況

二次覆工に生じたクラックの進展の様子を載荷ステップ毎に示した結果が図4-1である。また、二次覆工鉄筋およびアンカー鉄筋が降伏した時の載荷荷重およびリング継手の相対変位を表4-1に示す。

以上の結果に基づいて載荷に伴うEタイプ供試体の損傷の進展状況を示すと以下の通りである。

- ① 初期状態から変位 1.0 mm (2 ループ目) に至るまでは載荷荷重の増加に伴い載荷前に生じていた二次覆工の初期クラック (図2-10参照) が徐々に進展した。特に変位が 1.0 mm の載荷 (2 ループ目) 途中で載荷荷重が 127 tf, 134 tf に達した段階でそれぞれリング接合面 JT-1 および JT-3 における円周方向のクラックが連続し、供試体を一周した。
- ② 変位 2.9 mm (3 ループ目) の載荷途中において変位が 2.0 mm, 荷重が 131 tf になった段階でリング接合面 JT-3 の位置の二次覆工鉄筋が降伏を始めた。また、変位が 2.1 mm, 荷重が 141 tf に達した段階でリング接合面 JT-2 においても供試体を円周方向に一周するクラックが発生した。またこれと同時に JT-2 の位置の二次覆工鉄筋は降伏を始めた。なお、この段階では、JT-1 の位置の二次覆工鉄筋のひずみは平均 1500 μ 程度であり降伏していない。
- ③ 変位 16.1 mm (6 ループ目) の載荷途中において、JT-1 の位置の二次覆工鉄筋が降伏し始めた。また変位が 15.8 mm, 荷重が 154 tf に達した段階でDタイプ供試体で見られたのと同様な外周面のクラックが全てのリング接合面において発生し始め、リング接合面 JT-2 におけるリング継手のアンカー鉄筋が降伏を開始した。ただし、アンカー鉄筋に生じるひずみの計測は JT-2 でしか行っていないため、他のリング接合面におけるリング継手のアンカー鉄筋の降伏については把握できない。
- ④ 変位 37.2 mm (7 ループ目) の載荷途中において、変位が 24.1 mm, 荷重が 157 tf に達した段階で、リング接合面 JT-1 および JT-2 のリング継手のアンカー鉄筋が破断し始めた。これ以後は載荷変位を増加させるとともに、アンカー鉄筋および二次覆工鉄筋の破断が次々に進行し、供試体は最終的な状態に至った。ただし、載荷装置のストロークの制約から、供試体を完全に分断するまでには致っていない。載荷終了時の変位、荷重はそれぞれ 98.8 mm, 61.9 tf であった。この時の供試体の状況を図4-2に示す。

以上がEタイプ供試体の載荷に伴う破壊過程である。これにより最終的な破壊状況について以下の点が指摘される。

1) 二次覆工の著しいクラックはほとんどが円周方向に生じており、接合面に沿う形で生じている。また一次覆工の破壊はリング接合面においてのみ生じ、その他の箇所には損傷は生じていない。

2) リング継手では全てDタイプ供試体と同様に、定着板に溶接されたアンカー鉄筋が定着板の端部位置において破断している。これは、リング継手金具に力が作用すると、図4-3(a)(b)に示すようにまず継手金具周辺のコンクリートとの付着が切れ、アンカー鉄筋はあたかも図4-3(c)に示すように、埋め込みの頭部で軸力を受けるようになる。このため定着板の端部位置で破断が生じたと考えられる。

なお、概ね全てのリング継手では、供試体の外周面にクラックが発生すると同時にアンカー鉄筋が降伏し

ている。従って一次覆工厚がもう少し大きければ、アンカー鉄筋の破断を遅らせ、耐力を増加させるのに寄与したと考えられる。

3) 二次覆工鉄筋の降伏は、リング接合面以外の位置においても生じている。すなわち、降伏が生じた位置を順番に示すと表4-1から以下ようになる。

- (i) リング接合面 JT-3
- (ii) " JT-2
- (iii) " JT-1
- (iv) SG2およびSG1断面
- (v) SG3断面

この結果によれば二次覆工鉄筋の降伏は当然ながら、まずリング接合面に生じ、その後セグメントの中央部でも生じている。ただし、図4-1に示したようにSG1～SG3断面では二次覆工コンクリートに引張クラックが生じており、二次覆工鉄筋が降伏したのは、このような二次覆工コンクリートにクラックが入った周辺のみなのか、あるいはコンクリートと鉄筋との間の付着がリング接合面付近から順番に切れてゆき、これに伴って鉄筋の降伏もリング接合面から順次進展していったのかは、はっきりしない。しかし、SG4断面のように二次覆工コンクリートにクラックが生じていたにもかかわらず、最後まで二次覆工鉄筋の降伏が生じなかった例もあり、二次覆工鉄筋とコンクリートの間の付着切れの進展が鉄筋の降伏の原因ではないかと考えられる。

4) Eタイプ供試体ではDタイプ供試体のように継手金具の破壊が1つのリング接合面に集中せずに、各リング接合面に分散して生じた。これは、昨年度実施したトンネルの一部分を切り出した部分模型実験⁵⁾の結果と同じである。これは二次覆工にコンクリートの引張強度を上まわる鉄筋が配置されていれば、鉄筋のねばりにより、特定のリング接合面で二次覆工コンクリートの引張クラックが入った瞬間にそのリング継手のみが破壊を受けるといった状況にはならないためである。なお、最終的な破断の段階では図4-2に示したように明らかに供試体にはY軸まわりの曲げモーメントが生じ、このためにJT-1では下側が、またJT-2では上側が大きく開いている。これは極力純粋な軸力が作用するように加振機を中心軸と供試体を中心軸を一致させた状態で載荷したが、供試体の上下方向の変形を拘束している訳ではないので、各リング接合面において二次覆工コンクリートおよびアンカー鉄筋の降伏もしくは破断が次々と生じ、耐力が低減するようになるとトンネル供試体の剛性はもはや円周方向に均等ではなくなり、ほんのわずかな軸力のアンバランスによっても大きな長手方向以外の変形を生じるようになるためである。このような点からみると多少本実験の範囲からは逸脱するが、シールドトンネルの長手方向抵抗力が降伏耐力を超すようになると、円周方向に配置された継ボルトあるいは二次覆工鉄筋が全く一様に長手方向力に抵抗すると考えることは耐震設計上危険側となる可能性があるだろう。

4-2 供試体全体の長手方向の変形特性

供試体全体の長手方向の変形と載荷荷重の関係を見るために長スパン相対変位計による変位と載荷荷重との履歴を示した結果が図4-4である。

供試体の最大耐力は変位が 16.1 mm (6 ループ目) の載荷ループの頂点で生じており、荷重は 160 tf である。この時点において、すでにリング継手のアンカー鉄筋および二次覆工鉄筋は降伏を開始している。

4-3 アンカー鉄筋およびリング継手金具面板の変形

供試体全体としての破壊は最終的にリング接合面 JT-1 および JT-2 におけるリング継手のアンカー鉄筋および二次覆工鉄筋の破断によって生じたものである。従ってここではアンカー鉄筋およびリング継手金具面板のひずみをもとに継手部の変形特性を検討することとする。

リング継手 JR2-4 (図 2-5 参照) におけるアンカー鉄筋のひずみの載荷履歴を示した結果が図 4-5 である。アンカー鉄筋のひずみの計測は D タイプ供試体と同様に、リング接合面 JT-2 内の 2 箇所で行っているが両箇所での結果を比較すると供試体の外周面にクラックが生じるまではほとんど同じような挙動を示しており、またクラックが生じた後も JR2-8 の方がやや大きなひずみを生じているだけである。

ここで、二次覆工がある場合のアンカー鉄筋のひずみと載荷荷重との関係を簡単なモデルによって検討することにするが、これについては付属資料 1 に示す。

次に、リング継手 JR2-4 における継手金具面板のひずみの履歴を図 4-6 に示す。ただし、前述のアンカー鉄筋のひずみと同様にリング接合面 JT-2 における他のリング継手においても図 4-6 とほとんど同様な結果を示している。

これによれば、以下の点が指摘される。

1) 前述したように D タイプ供試体では引張方向の載荷に伴い、P-1 では 3600 μ 程度の、また P-2 では 1000 μ 程度の引張ひずみが生じた (図 3-9 参照)。これに対して E タイプ供試体では、最終的には 10000 μ 以上のひずみが生じ、測定範囲を越してしまったが、例えば、4 ループ目の載荷 (変位 4.5 mm) をみると、P-1 では 4800 μ 程度の引張ひずみが、また P-2 では 4580 μ 程度の圧縮ひずみが生じている。これは二次覆工を設けた場合にはリング継手のボルトボックス内にコンクリートが充填され、定着板の変形が拘束された結果、面板が図 4-7 に示すように変形するためである。

2) P-1, P-2 の位置における面板の降伏はともに載荷荷重が 141 tf に達し、JT-2 で二次覆工コンクリートにクラックが発生すると同時に生じている。これはリング接合面の位置で二次覆工にクラックが生じて二次覆工鉄筋の降伏が進行するとともに、リング接合面の開きが急激に増加するためである。また面板の降伏は、D タイプ供試体と同様に、アンカー鉄筋の降伏よりも早く生じている。

4-4 リング継手における相対変位

図 4-8 はリング接合面 JT-1~3 における隣接リング間の相対変位と載荷荷重との履歴曲線を示したものである。ここで D タイプ供試体の場合と同様に、履歴曲線は同一リング接合面内の 4 箇所で作られた結果の平均値によって示している。なお、JT-1 および JT-2 については変位計の信頼性から、ともに 9 ループ目の途中で計測を打ち切っている。図 4-8 によれば、まず変位が 16.1 mm (6 ループ目) の載荷途中で変位が 15.8 mm に至り、各リング接合面の位置で供試体の外周面にクラックが発生するまでは、いずれのリング接合面においてもよく似た特性を示している。ただし、15.8 mm の変位は、供試体全体を通じた変位で

あるから、図4-8では $15.8 \div 3 \div 5.2$ mm程度の変位に相当している。なお、この段階においては、大部分の二次覆工鉄筋がリング接合面の位置で降伏しており、さらにリング継手のアンカー鉄筋も供試体の外周面にクラックが生じたことにより降伏を開始している。

さらに载荷が進むと、JT-1およびJT-2においてアンカー鉄筋の破断が生じ、リング接合面の相対変位が急激に大きくなった。ただし、アンカー鉄筋の破断が生じなかった（完全に確認できなかったが、少なくとも大部分のアンカー鉄筋は破断していない）JT-3では相対変位の急激な増加は認められない。

図4-9は、リング継手の相対変位の分布を载荷ステップに伴って示したものである。図4-9(a)によれば、前述したように供試体の外周面にクラックが発生した変位16.1 mm（6ループ目）まではおのおののリング接合面における継手の相対変位には顕著な差は認められない。どちらかというDタイプ供試体と同様に、载荷桁に最も近いJT-3断面で相対変位がやや大きくなっている。しかし载荷が進んでJT-1およびJT-2においてアンカー鉄筋の破断が生じた後は、当然ながらこの箇所における相対変位が急増している。また、図4-9(b)～(d)はリング継手の相対変位が円周方向にどのように分布するかを示したものである。アンカー鉄筋の破断以後は、JT2では供試体上部のD5およびD8において、またJT-3では供試体下部のD2およびD3において、それぞれ相対変位が急増している。これは4-1において示したように、供試体に曲げが作用したためである。また最終状態までアンカー鉄筋が破断していないJT-3では、多少の起伏はあるものの最後まで相対変位は円周方向に均等に生じている。

4-5 リング継ボルトの軸力

各リング接合面におけるリング継ボルトの軸力と载荷荷重との履歴曲線を図4-10に示す。ただし、ここで図中の载荷荷重にはリング継手に作用する荷重の他に二次覆工が分担する荷重も含まれていることを考慮しなければならない。この結果から以下の点が考察される。

初期軸力は载荷を繰り返すにつれて徐々に減少し最終的にはわずかながら圧縮力が生じている。ボルトの軸力が減少する理由については3-5に示した通りと考えられる。一方、最終的に圧縮力が生じた理由は、载荷の繰り返しにより引張方向の残留変位が増加（図2-17参照）するとともに、リング継手のボルトボックス内に充填されたコンクリートによりボルトの頭部に圧縮力が作用したためであると考えられる。

二次覆工のリング接合面位置にクラックが発生するまでは、ボルトの軸力は初期軸力にほぼ等しい。従って二次覆工のリング接合面位置にクラックが生じていない状態では载荷荷重は二次覆工で負担され、一次覆工にはほとんど力が作用していない。

4-6 セグメント継ボルトの軸力

セグメント継ボルトに生じた軸力と载荷荷重との履歴曲線を図4-11に示す。これによれば、セグメント継ボルトに生じた軸力は、Dタイプ供試体の場合と同様に载荷力にかかわらず、ほぼ一定値を保ち、初期値からの低下もほとんど認められない。

4-7 二次覆工鉄筋に生じるひずみ

Eタイプ供試体の二次覆工には、供試体の長手方向に16本、円周方向に12本（ともにD13）の二次覆工鉄筋が配置されている。まず、載荷に伴って軸方向の二次覆工鉄筋がどのように挙動しているかを調べるために、16本の中から1本を選び出して各断面位置での二次覆工鉄筋のひずみの載荷履歴を示した結果が図4-12である。これによれば軸方向に配置された二次覆工鉄筋について以下の点が指摘される。

1) リング接合面JT-1～3の位置では、二次覆工にクラックが発生すると、二次覆工コンクリートにより負担されていた載荷力の大部分が二次覆工鉄筋で受け持たれることになるため、急激なひずみの増加が生じている。例えば、JT-2の位置では二次覆工コンクリートにクラックが発生した瞬間に1800 μ ものひずみが生じ、これ以降の載荷でまもなく降伏している。なお、JT-1～3ではいずれにおいても二次覆工コンクリートにクラックが発生すると載荷荷重が20tf程度減少しているが、これは変位制御で載荷を行っているため、供試体の剛性が低下したことにより載荷力も減少するためである。

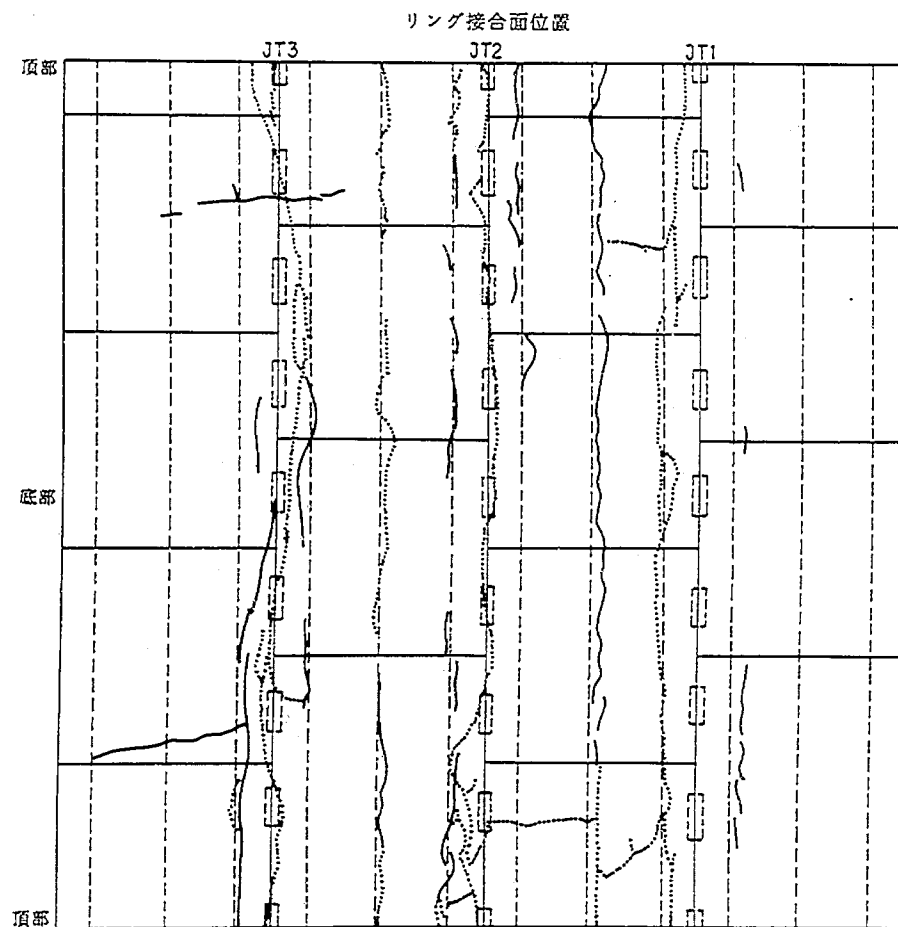
2) リング接合面JT-1～3の位置において二次覆工コンクリートにクラックが発生したことは、SG1～4断面位置の二次覆工鉄筋の履歴にも影響を及ぼしている。

SG1～4の位置の二次覆工鉄筋においてもリング接合面位置におけるクラックの発生によってひずみの急激な増加が認められる。ただし、そのひずみの量はリング接合面位置の鉄筋に生じるほど大きくはなく、また、リング接合面の位置から離れるに従って小さくなっている。これは二次覆工コンクリートとの間の付着があるために、リング接合面の位置から離れるにつれて、二次覆工鉄筋に作用する力が二次覆工コンクリートに分担されるようになるためである。

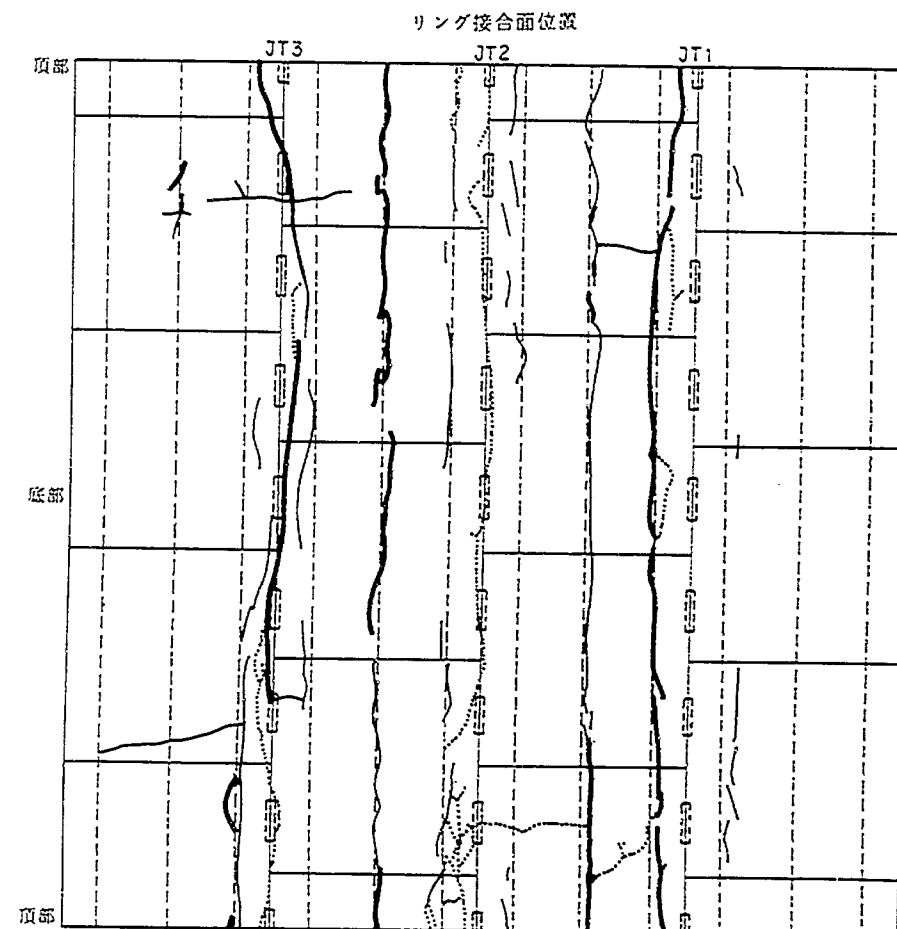
3) SG4断面では、すでに初期状態において供試体の円周方向にクラックが生じているにもかかわらず、最後まで二次覆工鉄筋は降伏していない。これは二次覆工に円周方向のクラックが生じたとしても長手方向の変形は必ずしもそこに集中する訳ではないことを示している。

次に、円周方向の二次覆工鉄筋のひずみをSG4断面の近傍の鉄筋について示すと、図4-13のようになる。これによればひずみ量は最大でも120 μ 程度であり長手方向の二次覆工鉄筋と比較すると、極めて小さいものである。またこの時、円周方向に作用している力を計算すると二次覆工鉄筋のヤング係数が $2.03 \times 10^6 \text{ kgf/cm}^2$ であるので、鉄筋1本当り $120 \mu \times 2.03 \times 10^6 \text{ kgf/cm}^2 \times 1.267 \text{ cm}^2 \div 309 \text{ kg}$ となる。また図4-13(a)～(c)においては履歴曲線は全体として負の勾配を有しているが、これはポアソン効果による影響であると考えられる。なお履歴曲線が全体的に引張ひずみ側にずれているが、この理由についてははっきりしない。

以上の結果と4-6に示したようにセグメント継ボルトに生じる軸力が比較的小さいことを考え合わせると、従来実施してきたセグメントの一部を切り出した部分模型による実験結果⁵⁾は、二次覆工を有する場合にも、長手方向力を受けるシールドトンネルの挙動を把握する上で概ね妥当であると言える。

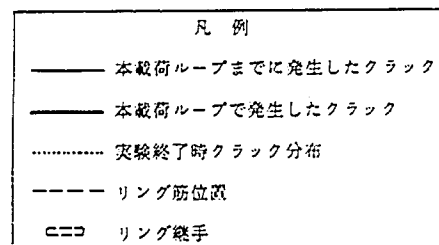
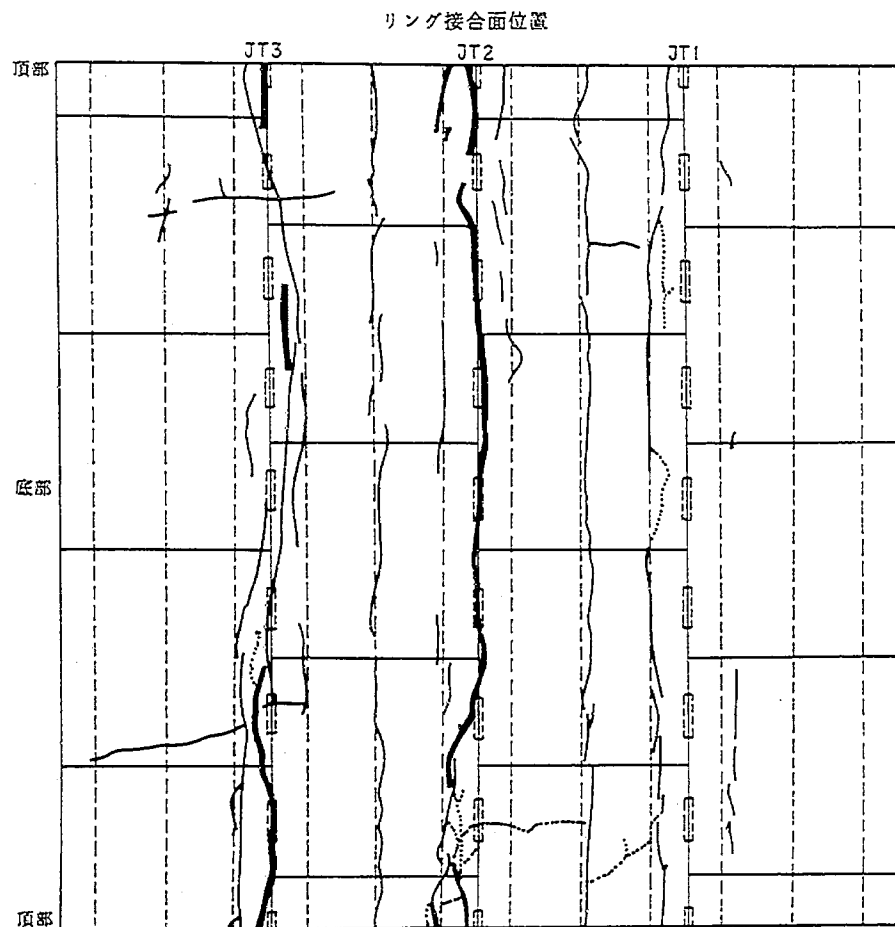


(a) 初期状態

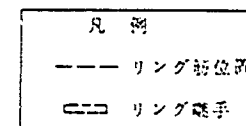
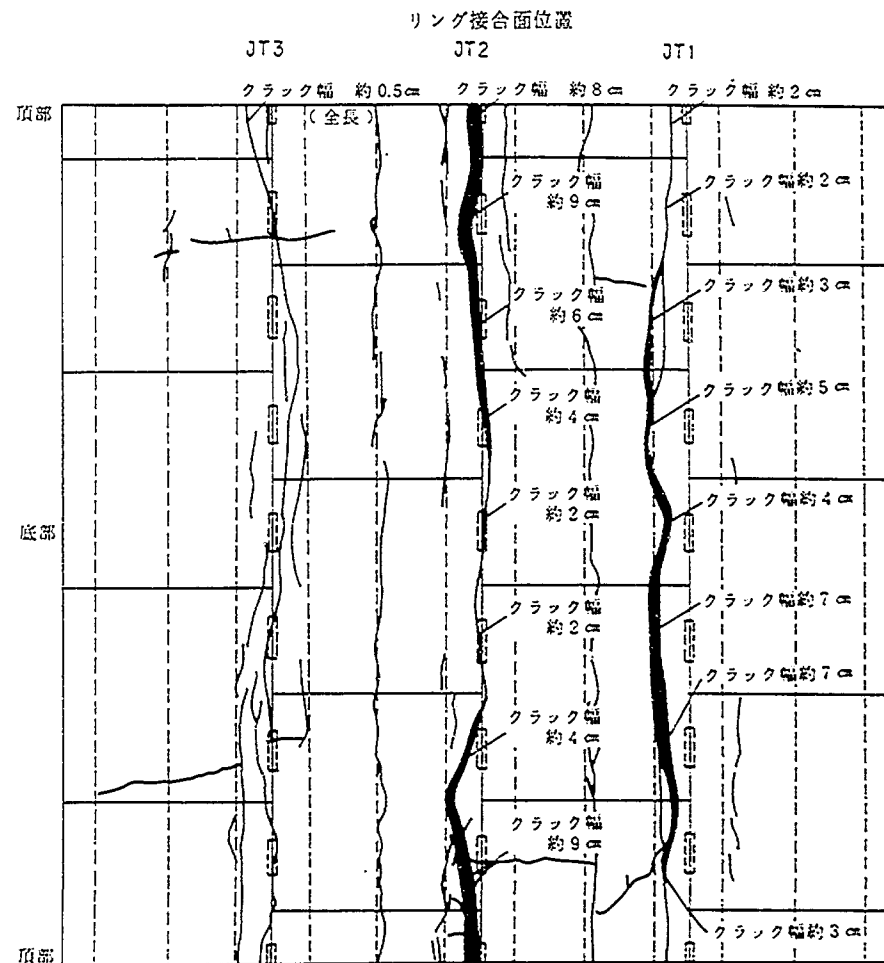


(b) 変位1.01mm (2ループ目)

図4-1(1) 二次覆工に生じたクラックの進展状況



(c) 変位 2.9 mm (3 ループ目)



(d) 最終状況 (変位 98.8 mm)

図 4-1(2) 二次覆工に生じたクラックの進展状況

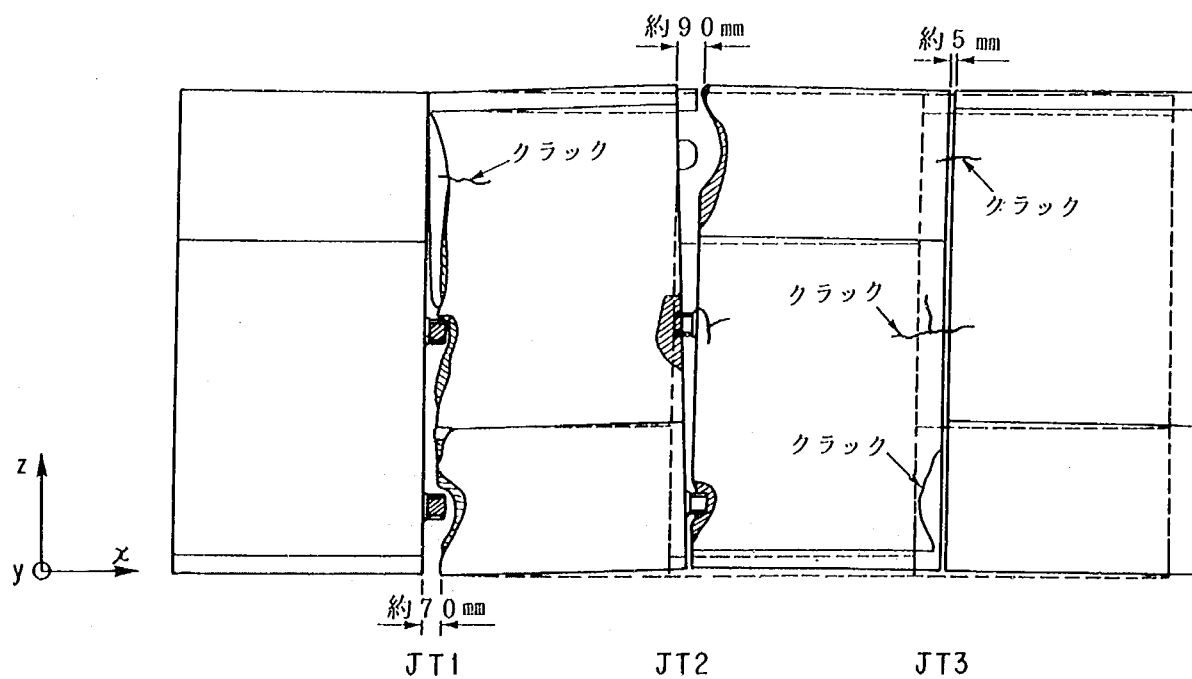
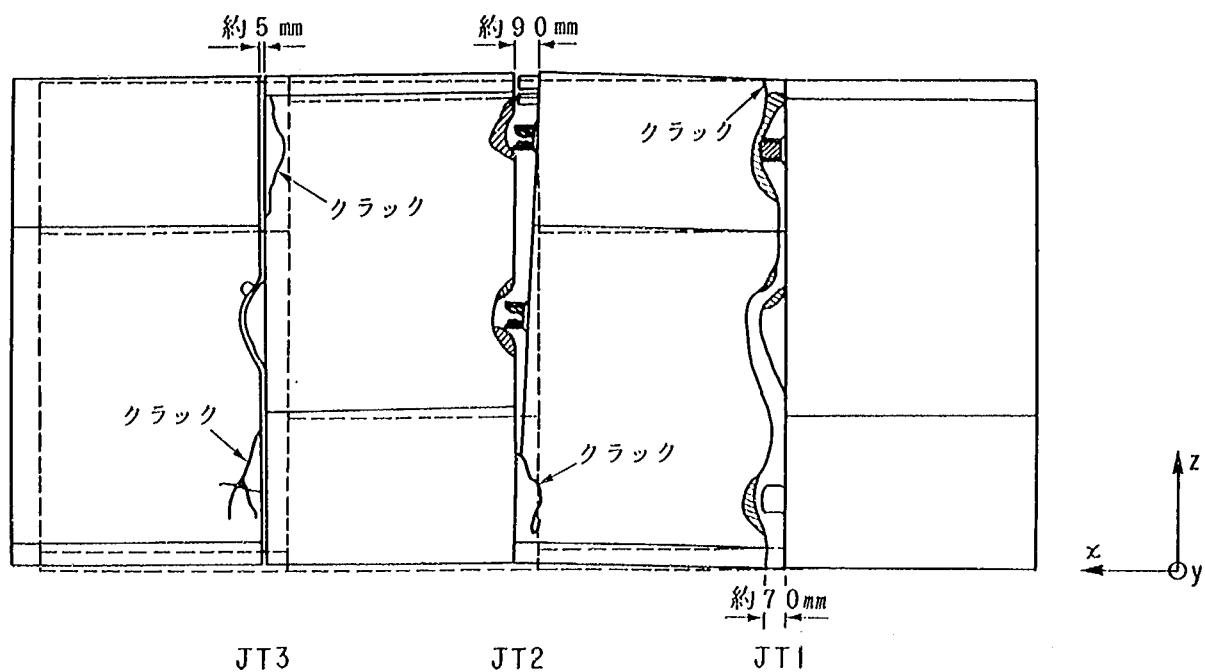


図 4-2 Eタイプ供試体の最終状態

表 4-1(1) 二次覆工鉄筋およびアンカー鉄筋の降伏の状況

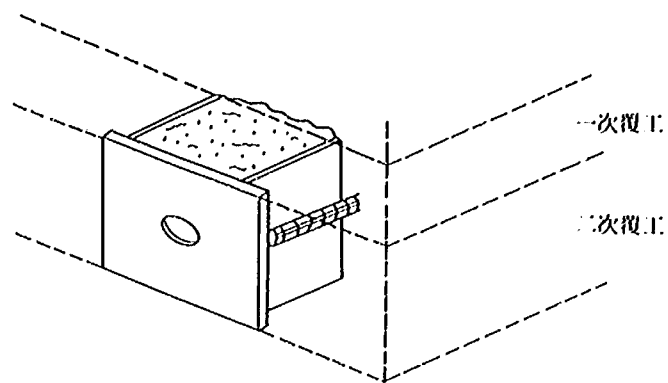
鉄筋の位置			降伏が生じた ル ー プ	降伏時のひずみ ($\times 10^{-6}$)	降 伏 時 の 載 荷 荷 重 (tf)	降伏時のリング 継手相対変位 (mm)
二 次 覆 工 鉄 筋	J	S-1	4 ループ	1809	133.4	1.31
		S-2	7 ループ	2089	126.2	3.89
	T	S-3	6 ループ	2189	154.0	3.44
		S-4	3 ループ	2021	130.7	0.42
	I	S-5	3 ループ	1936	130.7	0.42
		S-6	3 ループ	1324	130.7	0.42
	3	S-7	3 ループ	1924	135.3	0.85
		S-8	3 ループ	2178	135.3	0.85
	S G 4	S-9	降伏せず	—	—	—
		S-10	"	—	—	—
		S-11	"	—	—	—
		S-12	"	—	—	—
	S G 3	S-13	最終ループ	2061	78.0	16.26*
		S-14	降伏せず	—	—	—
		S-15	最終ループ	2137	76.1	7.46*
		S-16	7 ループ	2171	133.0	10.36*
	S G 2	S-17	7 ループ	1984	151.3	5.74*
		S-18	7 ループ	1955	152.2	8.08*
		S-19	6 ループ	1826	156.7	4.42*
		S-20	7 ループ	2069	126.2	4.58*
	J T I 2	S-21	4 ループ	1844	120.1	0.72
		S-22	5 ループ	1856	122.4	1.43
		S-23	3 ループ	76	141.1	0.04
		S-24	3 ループ	91	141.1	0.04

注) 1. * JT-2 の値
2. 断面位置は表 2-6 参照

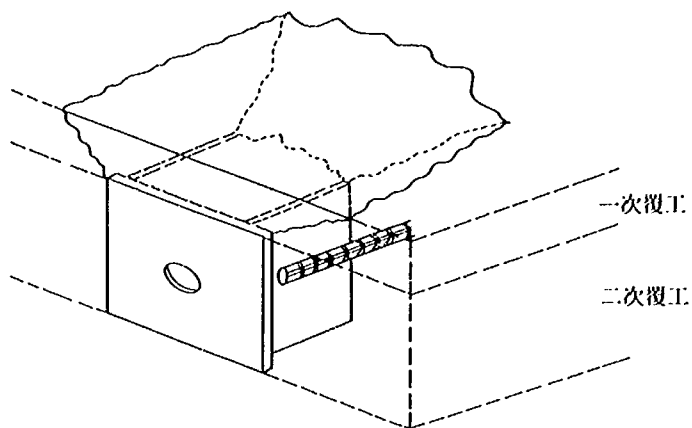
表 4-1(2) 二次覆工鉄筋およびアンカー鉄筋の降伏の状況

鉄筋の位置			降伏が生じた ループ	降伏時のひずみ ($\times 10^{-6}$)	降伏時の 載荷荷重 (tf)	降伏時のリング 継手相対変位 (mm)
二次覆工鉄筋	J	S-25	3ループ	190	141.1	0.04
		S-26	5ループ	1773	139.1	1.67
		S-27	7ループ	2024	125.6	12.14
		S-28	4ループ	1736	120.1	0.72
アンカー筋	T 2	A-1	6ループ	1453	131.0	1.31
		A-2	7ループ	1888	133.0	10.36
		A-3	6ループ	1738	143.9	2.39
		A-4	8ループ	1953	113.8	12.07
		A-5	6ループ	1843	146.3	2.01
		A-6	7ループ	1725	126.2	4.58
		A-7	6ループ	1928	159.7	5.84
		A-8	—	—	—	—
二次覆工鉄筋	S G 1	S-29	6ループ	1332	158.1	5.17*
		S-30	7ループ	1004	151.3	5.99**
		S-31	7ループ	317	21.2	2.78**
		S-32	7ループ	1109	157.4	8.10**
	J T 1	S-33	6ループ	1990	143.9	1.83
		S-34	6ループ	2104	156.7	4.09
		S-35	7ループ	2169	157.4	8.10
		S-36	6ループ	2006	156.7	4.09
		S-37	7ループ	2212	151.3	5.99
		S-38	7ループ	1878	126.2	4.68
		S-39	6ループ	1400	88.5	1.57
		S-40	—	1969	133.5	0.65

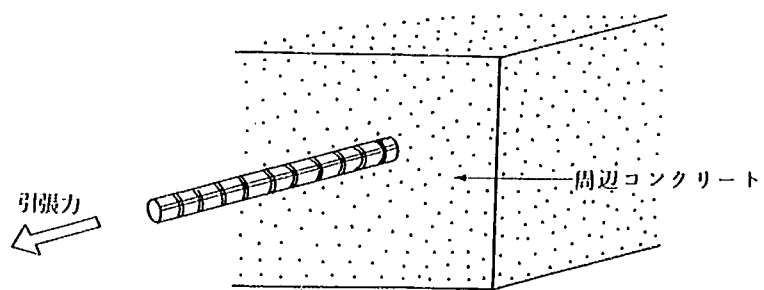
- 注) 1. * JT-2の値
 2. ** JT-1の値
 3. 断面位置は表2-6参照



(a) 周辺のコンクリートとの付着切れ

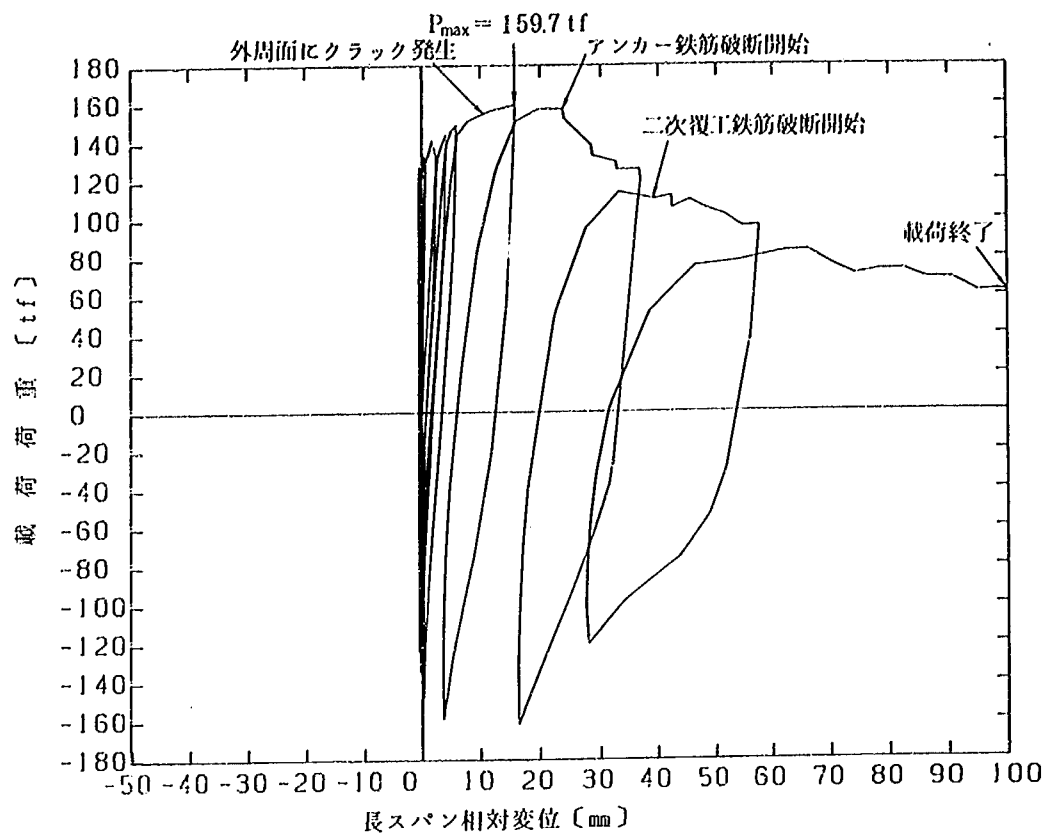


(b) 周辺のコンクリートとの付着切れ

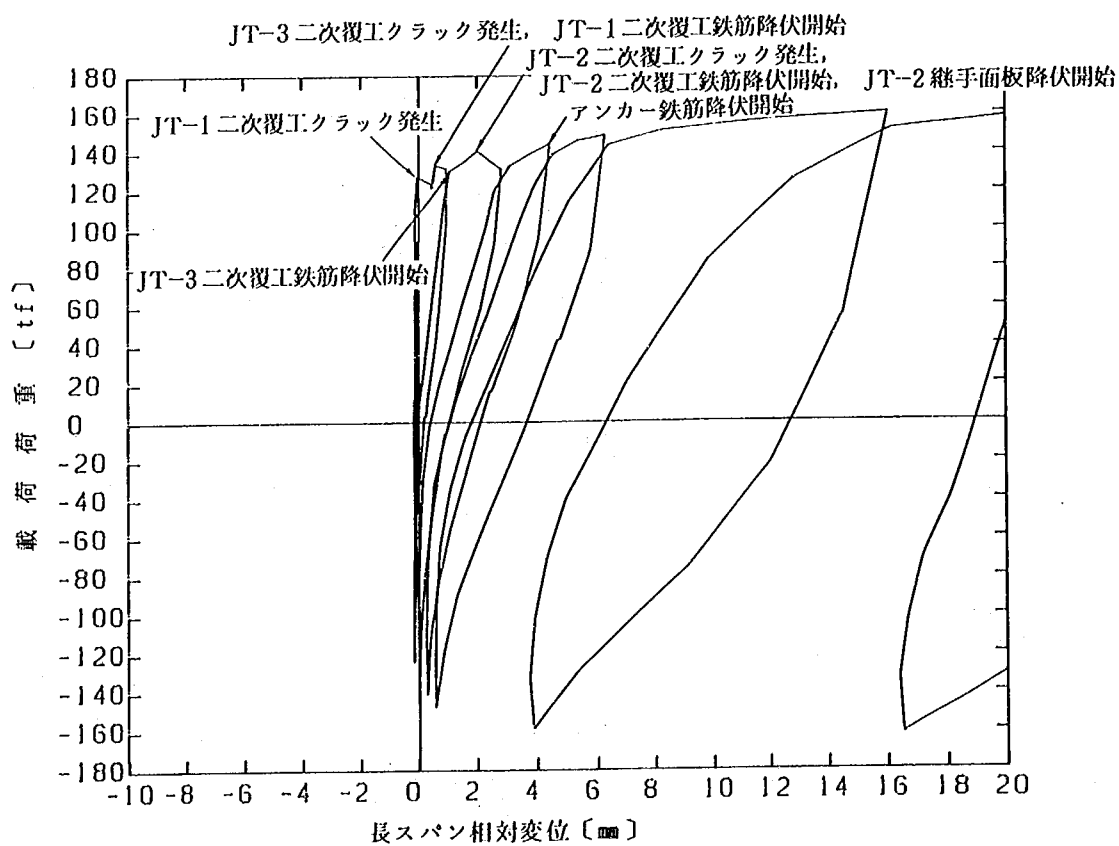


(c) アンカー鉄筋の状態

図4-3 コンクリートの付着切れにともなうアンカー鉄筋の状態



(a) 全体図



(b) 拡大図

図4-4 Eタイプ供試体の載荷履歴

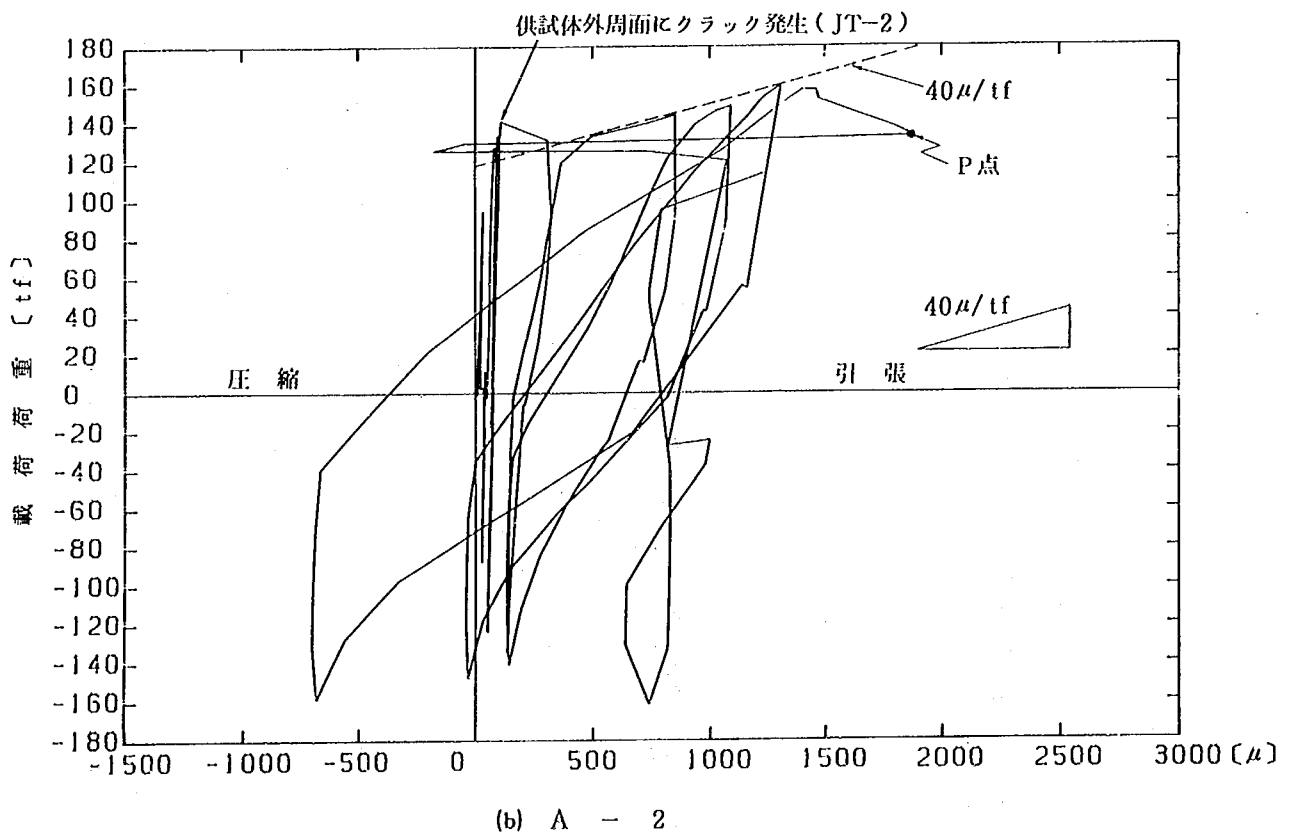
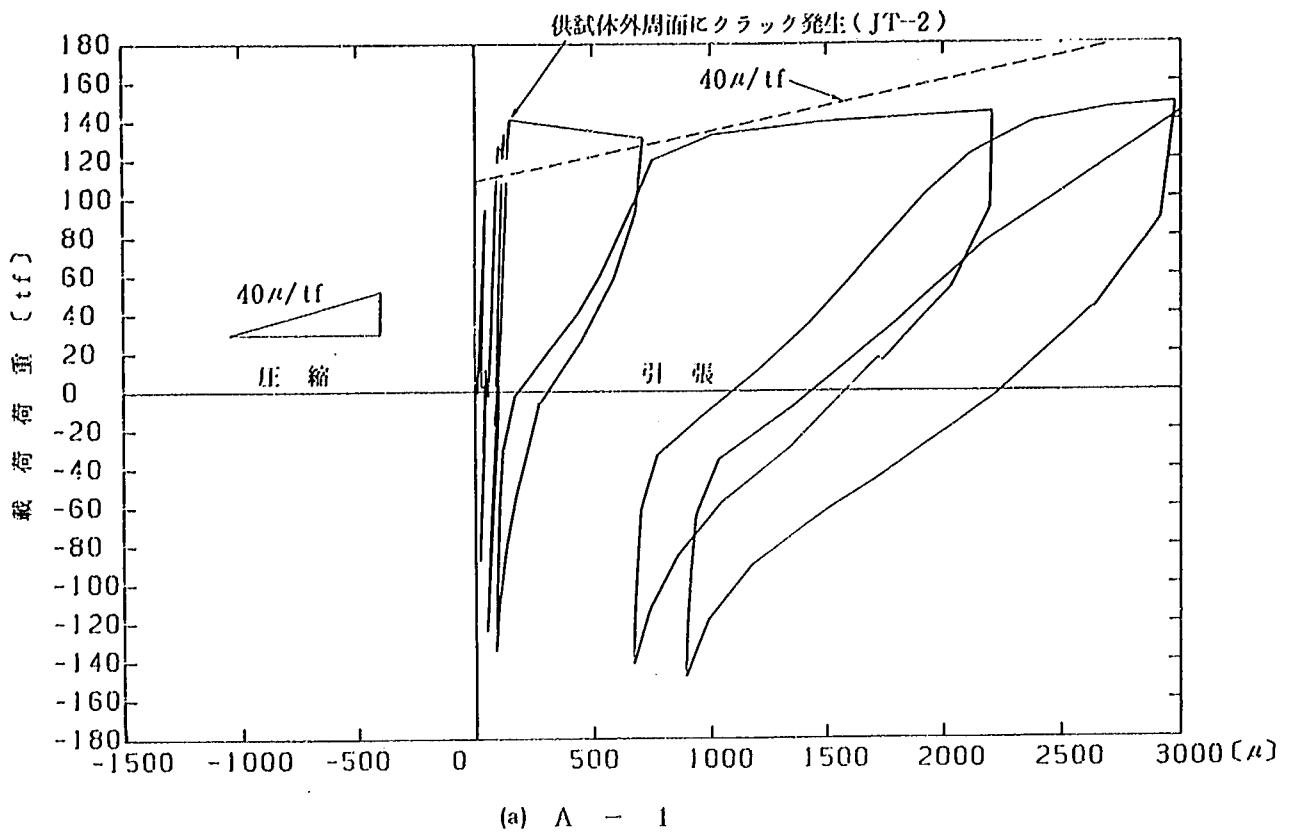


図4-5 アンカー鉄筋のひずみの履歴図

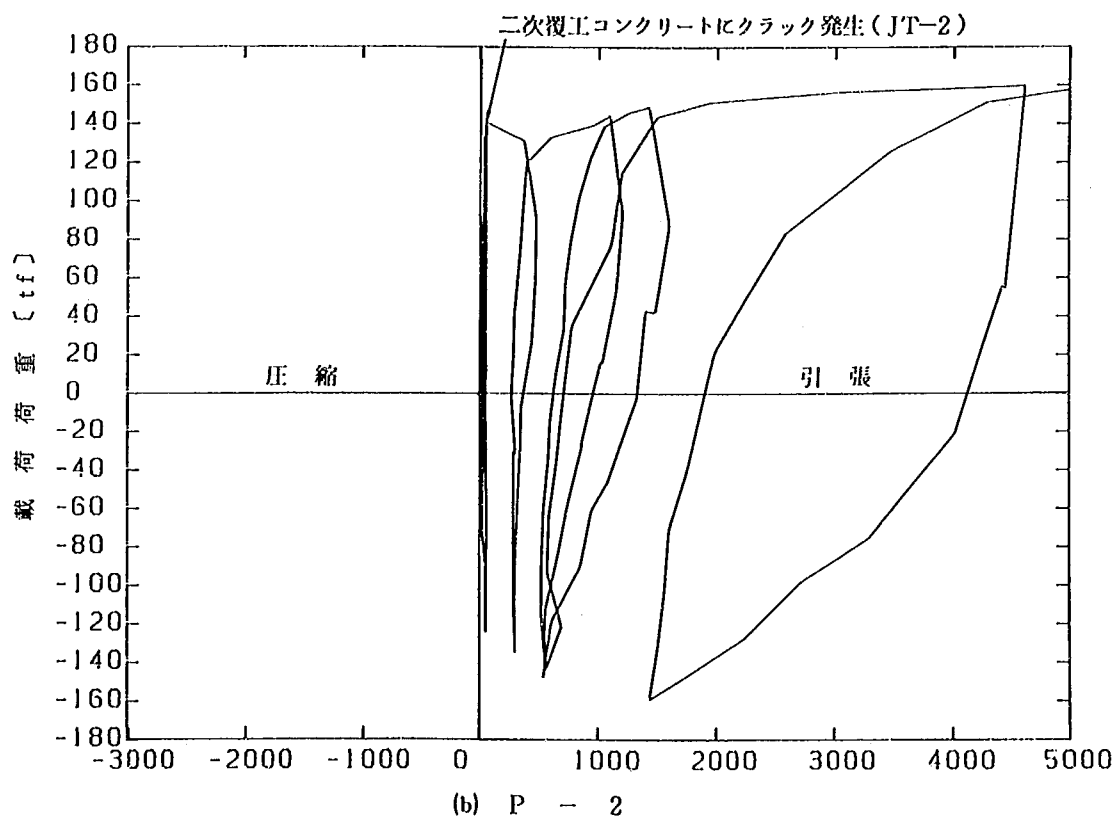
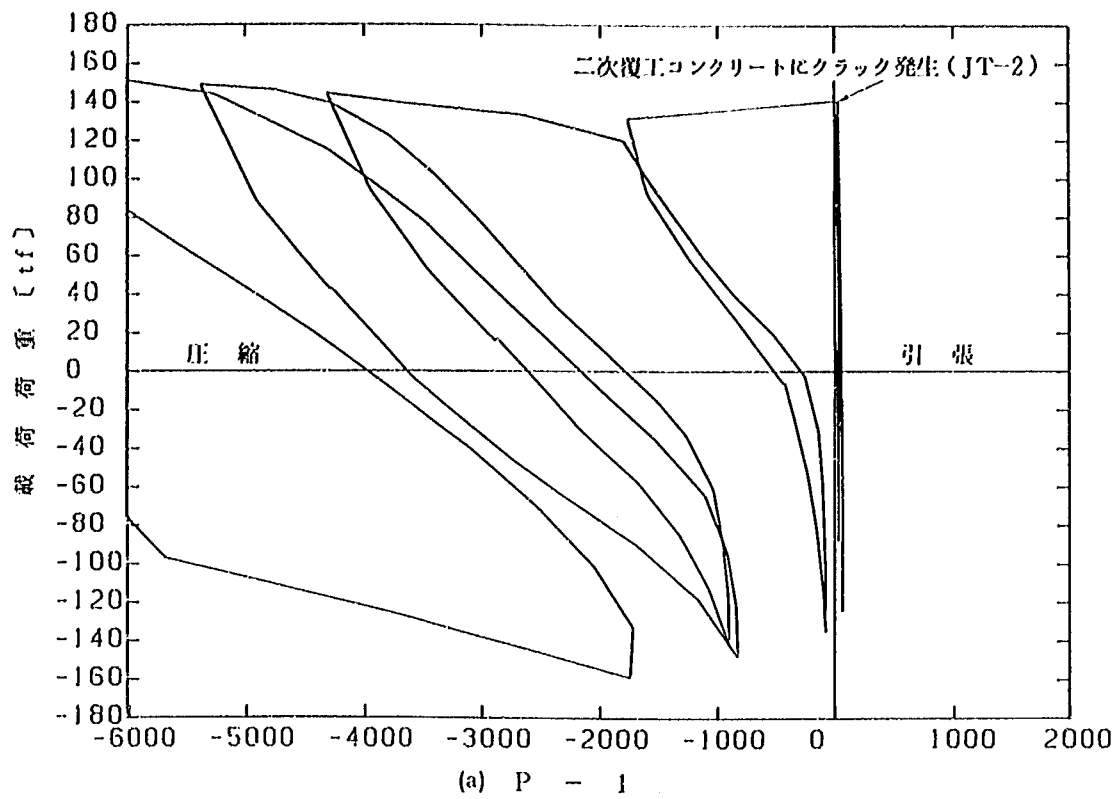


図4-6 リング継手金具面板のひずみの履歴図

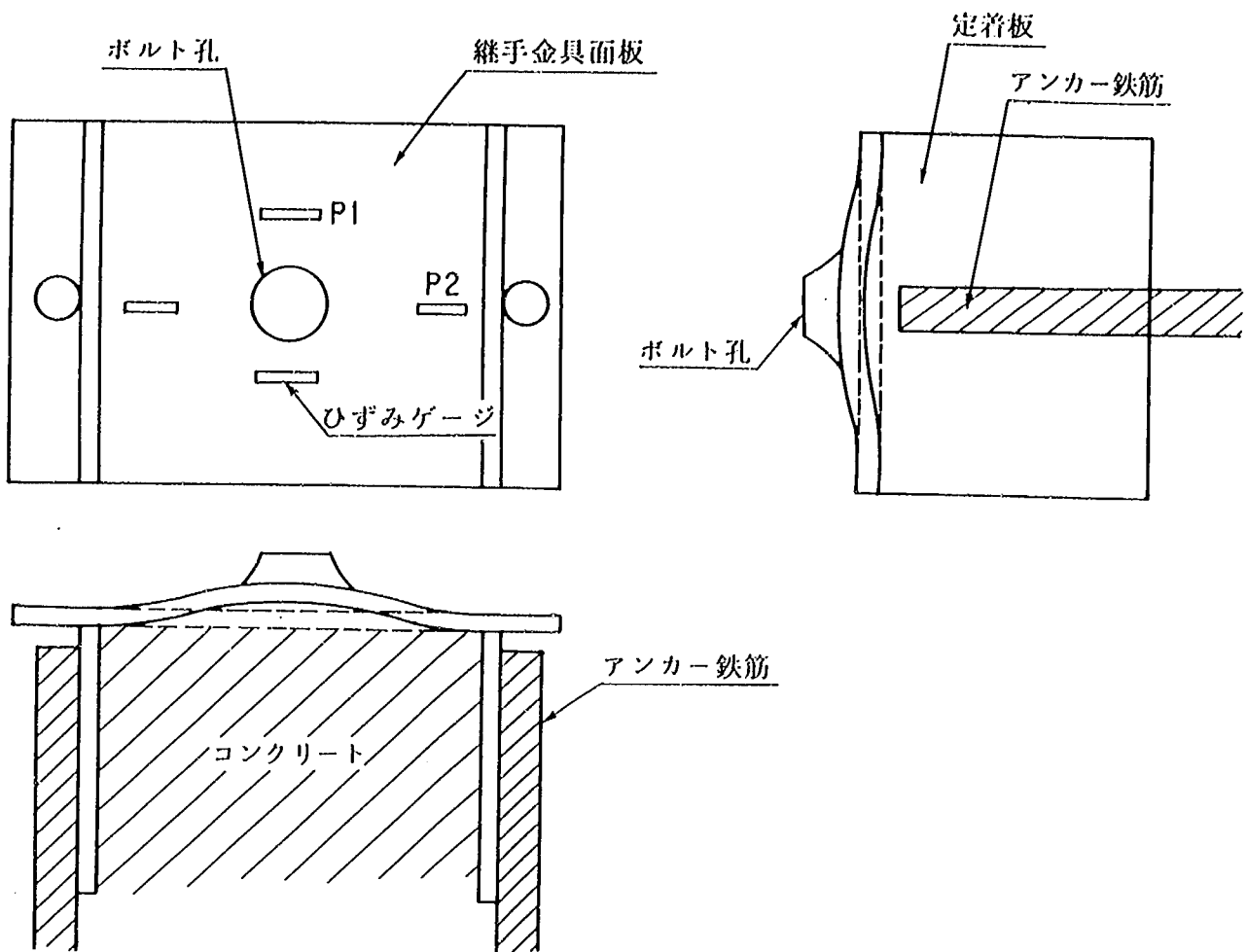
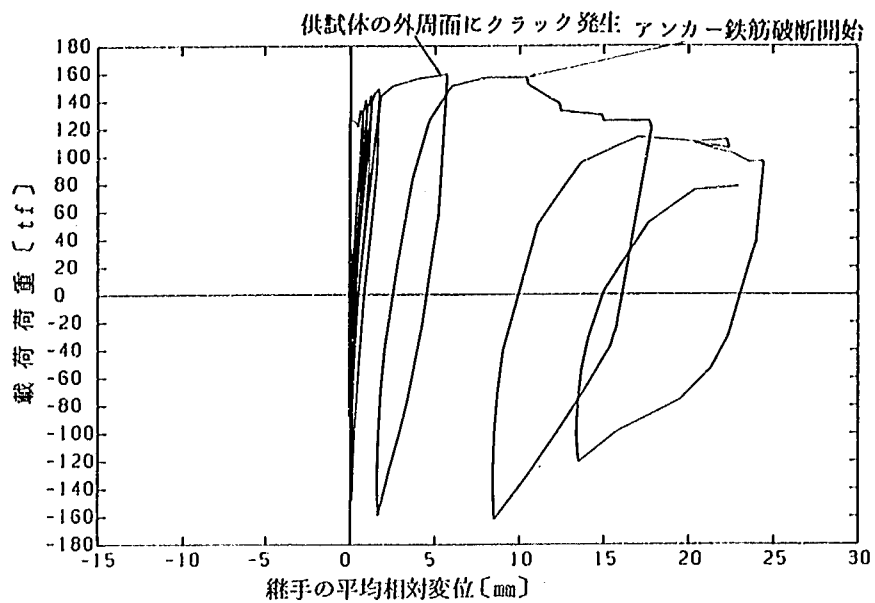
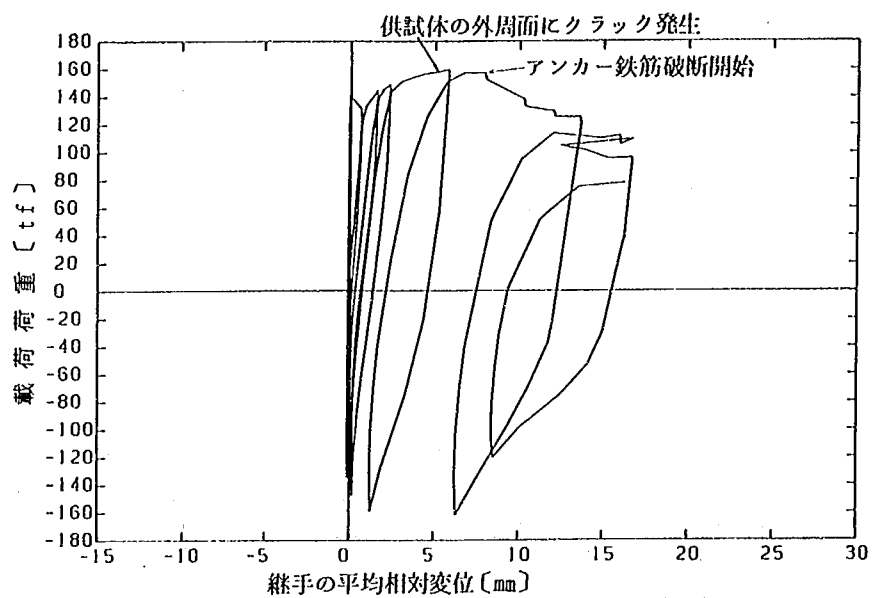


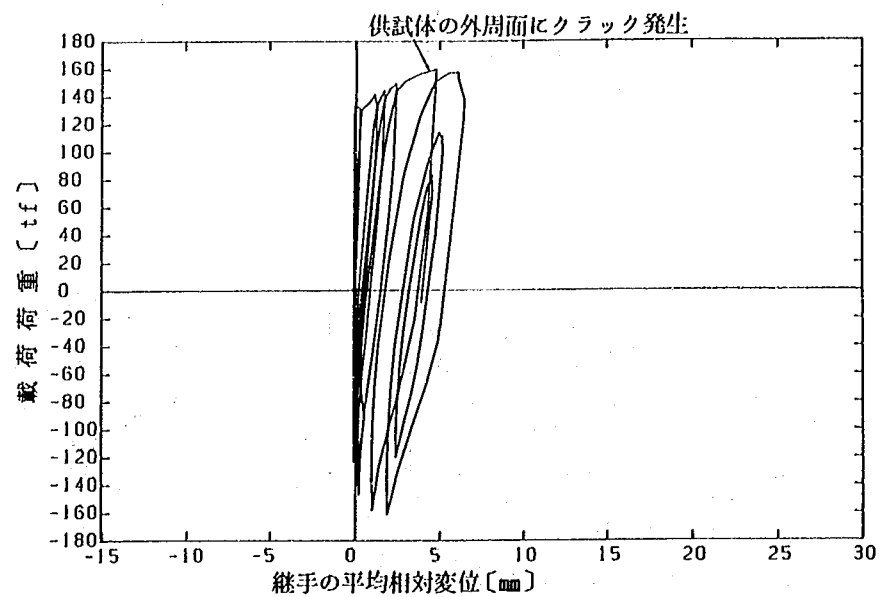
図4-7 リング継手金具の変形



(a) JT-1

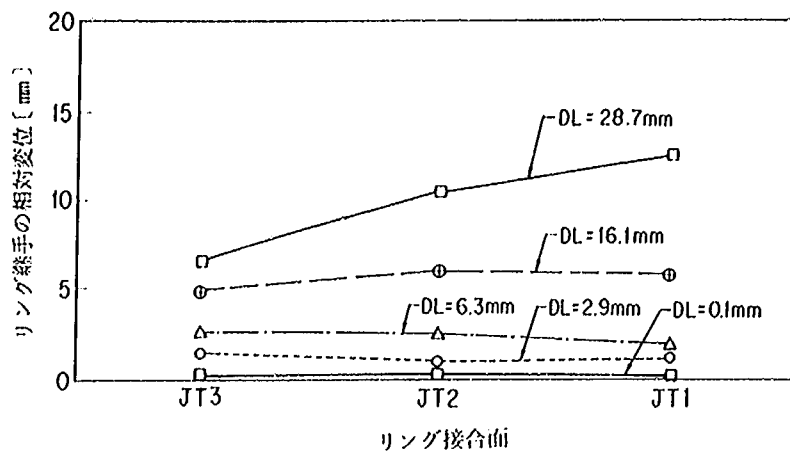


(b) JT-2

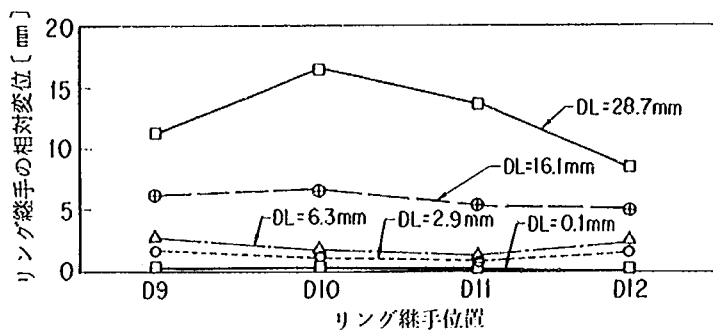
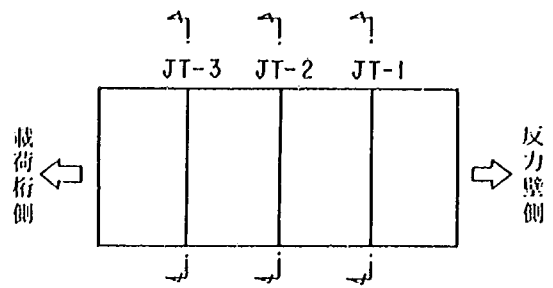


(c) JT-3

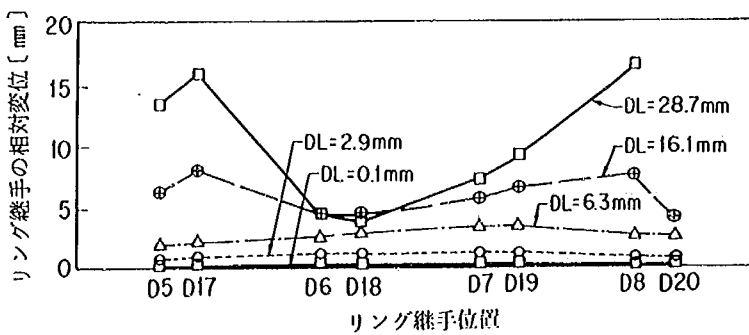
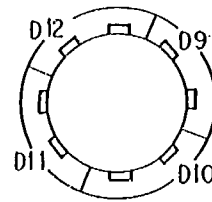
図4-8 リング継手の相対変位の履歴図



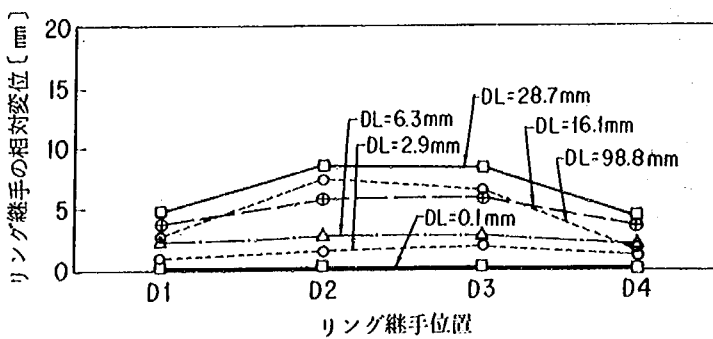
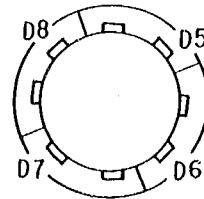
(a) 供試体軸方向分布



(b) 供試体円周方向分布 (JT-1)



(c) 供試体円周方向分布 (JT-2)



(d) 供試体円周方向分布 (JT-3)

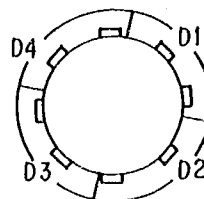
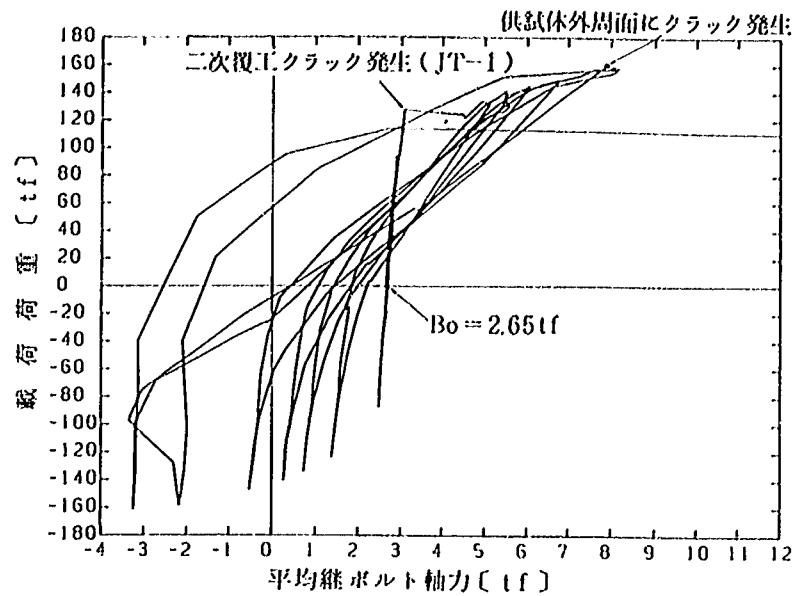
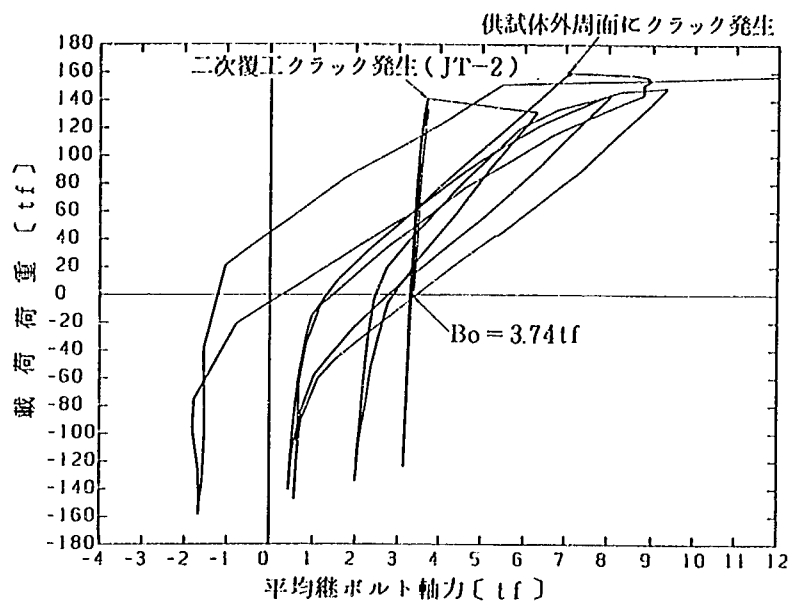


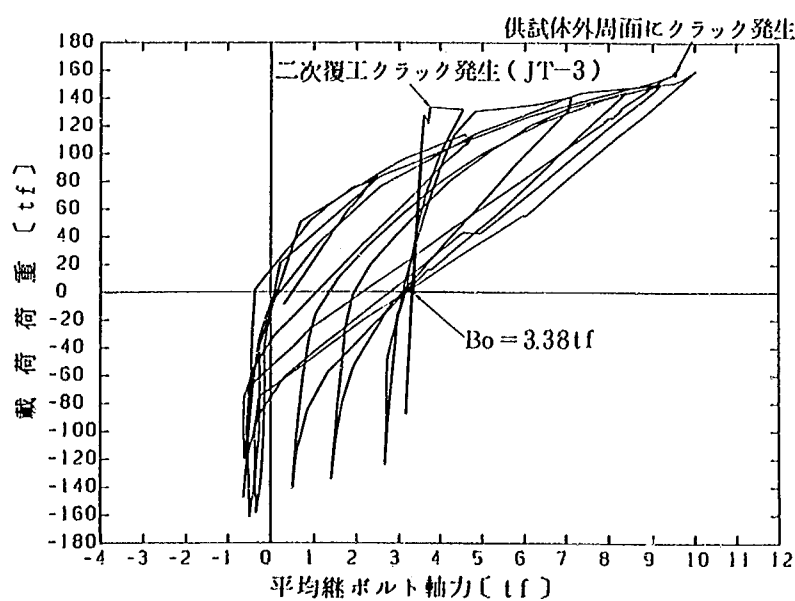
図4-9 载荷ステップに伴うリング継手の相対変位の分布



(a) JT-1



(b) JT-2



(c) JT-3

図4-10 リング接合面の平均継ボルト軸力の履歴

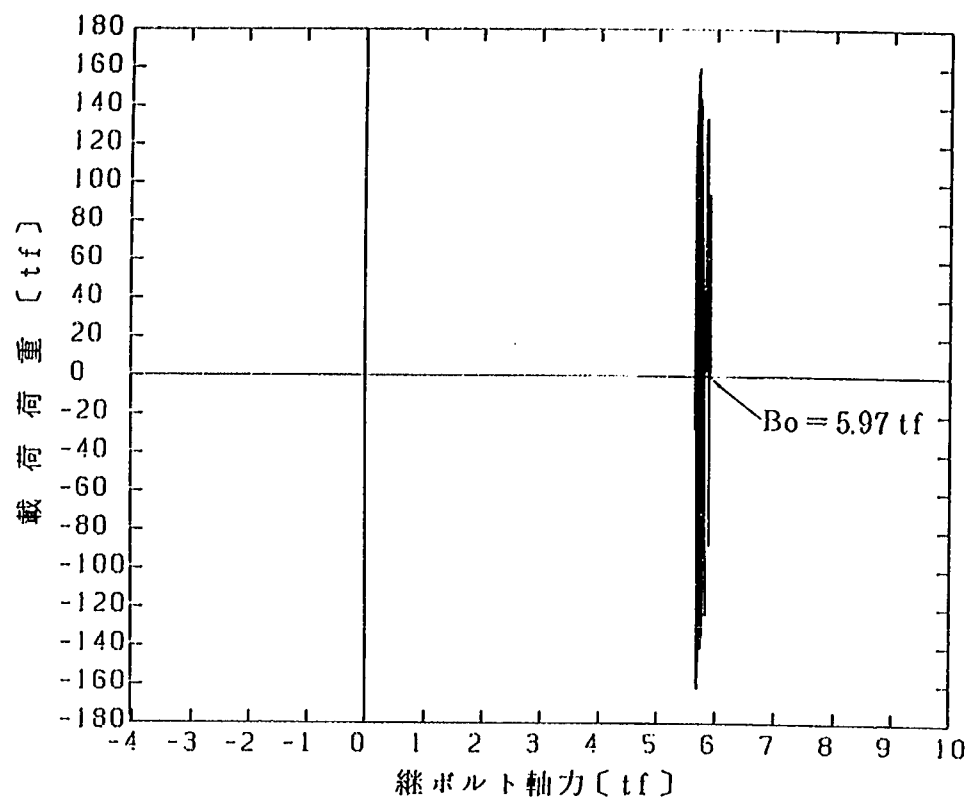


図4-11 セグメント継ボルト軸力の履歴 (B-20)

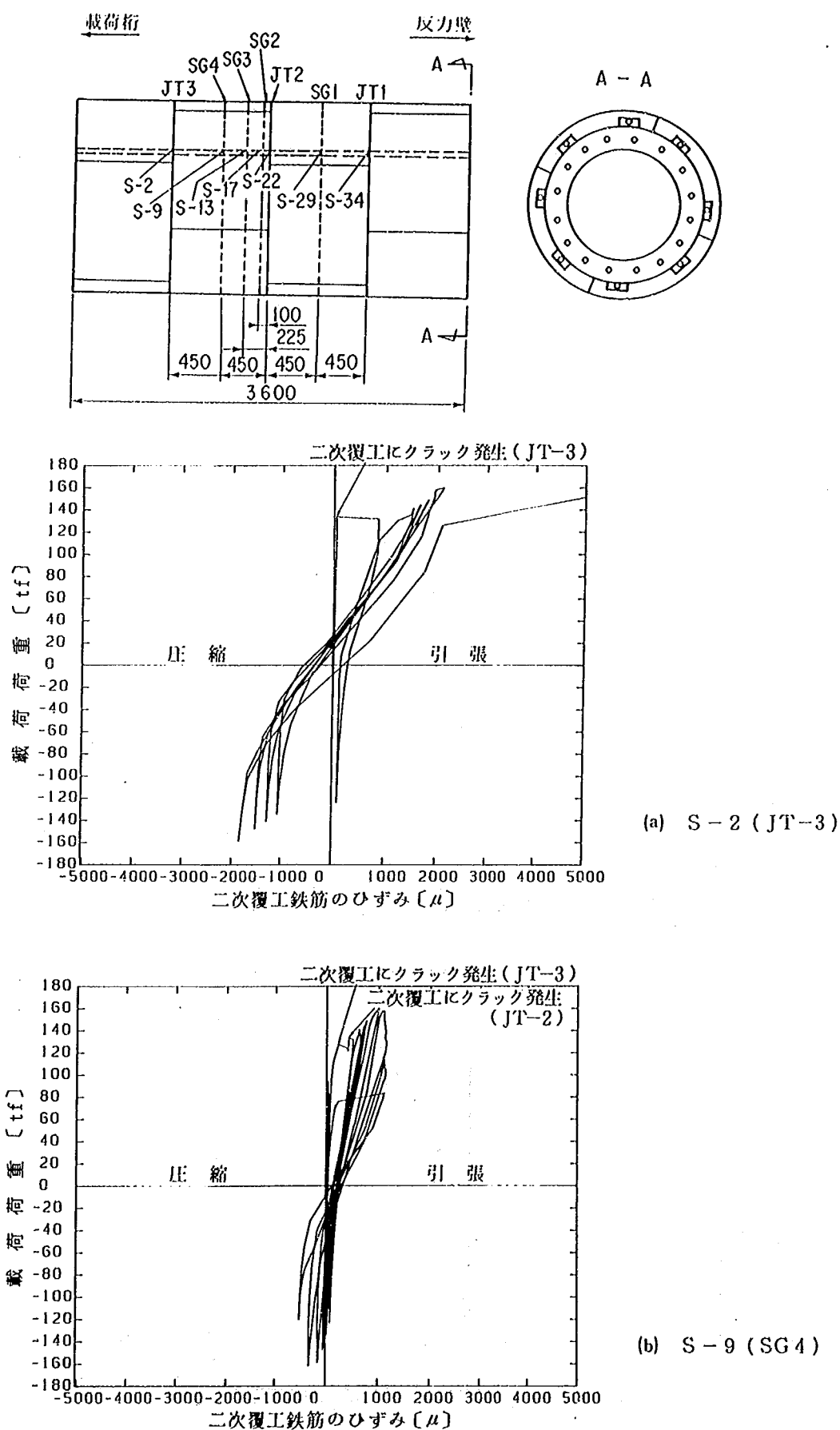
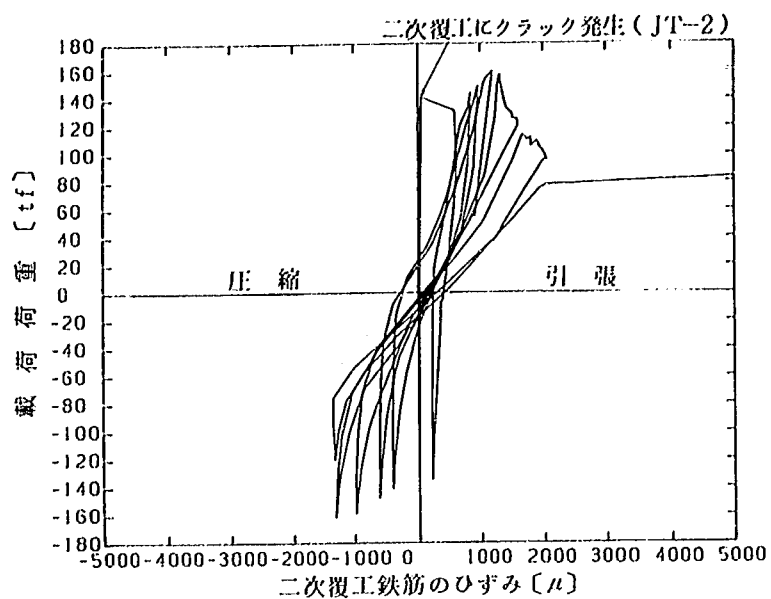
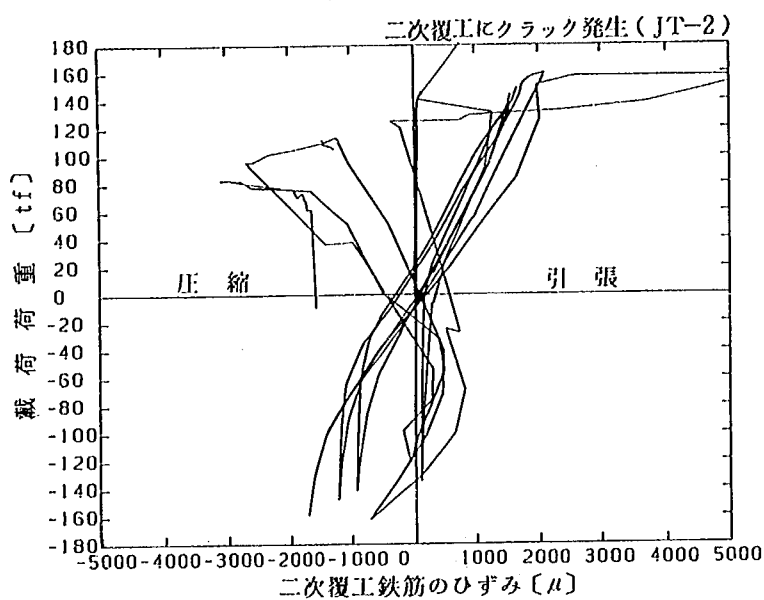


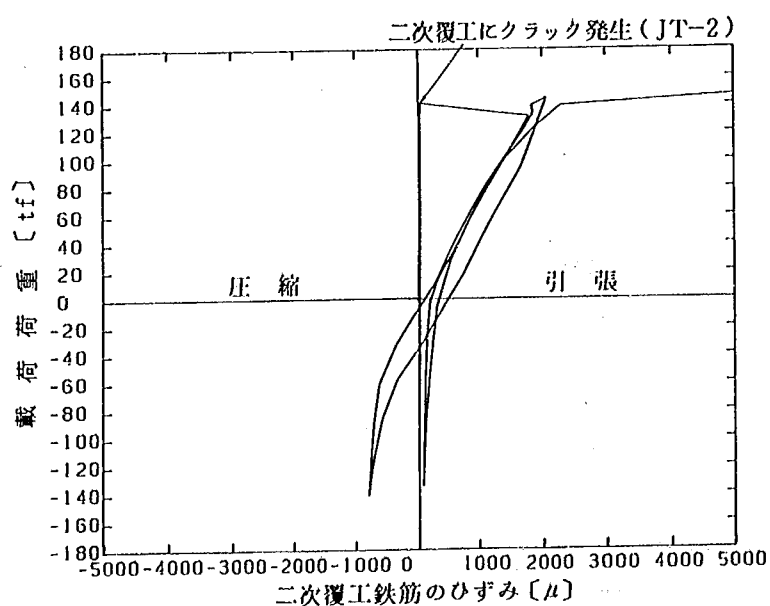
図4-12(1) 長手方向の二次覆工鉄筋に生じるひずみの履歴



(c) S - 13 (SG 3)

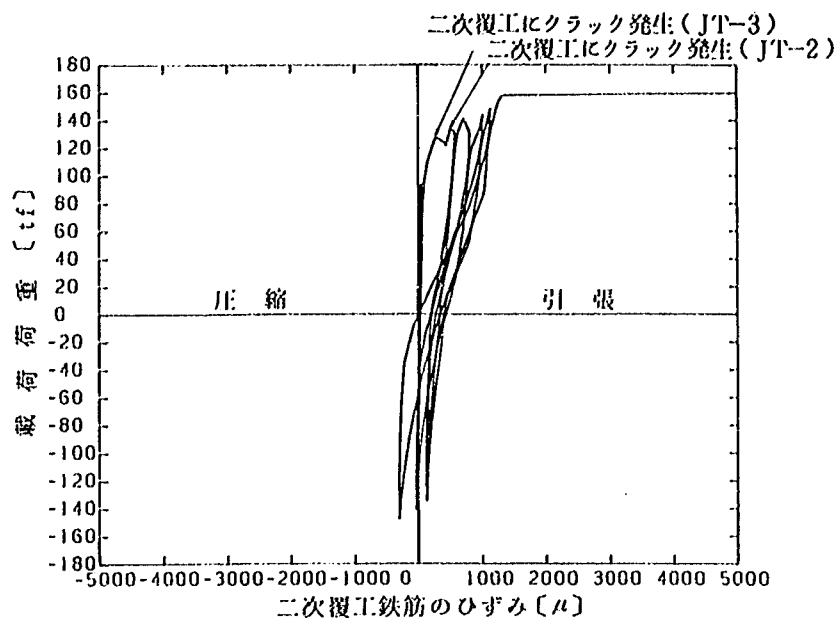


(d) S - 17 (SG 2)

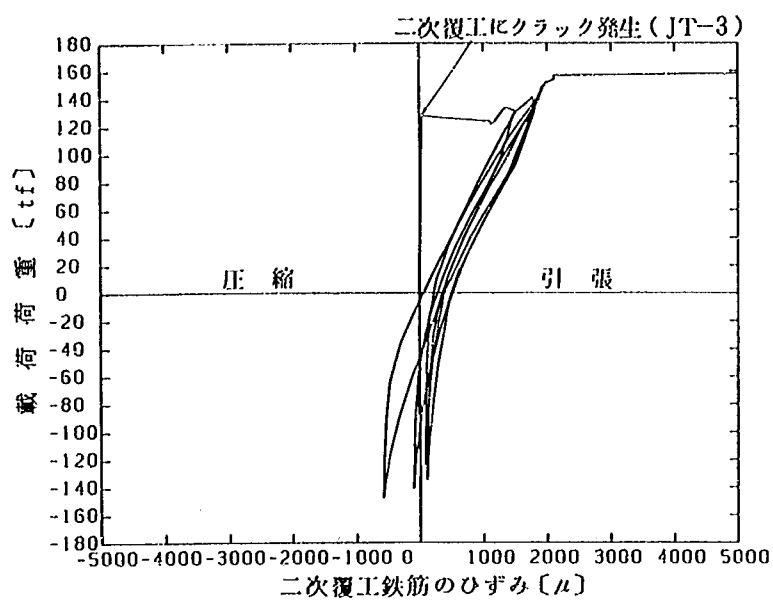


(e) S - 22 (JT-2)

図 4 - 12(2) 長手方向の二次覆工鉄筋に生じるひずみの履歴



(f) S-29 (SG1)



(g) S-34 (JT-1)

図4-12(3) 長手方向の二次覆工鉄筋に生じるひずみの履歴

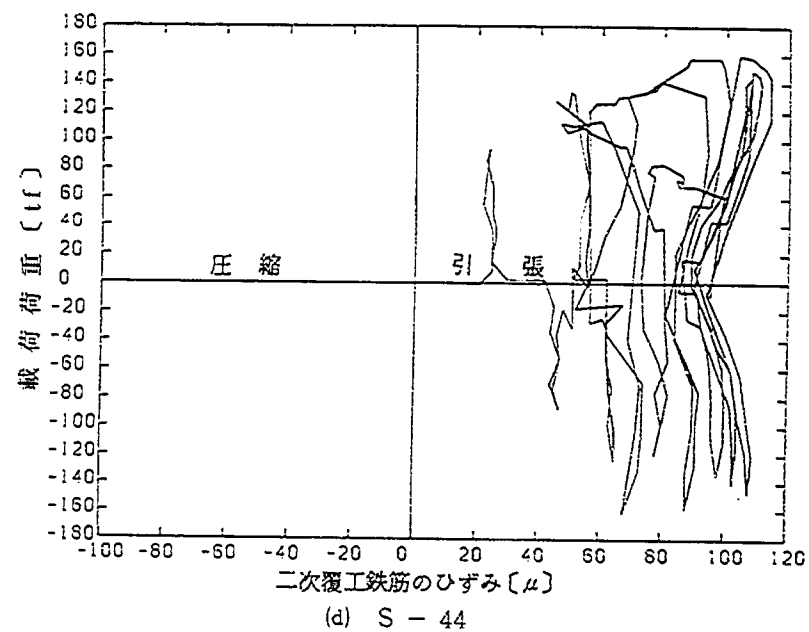
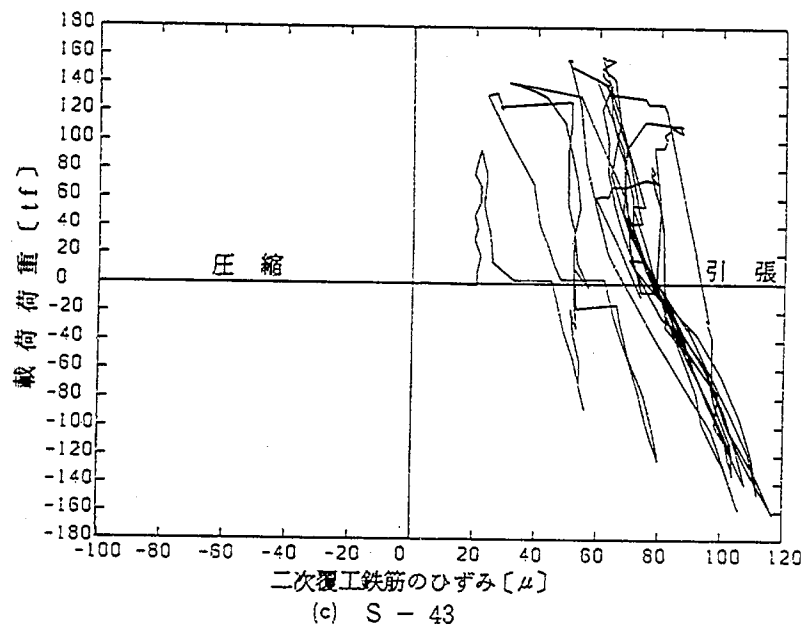
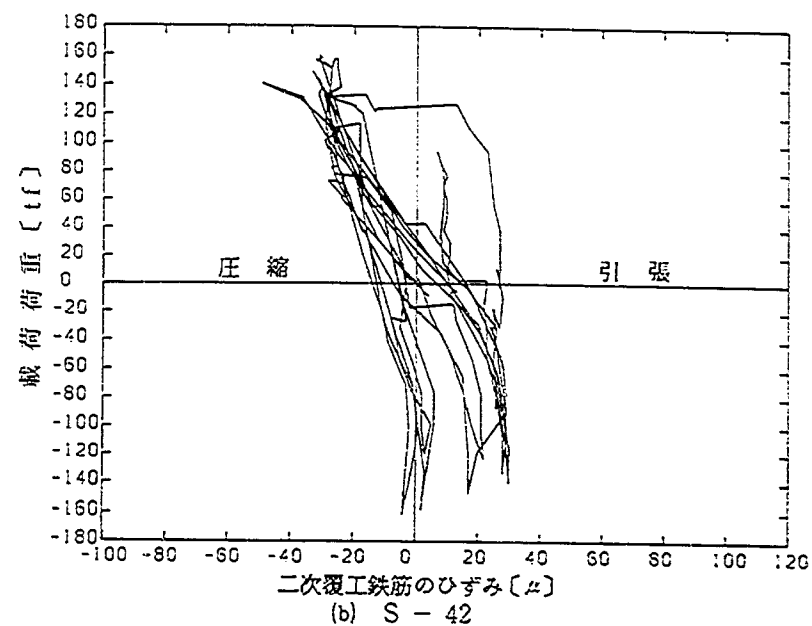
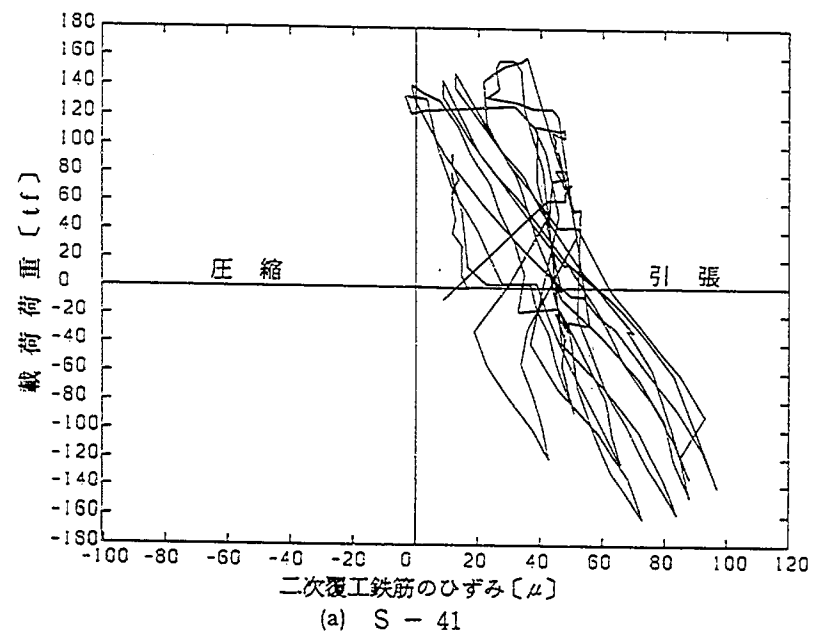


図4-13 円周方向の二次覆工鉄筋に生じる軸ひずみの履歴

5. 剛性及び耐力の評価方法

5-1 実験結果に基づくシールドトンネル長手方向剛性及び耐力の算定法の提案

5-1-1 二次覆工の無い場合

(1) 変形の特徴

3章で示した実験結果(図3-6参照)によれば、Dタイプ供試体の変形は以下のように進展する。

- A) リング継手金具面板の降伏
- B) リング継手のアンカー鉄筋の降伏
- C) リング継手のアンカー鉄筋の破断

ここで、A)のリング継手金具面板の降伏は、詳細には

- a) 降伏していない状態
- b) 面板の両端が塑性化した状態
- c) さらにボルト位置にも塑性化が生じた状態

の3つに分けられる。従って、両者を合わせると、図3-6に示した載荷履歴曲線の包絡線を図5-1に示すようにモデル化することができる。すなわち、シールドトンネルの変形及び耐力を以下のように5段階に分けて考えることができる。

- ① リング継手金具面板がまだ降伏していない状態
- ② リング継手金具面板の両端が降伏した状態
- ③ リング継手金具面板の両端の他にボルト位置でも降伏が生じた状態
- ④ リング継手のアンカー鉄筋が降伏した状態
- ⑤ リング継手のアンカー鉄筋が破断した状態

(2) 剛性評価モデルの基本的考え方

供試体のモデル化にあたり、リング継手金具面板について設けた仮定は以下の通りである。

- 1) 継ボルトの伸び量は、金具面板の曲げによる変位量に比較して、無視できる大きさであるため、ボルトの軸剛性は考慮しない。
- 2) 図5-2に示すように、定着板及びアンカー鉄筋によって両端を支持された梁として金具面板をモデル化する。なお、実際の金具面板は、周辺をコンクリートによって拘束されているが、この影響を詳しく取り入れるためには、有限要素法を用いることができる。また、設計段階では、金具面板周辺だけをモデル化した模型実験から、剛性を確認しておくのがよいと考えられる。
- 3) 金具面板をモデル化した梁の境界条件は以下の通りとする。
 - I) リング継手に作用する張力が小さい場合には、両端で固定支持
 - II) 張力が増加して金具面板の両端が降伏した場合には、両端で塑性ヒンジによる支持
 - III) さらに張力が増加した場合には、ボルト位置のプレートも降伏し、両端に加えて3箇所塑性ヒンジによる支持

4) 塑性ヒンジが生じる時のモーメント (塑性モーメント) は、次式により求める (図 5-3 参照)。

$$M_p = \frac{W \cdot t^2 \cdot \sigma_{spv}}{4} \quad (5.1)$$

ここに、 M_p : 塑性モーメント (tf・mm)

W : リング継手金具面板の幅 (mm)

t : リング継手金具面板の厚さ (mm)

σ_{spv} : リング継手金具面板の降伏応力度 (tf/mm²)

5) 梁のスパン長は以下の通りとする。

$$\bar{l} = \begin{cases} l_B = l - B & \text{(上記 a) の状態} \\ l & \text{(上記 b), c) の状態} \end{cases} \quad (5.2)$$

ここに、 $\bar{l}$: リング継手金具面板の仮想スパン長 (mm)

l : リング継手金具面板のスパン長 (mm)

B : ボルト頭部の幅 (mm)

なお、式 (5.2) で、梁のスパン長として、実際の長さ l の代わりに $l_B = l - B$ (B はボルト頭部の幅、図 5-4 参照) としたのは、この段階ではボルト頭部の幅の分は梁の長さとして有効でないことを考慮したものである。

(3) リング継手の変形及び耐力の評価法

梁の中央に荷重 p が作用すると、両端が固定支持の場合には、梁の中央に生じるたわみ δ は次のようになる。

$$\delta = 2 \cdot \frac{p l_B^3}{192 \cdot E_{sp} I_{sp}} \quad (5.3)$$

ここに、 l_B : リング継手金具面板の仮想スパン長 (mm)

E_{sp} : リング継手金具面板の弾性係数 (tf/mm²)

I_{sp} : リング継手金具面板の断面 1 次モーメント (mm³)

この時に、梁の両端に生じる曲げモーメント M_o は次のようになる。

$$M_o = \frac{p l_B}{8} \quad (5.4)$$

一方、図 5-3 に示すように、梁の両端において塑性ヒンジが生じる場合の曲げモーメント M_p は式 (5.1) で与えられるから、両端に塑性ヒンジを生じた後には、梁の中央に作用する荷重 p と荷重作用点のたわみ δ の関係は次のようになる。

$$\delta = 2 \cdot \left[\frac{p l^3}{48 \cdot E_{sp} I_{sp}} - \frac{M_p \cdot l^2}{8 \cdot E_{sp} I_{sp}} \right] \quad (5.5)$$

式 (5.3) 及び式 (5.5) を等置することにより、梁の両端に塑性ヒンジを生じさせるために必要な荷重 P_{sp1} 及び、その時の梁の中央におけるたわみ δ_{sp1} は次のように求められる。

$$p_{sp1} = \frac{6 \cdot W \cdot l^2 \cdot \sigma_{syy}}{\left\{ 4 - \left(\frac{l_B}{l} \right)^3 \right\} \cdot l} \quad (5.6)$$

$$\delta_{sp1} = \frac{W \cdot l^2 \cdot \sigma_{syy}}{\left\{ 4 - \left(\frac{l_B}{l} \right)^3 \right\}} \cdot \frac{l^2 \left(\frac{l_B}{l} \right)^3}{16 \cdot E_{sp} \cdot I_{sp}} \quad (5.7)$$

次に、梁の両端の他に、梁の中央にも塑性ヒンジが生じた場合に、梁の中央に作用する荷重 P_{sp2} は式 (5.1) による両端の塑性モーメント M_p により決まる。すなわち、

$$p_{sp2} = \frac{8 \cdot M_p}{l} \quad (5.8)$$

この時に、梁の中央に生じるたわみ δ_{sp2} は、式 (5.8) に式 (5.5) を代入することにより、次のようになる。

$$\delta_{sp2} = \frac{W \cdot l^2 \cdot \sigma_{syy} \cdot l^2}{48 \cdot E_{sp} \cdot I_{sp}} \quad (5.9)$$

以上より、5-1-1に示した a) b) c) の状態におけるリング継手 1 個あたりの剛性 k_j は、次のように求められる。

$$\begin{aligned} k_{j1} &= \frac{p_{sp1}}{\delta_{sp1}} \\ &= \frac{96 \cdot E_{sp} \cdot I_{sp}}{l_B^3} \quad \delta < \delta_{sp1} \end{aligned} \quad (5.10)$$

$$\begin{aligned} k_{j2} &= \frac{p_{sp2} - p_{sp1}}{\delta_{sp2} - \delta_{sp1}} \\ &= \frac{24 \cdot E_{sp} \cdot I_{sp}}{l^3} \quad \delta_{sp1} \leq \delta < C \cdot \delta_{sp2} \end{aligned} \quad (5.11)$$

$$k_{j3} = 0^{(注)} \quad C \cdot \delta_{sp2} \leq \delta \quad (5.12)$$

ここで、 k_{j2} から k_{j3} に剛性が変化するときのリング継手の変位量は $C \cdot \delta_{sp2}$ (C は定数) とした。これは、実際のリング継手金具面板では梁モデルと異なり、ボルトの周辺で降伏が生じて、まだ k_{j2} 程度の剛性が期待できると考えられるためである。なお、以降の計算では、経験的見地により、 $C = 2$ と仮定した。

(4) シールドトンネル 1 リングあたりの変形及び耐力の評価法

セグメント及びリング継手を図 5-5 に示すように直列バネとしてモデル化すると、5-1-1 に示した①～③の状態におけるシールドトンネル 1 リングあたりの長手方向の剛性は次のように求められる。

注) c) の状態では、たわみが微小な範囲では、たわみの増分に対する荷重の増分が 0 となるため、ここでは $k_{j3} = 0$ とした。ただし、たわみが大きくなると金具面板の剛性は 0 ではない。これについては付属資料に示す。

$$K_R = \begin{cases} K_s & \delta_j < 0 \\ \frac{K_s}{1 + \left(\frac{K_s}{K_{ji}}\right)} & (i=1, 2, 3) \quad \delta_j \geq 0 \end{cases} \quad (5.13)$$

ここに, K_R : シールドトンネル1リングあたりの長手方向の剛性 (tf/mm)

K_s : 1リングあたりのセグメントの剛性で, 次式で求められる (tf/mm)

$$K_s = \frac{E_s \cdot A_s}{l_s} \quad (5.14)$$

ここに, E_s : セグメントの弾性係数 (tf/mm²)

A_s : リング接合面の断面積 (mm²)

K_{ji} : 1リング接合面あたりのリング継手の剛性で, 次式で与えられる (tf/mm)

$$K_{ji} = n \cdot k_{ji} \quad (5.15)$$

ここに, n : 1リング接合面あたりのリング継手の数

k_{ji} : リング継手1個あたりの引張剛性で式(5.10)(5.11)(5.12)で与えられる (tf/mm)

δ_j : 1リング接合面あたりのリング継手の相対変位 (引張方向を正とする) (mm)

従って, シールドトンネル1リングあたりの剛性 K_R は式(5.13)に式(5.10)(5.11)(5.12)を代入することにより, 次のように求められる。

$$K_R = \begin{cases} K_s & \delta < 0 \\ K_{T1} = \frac{K_s}{1 + \frac{K_s}{K_{j1}}} & 0 \leq \delta < \delta_{T1} \quad (\text{①の状態}) \\ K_{T2} = \frac{K_s}{1 + \frac{K_s}{K_{j2}}} & \delta_{T1} \leq \delta < \delta_{T2} \quad (\text{②の状態}) \\ K_{T3} = 0 & \delta_{T2} \leq \delta \quad (\text{③の状態}) \end{cases} \quad (5.16)$$

ここに, δ_{Ti} は, 剛性が変化する時のシールドトンネル1リングあたりの変形量で, 次式により求めることができる (mm)。

$$\delta_{Ti} = \begin{cases} \delta_{T1} = \frac{P_{spi}}{K_{T1}} \\ \delta_{T2} = \delta_{T1} + \frac{(P_{sp2} - P_{sp1})}{K_{T2}} \end{cases} \quad (5.17)$$

ここに, P_{spi} : 1リング接合面あたりに作用する力で次式で与えられる (tf)。

$$P_{spi} = n \cdot p_{spi} \quad (i=1, 2) \quad (5.18)$$

ここに、 p_{spi} ：リング継手 1 個あたりに作用する力 (tf)

n ：1 リング接合面あたりのリング継手の数

次に、④および⑥の状態になると、コンクリートの付着切れや、クラックの発生の有無により、アンカー鉄筋が降伏したり、破断したりする時のリング継手金具面板の変形を正しく推定することは難しい。従ってここでは、アンカー鉄筋が降伏する時の荷重 P_{Ay} 及び破断するときの荷重 P_{Ar} だけを評価することとする。

$$P_{Ay} = 2 \cdot n \cdot \sigma_{Ay} \cdot A_a \quad (5.19)$$

$$P_{Ar} = 2 \cdot n \cdot \sigma_{Ar} \cdot A_a \quad (5.20)$$

ここに、 P_{Ay} ：1 リング接合面あたりのアンカー鉄筋の降伏耐力 (tf)

P_{Ar} ：1 リング接合面あたりのアンカー鉄筋の破断耐力 (tf)

σ_{Ay} ：アンカー鉄筋 1 本あたりの降伏耐力 (tf)

σ_{Ar} ：アンカー鉄筋 1 本あたりの破断耐力 (tf)

A_a ：アンカー鉄筋 1 本あたりの断面積 (mm^2)

5-1-2 二次覆工がある場合

(1) 変形の特徴

4 章で示した実験結果 (図 4-4 参照) によれば、E タイプ供試体の変形は以下のように進展する。

- A) リング接合面位置で、二次覆工コンクリートにクラックが発生
- B) リング接合面位置で、二次覆工鉄筋が降伏
- C) リング継手金具面板が降伏
- D) リング継手のアンカー鉄筋が降伏
- E) リング継手のアンカー鉄筋が破断
- F) 二次覆工鉄筋が破断

ここで、C) のリング継手金具面板の降伏は、D タイプ供試体と同様に、詳細には次の 3 つに分けられる。

- a) 降伏していない状態
- b) 面板の両端が塑性化した状態
- c) さらにボルト位置にも塑性化が生じた状態

従って、両者を併せると、実験による載荷履歴曲線の包絡線は図 5-6 に示すように 7 段階に分けて考えることができる。すなわち、

- ① リング接合面位置で二次覆工コンクリートにクラックが発生するまでの状態
- ② リング接合面位置で二次覆工鉄筋が降伏するまでの状態
- ③ リング継手金具面板の両端が降伏するまでの状態
- ④ リング継手金具面板の両端の他にボルト位置でも降伏するまでの状態
- ⑤ リング継手のアンカー鉄筋が降伏するまでの状態
- ⑥ リング継手のアンカー鉄筋が破断するまでの状態
- ⑦ 二次覆工鉄筋が破断するまでの状態

(2) 剛性評価モデル作成の基本的な考え方

供試体のモデル化にあたって設けた仮定は以下の通りである。

1) セグメント

リング内でのセグメント間にずれが生じなかったことから、各セグメントリングは、トンネル長手方向の荷重に対して弾性変形する剛性が一様な円環として評価する。

2) リング継手

リング継手金具面板は、Dタイプ供試体の場合と同じモデル化を行う。また、アンカー鉄筋のひずみは、図5-7に示すように定着板の端部で ϵ_A 、アンカー鉄筋の先端で0の分布を仮定する。

3) 二次覆工

二次覆工コンクリートの引張クラックは、各リング接合面に均等に発生するものと仮定する。

また、二次覆工に引張力が作用していくと、やがて二次覆工の鉄筋とコンクリート間の付着切れが生じる。ここでは、図5-8に示すように、リング接合面を中心としてそれぞれ両端に $l_f/2$ の範囲で付着が切れるものと仮定する。また、二次覆工鉄筋に生じるひずみは、リング接合面位置で ϵ_{Ls} 、付着が切れ始める先端では0と仮定する。

(3) シールドトンネル1リングあたりの変形及び耐力の評価方法

1) リング継手の変形及び耐力

リング継手1個あたりの剛性、伸び量及び耐力は、5-1-1(3)と同様であり、式(5.6)～(5.12)により求められる。

2) 二次覆工鉄筋の変形及び耐力

二次覆工鉄筋に生じるひずみ分布を図5-8のように仮定すれば、二次覆工鉄筋が降伏及び破断するときの鉄筋1本あたりの耐力及び伸び量は、以下のように求められる。

$$\delta_{Lsy} = \frac{1}{2} \epsilon_{Lsy} \cdot l_{f1} \quad (5.21)$$

$$p_{Lsy} = E_{Ls} \cdot A_{Ls} \cdot \epsilon_{Lsy} \quad (5.22)$$

$$\delta_{Lsr} = \frac{1}{2} \epsilon_{Lsr} \cdot l_{f2} \quad (5.23)$$

$$\begin{aligned} p_{Lsr} &= p_{Lsy} + E_{Lsy} \cdot A_{Ls} (\epsilon_{Lsr} - \epsilon_{Lsy}) \\ &= (E_{Ls} - E_{Lsy}) \cdot A_{Ls} \cdot \epsilon_{Lsy} + E_{Lsy} \cdot A_{Ls} \cdot \epsilon_{Lsr} \end{aligned} \quad (5.24)$$

ここに、 δ_{Lsy} : 二次覆工鉄筋が降伏する時にリング接合面位置に生じる伸び (mm)

δ_{Lsr} : 二次覆工鉄筋が破断する時にリング接合面位置に生じる伸び (mm)

ϵ_{Lsy} : 二次覆工鉄筋の降伏ひずみ

ϵ_{Lsr} : 二次覆工鉄筋の破断時のひずみ

p_{Lsy} : 二次覆工鉄筋1本あたりの降伏耐力 (tf)

p_{Lsr} : 二次覆工鉄筋1本あたりの破断耐力 (tf)

E_{Ls} : 二次覆工鉄筋の降伏前の弾性係数 (tf/mm²)

E_{Lsy} : 二次覆工鉄筋の降伏後の弾性係数 (tf/mm²)

A_{Ls} : 二次覆工鉄筋 1 本あたりの断面積 (mm²)

l_{f1} : 二次覆工鉄筋が降伏する時の二次覆工鉄筋とコンクリートの付着切れ長さ (mm)

l_{f2} : 二次覆工鉄筋が破断する時の二次覆工鉄筋とコンクリートの付着切れ長さ (mm)

以上により、二次覆工鉄筋 1 本あたりの降伏前の剛性 k_{Ls1} 及び降伏後の剛性 k_{Ls2} は次のように求められる。

$$\begin{aligned} k_{Ls1} &= \frac{p_{Lsy}}{\delta_{Lsy}} \\ &= \frac{2 \cdot E_{Ls} \cdot A_{Ls}}{l_{f1}} \end{aligned} \quad (5.25)$$

$$\begin{aligned} k_{Ls2} &= \frac{p_{Lsr} - p_{Lsy}}{\delta_{Lsr} - \delta_{Lsy}} \\ &= \frac{2 \cdot E_{Lsy} \cdot A_{Ls} \cdot (\epsilon_{Lsr} - \epsilon_{Lsy})}{\epsilon_{Lsr} \cdot l_{f2} - \epsilon_{Lsy} \cdot l_{f1}} \end{aligned} \quad (5.26)$$

3) シールドトンネル 1 リングあたりの剛性の評価

a) 一次覆工の剛性

シールドトンネル 1 リングあたりのセグメントの剛性 K_s 及びリング継手の剛性 K_j は、式 (5.16) 及び式 (5.15) によって与えられる。

b) 二次覆工の剛性

二次覆工コンクリートと二次覆工鉄筋に分けて、それぞれトンネル 1 リングあたりの剛性 K_L 及び K_{Ls} は、次のように求められる。

$$K_L = \frac{E_L \cdot A_L}{l_s} \quad (5.27)$$

$$K_{Ls} = \begin{cases} K_{Ls1} = m \cdot k_{Ls1} & \delta_{Ls} < \delta_{Lsy} \\ K_{Ls2} = m \cdot k_{Ls2} & \delta_{Lsy} \leq \delta_{Ls} < \delta_{Lsr} \end{cases} \quad (5.28)$$

ここに、 δ_{Ls} : 1 リング接合面あたりに生じる二次覆工鉄筋の伸び (mm)

E_L : 二次覆工コンクリートの弾性係数 (tf/mm²)

A_L : 1 リングあたりの二次覆工コンクリートの断面積 (mm²)

l_s : シールドトンネル 1 リングあたりの幅 (mm)

m : 1 リングあたりの長手方向の二次覆工鉄筋の数

c) シールドトンネル 1 リングあたりの剛性

5-1-2(1)に示した①～④の状態におけるシールドトンネル 1 リングあたりの長手方向剛性は、次のように評価される。

① リング接合面位置で二次覆工コンクリートにクラックが発生するまでの状態

図 5-9(a)に示すように、セグメントとリング継手を直列バネとして、また一次覆工と二次覆工を並列バネとしてモデル化することにより、次のように求められる。

$$\begin{aligned}
 K_{T1} &= \frac{1}{\frac{1}{K_s} + \frac{1}{K_{j1}}} \\
 &= \frac{K_s}{\frac{K_s}{K_{j1}} + 1} + K_L
 \end{aligned}
 \tag{5.29}$$

ここに、 K_s : シールドトンネル1リングあたりのセグメントの剛性 (tf/mm) (式(5.14)参照)

K_{j1} : 1リング接合面あたりのリング継手の剛性 (tf/mm) (式(5.16)参照)

K_L : シールドトンネル1リングあたりの二次覆工コンクリートの剛性 (tf/mm) (式(5.27)参照)

② リング接合面位置で二次覆工鉄筋が降伏するまでの状態

二次覆工コンクリートにクラックが生じた後は、図5-9(b)に示すように、セグメントと二次覆工コンクリート、及びリング継手と二次覆工鉄筋をそれぞれ並列バネとしてモデル化することにより、次のように求められる。

$$\begin{aligned}
 K_{T2} &= \frac{1}{\frac{1}{K_s + K_L} + \frac{1}{K_{j1} + K_{Ls1}}} \\
 &= \frac{K_s + K_L}{\frac{K_s + K_L}{K_{j1} + K_{Ls1}} + 1}
 \end{aligned}
 \tag{5.30}$$

ここに、 K_s : シールドトンネル1リングあたりのセグメントの剛性 (tf/mm) (式(5.14)参照)

K_{j1} : 1リング接合面あたりのリング継手の剛性 (tf/mm) (式(5.16)参照)

K_L : シールドトンネル1リングあたりの二次覆工コンクリートの剛性 (tf/mm) (式(5.27)参照)

K_{Ls1} : シールドトンネル1リングあたりの長手方向の二次覆工鉄筋の剛性 (tf/mm) (式(5.28)参照)

③ リング継手金具面板の両端が降伏するまでの状態

②と同様のモデル化により、次のように求められる。

$$\begin{aligned}
 K_{T3} &= \frac{1}{\frac{1}{K_s + K_L} + \frac{1}{K_{j1} + K_{Ls2}}} \\
 &= \frac{K_s + K_L}{\frac{K_s + K_L}{K_{j1} + K_{Ls2}} + 1}
 \end{aligned}
 \tag{5.31}$$

ここに、 K_s : シールドトンネル1リングあたりのセグメントの剛性 (tf/mm) (式(5.14)参照)

K_{j1} : 1リング接合面あたりのリング継手の剛性 (tf/mm) (式(5.16)参照)

K_{Ls2} : シールドトンネル 1 リングあたりの二次覆工鉄筋の剛性 (tf/mm) (式 (5. 28) 参照)

K_L : シールドトンネル 1 リングあたりの二次覆工コンクリートの剛性 (tf/mm) (式 (5. 27) 参照)

④ リング継手金具面板の両端の他にボルト位置でも降伏するまでの状態

②と同様のモデル化により、次のように求められる。

$$\begin{aligned} K_{T4} &= \frac{1}{\frac{1}{K_s + K_L} + \frac{1}{K_{j2} + K_{Ls2}}} \\ &= \frac{K_s + K_L}{\frac{K_s + K_L}{K_{j2} + K_{Ls2}} + 1} \end{aligned} \quad (5. 32)$$

ここに、 K_s : シールドトンネル 1 リングあたりのセグメントの剛性 (tf/mm) (式 (5. 14) 参照)

K_{j2} : 1 リング接合面あたりのリング継手の剛性 (tf/mm) (式 (5. 16) 参照)

K_{Ls2} : シールドトンネル 1 リングあたりの二次覆工鉄筋の剛性 (tf/mm) (式 (5. 28) 参照)

K_L : シールドトンネル 1 リングあたりの二次覆工コンクリートの剛性 (tf/mm) (式 (5. 27) 参照)

次に、5-1-2に示した⑥～⑦の状態になると、Dタイプ供試体の場合と同様に、アンカー鉄筋が降伏したり、破断したりするときのリング継手金具面板の変形を正しく推定することは難しい。従ってこの状態については、アンカー鉄筋及び二次覆工鉄筋が破断するときの荷重だけを評価することにするが、これについては後述する。

4) シールドトンネル 1 リングあたりの変形及び耐力の評価

上述した、①～④の状態において、剛性が変化するときのシールドトンネル 1 リングあたりの長手方向の変形量及び耐力は次のように評価される。

① リング接合面位置で二次覆工コンクリートにクラックが発生するとき

二次覆工コンクリートにクラックが発生するときの二次覆工 1 リングあたりの変形量 δ_1 は、二次覆工コンクリートの引張強度を σ_t とすれば、次のように与えられる。

$$\delta_1 = \frac{\sigma_t}{E_L} \cdot l_s \quad (5. 33)$$

一次覆工と二次覆工は並列バネとしてモデル化しているため、 δ_1 はシールドトンネル 1 リングあたりの変形量と同じである。この時にシールドトンネル 1 リングあたりに作用する力 P_1 は、リング継手と二次覆工鉄筋を並列バネとしてモデル化していることにより、次のように求められる。

$$\begin{aligned} P_1 &= K_{T1} \cdot \delta_1 \\ &= \left\{ \frac{K_s}{\frac{K_s}{K_{j1}} + 1} + K_L \right\} \cdot \frac{\sigma_t}{E_L} \cdot l_s \end{aligned}$$

$$= \left\{ \frac{K_s}{\left(\frac{K_s}{K_{j1}} + 1 \right) \cdot K_L} + 1 \right\} \cdot \sigma_t \cdot A_L \quad (5.34)$$

② リング接合面位置で二次覆工鉄筋が降伏する時

二次覆工鉄筋が降伏するときの、シールドトンネル1リングあたりの鉄筋の伸び量 δ_{Lsy} は式 (5.21) で与えられる。この時にシールドトンネル1リングあたりに作用する力 P_2 は、リング継手と二次覆工鉄筋を並列バネとしてモデル化していることにより、次のように求められる。

$$\begin{aligned} P_2 &= (K_{j1} + K_{Ls1}) \cdot \delta_{Lsy} \\ &= (K_{j1} + K_{Ls1}) \cdot \frac{1}{2} \epsilon_{Lsy} \cdot l_{f1} \end{aligned} \quad (5.35)$$

また、この時のシールドトンネル1リングあたりの変形量 δ_2 は次のように求められる。

$$\begin{aligned} \delta_2 &= \frac{P_2}{K_{T2}} \\ &= \frac{(K_{j1} + K_{Ls1}) \cdot \frac{1}{2} \epsilon_{Lsy} \cdot l_{f1}}{\frac{K_s + K_L}{\frac{K_s + K_L}{K_{j1} + K_{Ls1}} + 1}} \\ &= \left(1 + \frac{K_{j1} + K_{Ls1}}{K_s + K_L} \right) \cdot \frac{1}{2} \epsilon_{Lsy} \cdot l_{f1} \end{aligned} \quad (5.36)$$

③ リング継手金具面板の両端が降伏するとき

リング継手金具面板の両端が降伏するときのリング継手1個あたりの変形量 δ_{sp1} は、式 (5.6) で与えられる。従って、二次覆工鉄筋が降伏してから、リング継手金具面板の両端が降伏するまでに生じるリング継手1個あたりの変形量の増加分 $\Delta\delta_{sp}$ は、次のようになる。

$$\Delta\delta_{sp} = \delta_{sp1} - \delta_{Lsy} \quad (5.37)$$

リング継手の変位を $\Delta\delta_{sp}$ だけ増加させるために、シールドトンネル1リングあたりに加えるべき力 ΔP は、次のように求められる。

$$\Delta P = (K_{j1} + K_{Ls2}) \cdot \Delta\delta_{sp} \quad (5.38)$$

従って、リング継手金具面板の両端が降伏するとき、シールドトンネル1リングあたりに作用すべき力 P_3 は次のように求められる。

$$\begin{aligned} P_3 &= P_2 + \Delta P \\ &= (K_{j1} + K_{Ls1}) \cdot \frac{1}{2} \epsilon_{Lsy} \cdot l_{f1} + (K_{j1} + K_{Ls2}) \cdot \Delta\delta_{sp} \\ &= (K_{Ls1} + K_{Ls2}) \cdot \frac{1}{2} \epsilon_{Lsy} \cdot l_{f1} + (K_{j1} + K_{Ls2}) \cdot \delta_{sp1} \end{aligned} \quad (5.39)$$

また、この時のシールドトンネル1リングあたりの変形量 δ_3 は、次のように求められる。

$$\begin{aligned}
\delta_3 &= \delta_2 + \frac{\Delta P}{K_{T3}} \\
&= \left(1 + \frac{K_{j1} + K_{Ls1}}{K_s + K_L}\right) \cdot \frac{1}{2} \varepsilon_{Lsy} \cdot l_{f1} + \frac{(K_{j1} + K_{Ls2}) \cdot \Delta \delta_{sp}}{\frac{K_s + K_L}{\frac{K_s + K_L}{K_{j1} + K_{Ls2}} + 1}} \\
&= \left(1 + \frac{K_{j1} + K_{Ls2}}{K_s + K_L}\right) \cdot \delta_{sp} + \frac{K_{Ls1} + K_{Ls2}}{K_s + K_L} \cdot \frac{1}{2} \varepsilon_{Lsy} \cdot l_{f1} \quad (5.40)
\end{aligned}$$

④ リング継手金具面板の両端の他にボルト位置でも降伏する時

リング継手金具面板が両端の他にボルト位置でも降伏する時のリング継手 1 個あたりの変形量 δ_{sp2} は、式 (5.8) で与えられる。従って、リング継手金具面板が両端で降伏してからボルト位置でも降伏するまでに生じるリング継手 1 個あたりの変形量の増加分 $\Delta \delta_{sp}$ は、次のとおりである。

$$\Delta \delta_{sp} = \delta_{sp1} - \delta_{sp2} \quad (5.41)$$

リング継手の変位を $\Delta \delta_{sp}$ だけ増加させるために、シールドトンネル 1 リングあたりに加えるべき力 ΔP は、次のように求められる。

$$\Delta P = (K_{j2} + K_{Ls2}) \cdot \Delta \delta_{sp} \quad (5.42)$$

従って、リング継手金具面板の両端が降伏するときに、シールドトンネル 1 リングあたりに作用すべき力 P_4 は、次のように求められる。

$$\begin{aligned}
P_4 &= P_3 + \Delta P \\
&= (K_{Ls1} - K_{Ls2}) \cdot \frac{1}{2} \varepsilon_{Lsy} \cdot l_{f1} + (K_{j1} + K_{Ls2}) \delta_{sp1} \\
&\quad + (K_{j2} + K_{Ls2}) \Delta \delta_{sp} \\
&= (K_{Ls1} - K_{Ls2}) \cdot \frac{1}{2} \varepsilon_{Lsy} \cdot l_{f1} + (K_{j1} - K_{j2}) \delta_{sp1} \\
&\quad + (K_{j2} + K_{Ls2}) \delta_{sp2} \quad (5.43)
\end{aligned}$$

また、この時のシールドトンネル 1 リングあたりの変形量 δ_4 は、次のように求められる。

$$\begin{aligned}
\delta_4 &= \delta_3 + \frac{\Delta P}{K_{T4}} \\
&= \left(1 + \frac{K_{j1} + K_{Ls2}}{K_s + K_L}\right) \delta_{sp1} + \frac{K_{Ls1} - K_{Ls2}}{K_s + K_L} \cdot \frac{1}{2} \varepsilon_{Lsy} \cdot l_{f1} \\
&\quad + \frac{(K_{j2} + K_{Ls2}) \cdot \Delta \delta_{sp}}{\frac{K_s + K_L}{\frac{K_s + K_L}{K_{j2} + K_{Ls2}} + 1}}
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
&= \frac{K_{Ls1} - K_{Ls2}}{K_s + K_L} \cdot \frac{1}{2} \varepsilon_{Lsy} \cdot l_{f1} + \frac{K_{j1} - K_{j2}}{K_s + K_L} \cdot \delta_{sp1} \\
&\quad + \left(1 + \frac{K_{j2} + K_{Ls2}}{K_s + K_L} \right) \delta_{sp2}
\end{aligned} \tag{5.44}$$

なお、前述したように、5-1-2に示した⑤～⑦の状態の剛性は評価することができないため、ここでは、リング継手の変形量としてアンカー鉄筋の伸びだけを考えた場合に、アンカー鉄筋が降伏、破断する時のトンネルの耐力、及び二次覆工鉄筋が破断するときのトンネルの耐力のみを評価する。

a) アンカー鉄筋が降伏するときのシールドトンネル1リングあたりの耐力

1リング接合面あたりのアンカー鉄筋の降伏前の剛性 K_{A1} 、及び降伏後の剛性 K_{A2} は、次のように与えられる。

$$K_{A1} = \frac{2 \cdot n \cdot A_A \cdot E_A}{l_A} \tag{5.45}$$

$$K_{A2} = \frac{2 \cdot n \cdot A_A \cdot E_{Ay}}{l_A} \tag{5.46}$$

ここに、 n : 1リング接合面あたりのリング継手の数

E_A : アンカー鉄筋の降伏前の弾性係数 (tf/mm²)

E_{Ay} : アンカー鉄筋の降伏後の弾性係数 (tf/mm²)

A_A : アンカー鉄筋の断面積 (mm²)

l_A : 定着板端部からのアンカー鉄筋の長さ (mm)

アンカー鉄筋のひずみ分布を図5-7に示すように仮定すれば、アンカー鉄筋が降伏するとき、1リング接合面あたりのアンカー鉄筋の伸び δ_{Ay} は、次のように与えられる。

$$\begin{aligned}
\delta_{Ay} &= 2 \cdot \frac{1}{2} \cdot \varepsilon_{Ay} \cdot l_A \\
&= \varepsilon_{Ay} \cdot l_A
\end{aligned} \tag{5.47}$$

ここに、 ε_{Ay} : アンカー鉄筋の降伏ひずみ

式(5.45)、(5.47)及び式(5.21)、(5.28)から、この時にリング継手及び二次覆工鉄筋に作用すべき力 P_A 、 P_{Ls} は、次のように求められる。

$$P_A = K_{A1} \cdot \delta_{Ay} \tag{5.48}$$

$$P_{Ls} = K_{Ls1} \cdot \delta_{Lsy} + K_{Ls2} (\delta_{Ay} - \delta_{Lsy}) \tag{5.49}$$

従って、アンカー鉄筋が降伏するときに、シールドトンネル1リングあたりに作用すべき力 P_5 は、次のように求められる。

$$\begin{aligned}
P_5 &= P_A + P_{Ls} \\
&= (K_{Ls1} - K_{Ls2}) \cdot \frac{1}{2} \cdot \varepsilon_{Lsy} \cdot l_{f1} + (K_{A1} + K_{Ls2}) \varepsilon_{Ay} \cdot l_A
\end{aligned} \tag{5.50}$$

b) アンカー鉄筋が破断するとき、シールドトンネル1リングあたりの耐力

アンカー鉄筋が破断するとき、1リング接合面あたりのアンカー鉄筋の伸び δ_{Ar} は、次のように与

えられる。

$$\begin{aligned}\delta_{Ar} &= 2 \cdot \frac{1}{2} \cdot \epsilon_{Ar} \cdot l_A \\ &= \epsilon_{Ar} \cdot l_A\end{aligned}\quad (5.51)$$

ここに、 ϵ_{Ar} ：アンカー鉄筋の破断時のひずみ

式(5.45)，(5.46)，(5.51)及び式(5.21)，(5.28)から、この時にリング継手及び二次覆工鉄筋に作用すべき力 P_A ， P_{Ls} は、次のように求められる。

$$P_A = K_{A1} \cdot \delta_{Ay} + K_{A2} \cdot (\delta_{Ar} - \delta_{Ay}) \quad (5.52)$$

$$P_{Ls} = K_{Ls1} \cdot \delta_{Lsy} + K_{Ls2} \cdot (\delta_{Ar} - \delta_{Lsy}) \quad (5.53)$$

従って、アンカー鉄筋が破断するときに、シールドトンネル1リングあたりに作用すべき力 P_6 は、次のように求められる。

$$\begin{aligned}P_6 &= P_A + P_{Ls} \\ &= (K_{Ls1} - K_{Ls2}) \cdot \frac{1}{2} \epsilon_{Lsy} \cdot l_{f1} + (K_{A1} - K_{A2}) \epsilon_{Ay} \cdot l_A \\ &\quad + (K_{A2} + K_{Ls2}) \cdot \epsilon_{Ar} \cdot l_A\end{aligned}\quad (5.54)$$

c) 二次覆工鉄筋が破断するときの、シールドトンネル1リングあたりの耐力

二次覆工鉄筋が破断するとき、シールドトンネル1リングあたりに作用すべき力 P_7 は、式(5.23)，(5.28)から次のように求められる。

$$\begin{aligned}P_7 &= K_{Ls1} \cdot \epsilon_{Lsy} + K_{Ls2} (\delta_{Lsr} - \delta_{Lsy}) \\ &= (K_{Ls1} - K_{Ls2}) \cdot \frac{1}{2} \epsilon_{Lsy} \cdot l_{f1} + K_{Ls2} \cdot \frac{1}{2} \epsilon_{Lsr} \cdot l_{f2}\end{aligned}\quad (5.55)$$

5-2 試算及び実験結果との比較

5-2-1 二次覆工の無い場合

5-1-1で示した評価方法を用いて、Dタイプ供試体の剛性、耐力及び変形量を計算すると以下の通りである。

$$\delta_{sp1} = \frac{96.9^2 \cdot 3 \times 10^{-2}}{\left\{ 4 - \left(\frac{82}{112} \right)^3 \right\}} \cdot \frac{112^2 \cdot \left(\frac{82}{112} \right)^3}{16 \cdot 21 \cdot 5832} = 0.16 \text{ (mm)}$$

$$\delta_{sp2} = \frac{96.9^2 \cdot 3 \times 10^{-2} \cdot 112^2}{48.21 \cdot 5832} = 0.50 \text{ (mm)}$$

$$P_{sp1} = 8 \cdot \frac{6.96 \cdot 9^2 \cdot 3 \times 10^{-2}}{\left\{ 4 - \left(\frac{82}{112} \right)^3 \right\} \cdot 112} = 27.7 \text{ (tf)}$$

$$P_{sp2} = 8 \cdot \frac{8}{112} \cdot \frac{96.9^2 \cdot 3 \times 10^{-2}}{4} = 33.4 \text{ (tf)}$$

$$K_{j1} = 8 \cdot \frac{96 \cdot 21 \cdot 5832}{82^3} = 170.6 \text{ (tf/mm)}$$

$$K_{j2} = 8 \cdot \frac{24 \cdot 21 \cdot 5832}{112^3} = 16.7 \text{ (tf/mm)}$$

$$K_{j3} = 0 \quad (\text{tf/mm})$$

$$K_s = \frac{4.74 \cdot 6.98 \times 10^5}{900} = 3676.0 \text{ (tf/mm)}$$

$$K_{T1} = \frac{3676}{1 + \frac{3676}{170.56}} = 163.0 \text{ (tf/mm)}$$

$$K_{T2} = \frac{3676}{1 + \frac{3676}{16.72}} = 16.6 \text{ (tf/mm)}$$

$$K_{T3} = 0 \quad (\text{tf/mm})$$

$$\delta_{T1} = \frac{27.7}{163.0} = 0.17 \text{ (mm)}$$

$$\delta_{T2} = 0.17 + \frac{33.4 - 27.7}{16.6} = 0.51 \text{ (mm)}$$

$$P_{Ay} = 2 \cdot 8 \cdot 3.52 \times 10^{-2} \cdot 71.33 = 40.2 \text{ (tf)}$$

$$P_{Ar} = 2 \cdot 8 \cdot 4.92 \times 10^{-2} \cdot 71.33 = 56.2 \text{ (tf)}$$

図5-10は、シールドトンネル3リング分の荷重～変位の関係を計算し、実験値と比較したものである。これにより、以下の事項が指摘される。

(1) リング継手金具面板が両端で降伏し(27.7 tf, 0.51mm), さらに変形が進んで、ボルト位置でも降伏(33.4 tf, 1.53mm)するまでは、計算値は実験値と非常に良く一致している。従って、②の状態までは、5-1で示した評価方法の精度は良いと考えられる。

(2) リング継手金具面板がボルト位置でも降伏した後は、実験ではなおかなりの剛性を有しているが、解析上の剛性は0であり、両者は一致しない。この理由は、面板の中央に塑性ヒンジが生じた後は、解析モデルでは面板の剛性を0としているが、実際には、微小変形理論からはずれば、面板の剛性は0とはならないこと、また、アンカー鉄筋の伸びも考慮しなければならないことによるものである。従って、面板がボルト位置でも降伏した後のシールドトンネルの剛性を把握するためには、ボルト位置で降伏した後の面板の剛性を見込むとともに、コンクリートの付着を考慮したアンカー鉄筋の伸び量を正確に求める必要がある。

(3) アンカー鉄筋の破断強度は56.2 tfであり、これは実験による最大耐力52.5 tfに近い値となる。

5-2-2 二次覆工の有る場合

5-1-2で示した解析モデルを用いて、Eタイプ供試体の剛性、耐力及び変形量を計算すると以下の通りである。ただし二次覆工鉄筋が降伏するときの、鉄筋とコンクリートとの付着切れ長さ l_{f1} は、150 mmと仮定した。この理由は、載荷実験ではリング継手面板の降伏よりも二次覆工鉄筋の降伏の方が早く生じているが、付着切れ長さを150 mmよりも大きくとると、計算上二次覆工鉄筋の降伏よりもリング継手金具面板の降伏が先行することになるためである。また、二次覆工鉄筋が破断するときには、セグメントリング幅の $\frac{1}{3}$ 程度は付着が切れているものと仮定して、 l_{f2} は600 mmとした。

$$K_s = 3676.0 \quad (\text{tf/mm})$$

$$K_{j1} = 170.6 \quad (\text{tf/mm})$$

$$K_{j2} = 16.7 \quad (\text{tf/mm})$$

$$K_{j3} = 0 \quad (\text{tf/mm})$$

$$K_L = \frac{2.63 \cdot 8.48 \times 10^5}{900} = 2478.0 \quad (\text{tf/mm})$$

$$K_{Ls1} = 16 \cdot \frac{2 \cdot 20.3 \cdot 126.7}{150} = 548.7 \quad (\text{tf/mm})$$

$$K_{Ls2} = 16 \cdot \frac{2 \cdot 0.089 \cdot 126.7 \cdot (0.202 - 0.174 \times 10^{-2})}{0.202 \cdot 600 - 0.174 \times 10^{-2} \cdot 150} = 0.6 \quad (\text{tf/mm})$$

$$K_{T1} = \frac{\frac{3676.0}{\frac{3676.0}{170.6} + 1} + 2478.0}{1} = 2641.0 \quad (\text{tf/mm})$$

$$K_{T2} = \frac{\frac{3676.0 + 2478.0}{\frac{3676.0 + 2478.0}{170.6 + 548.7} + 1}}{1} = 644.0 \quad (\text{tf/mm})$$

$$K_{T3} = \frac{\frac{3676.0 + 2478.0}{\frac{3676.0 + 2478.0}{170.6 + 0.6} + 1}}{1} = 166.6 \quad (\text{tf/mm})$$

$$K_{T4} = \frac{\frac{3676.0 + 2478.0}{\frac{3676.0 + 2478.0}{16.7 + 0.6} + 1}}{1} = 17.3 \quad (\text{tf/mm})$$

$$\delta_1 = \frac{22.1 \times 10^{-5}}{2.63} \cdot 900 = 0.08 \quad (\text{mm})$$

$$P_1 = 2641.0 \cdot 0.08 = 211.3 \quad (\text{tf})$$

$$\delta_2 = \frac{93.9}{644.0} = 0.15 \quad (\text{mm})$$

$$P_2 = (170.6 + 548.7) \cdot \frac{1}{2} \cdot 0.174 \times 10^{-2} \cdot 150 = 93.9 \quad (\text{tf})$$

$$\delta_3 = \left(1 + \frac{170.6 + 0.6}{3676.0 + 2478.0} \right) \cdot 0.16 + \frac{548.7 - 0.6}{3676.0 + 2478.0} \cdot \frac{1}{2} \cdot 0.174 \times 10^{-2} \cdot 150$$

$$= 0.18 \quad (\text{mm})$$

$$P_3 = (548.7 - 0.6) \cdot \frac{1}{2} \cdot 0.174 \times 10^{-2} \cdot 150 + (170.6 + 0.6) \cdot 0.16 = 98.9 \quad (\text{tf})$$

$$\delta_4 = \frac{548.7 - 0.6}{3676.0 + 2478.0} \cdot \frac{1}{2} \cdot 0.174 \times 10^{-2} \cdot 150 + \frac{170.6 - 16.7}{3676.0 + 2478.0} \cdot 0.16$$

$$+ \left(1 + \frac{16.7 + 0.6}{3476.0 + 2478.0} \right) \cdot 0.50 = 0.52 \quad (\text{mm})$$

$$P_4 = (548.7 - 0.6) \cdot \frac{1}{2} \cdot 0.174 \times 10^{-2} \cdot 150 + (170.6 - 16.7) \cdot 0.16 + (16.7 + 0.6) \cdot 0.50$$

$$= 104.8 \quad (\text{tf})$$

$$K_{A1} = \frac{2 \cdot 8 \cdot 19.4 \cdot 71.33}{245} = 90.4 \quad (\text{tf/mm})$$

$$K_{A2} = \frac{2 \cdot 8 \cdot 7.6 \times 10^{-2} \cdot 71.33}{245} = 0.35 \quad (\text{tf/mm})$$

$$P_5 = (548.7 - 0.6) \cdot \frac{1}{2} \cdot 0.174 \times 10^{-2} \cdot 150 + (90.4 + 0.6) \cdot 1811 \times 10^{-6} \cdot 245 = 111.9 \quad (\text{tf})$$

$$P_6 = (548.7 - 0.6) \cdot \frac{1}{2} \cdot 0.174 \times 10^{-2} \cdot 150 + (90.4 - 0.35) \cdot 1811 \times 10^{-6} \cdot 245$$

$$+ (0.35 + 0.6) \cdot 0.185 \cdot 245 = 154.5 \quad (\text{tf})$$

$$P_7 = (548.7 - 0.6) \cdot \frac{1}{2} \cdot 0.174 \times 10^{-2} \cdot 150 + 0.6 \cdot \frac{1}{2} \cdot 0.202 \cdot 600 = 107.9 \quad (\text{tf})$$

図5-11は、シールドトンネル3リング分の荷重～変位の関係を計算し、実験結果と比較したものである。これによれば、以下の事項が指摘される。

(1) 計算上、二次覆工コンクリートに引張クラックが生じるためには、211 tfの荷重が必要とされるが、実験では、127 tf程度しか生じていない。これは、実験前においてすでに供試体には初期クラックが生じているためである。実際のシールドトンネルにおいても、二次覆工コンクリートには初期クラックが生じると考えられるため、二次覆工が分担する引張荷重はそれほど顕著とはならないとみても良いと考えられる。

(2) 二次覆工コンクリートに引張クラックが生じた後では、二次覆工鉄筋が降伏（93.9 tf, 0.24 mm）し、リング継手金具面板の両端が降伏（98.9 tf, 0.54 mm）するまでは、計算値は概ね実験結果の特徴を表わしている。ただしこれ以降になると、同一の変位に対する荷重は、計算値の方が実験値に比べて20%程度小さい。この理由としては、以下の事項が考えられる。

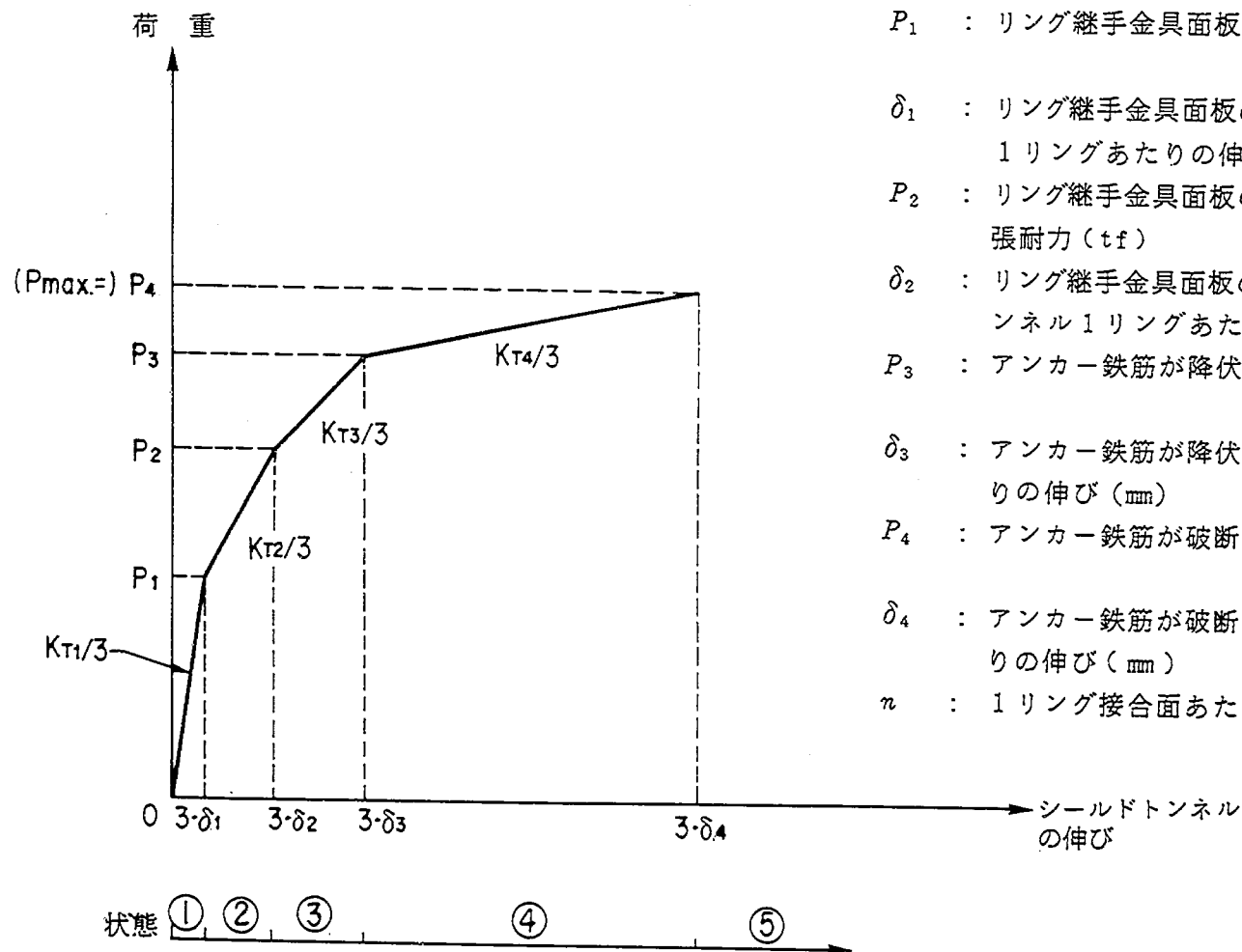
a) 二次覆工が有る場合には、ボルトボックス内にコンクリートが充填されるため、リング継手の剛性

を過小評価する傾向がある。

b) リング継手金具面板は、ボルト位置で降伏した後においても、実験ではなおかなりの剛性を有しているが、計算モデルではこの効果を見込んでいない。

c) 同一の変位に対する荷重の大小には、シールドトンネルを構成する部材、特にセグメントコンクリート及びリング継手の物性が大きな影響を及ぼすが、これらの推定に誤差があるため。

(3) アンカー鉄筋の破断強度から計算されるトンネルの耐力は、154.5 tf となり、これは実験でアンカー鉄筋が破断を開始した時の耐力 157 tf と良く一致している。



K_T : シールドトンネル1リングあたりの引張剛性 (tf/mm)

P_1 : リング継手金具面板の両端が降伏する時の引張耐力 (tf)

δ_1 : リング継手金具面板の両端が降伏する時のトンネル1リングあたりの伸び (mm)

P_2 : リング継手金具面板のボルト位置が降伏する時の引張耐力 (tf)

δ_2 : リング継手金具面板のボルト位置が降伏する時のトンネル1リングあたりの伸び (mm)

P_3 : アンカー鉄筋が降伏する時の引張耐力 (tf)

δ_3 : アンカー鉄筋が降伏する時のトンネル1リングあたりの伸び (mm)

P_4 : アンカー鉄筋が破断する時の引張耐力 (tf)

δ_4 : アンカー鉄筋が破断する時のトンネル1リングあたりの伸び (mm)

n : 1リング接合面あたりのリング継手の数

図5-1 二次覆工のないシールドトンネル(3リング分)の変形および耐力のモデル

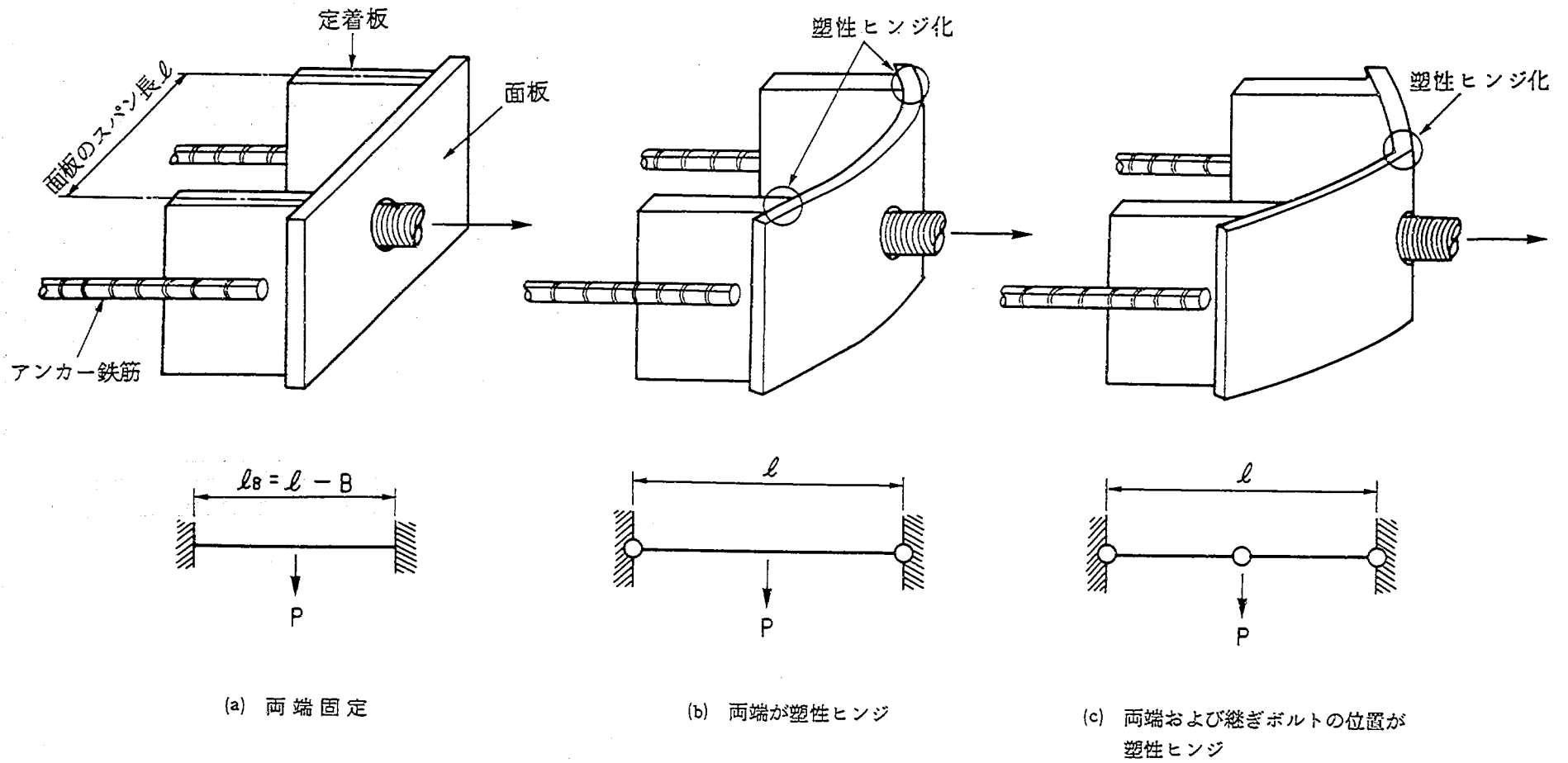
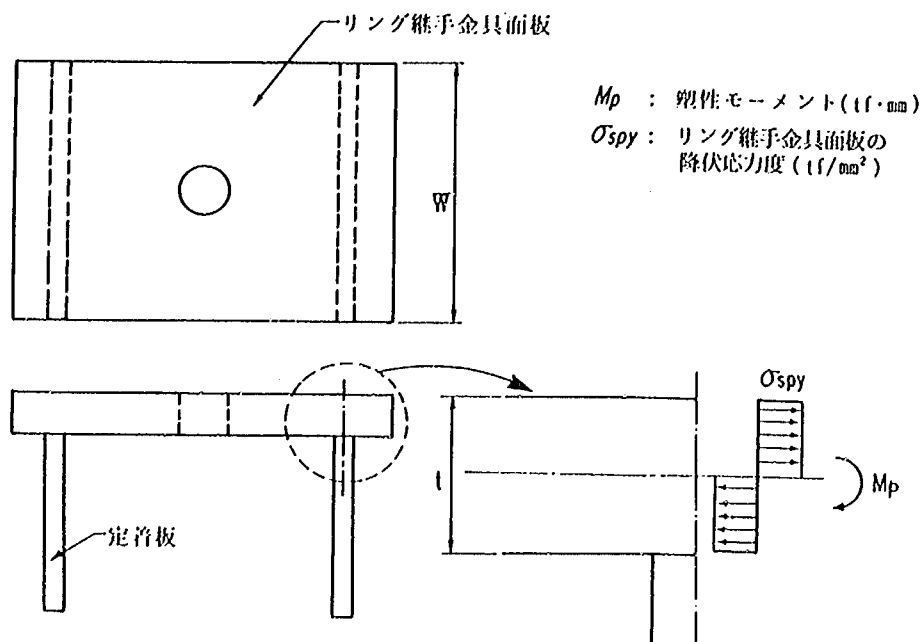


図 5-2 継手金具面板のモデル化



$$M_p = \frac{B \cdot t^2 \cdot \sigma_{spy}}{4}$$

図 5-3 塑性モーメントの仮定

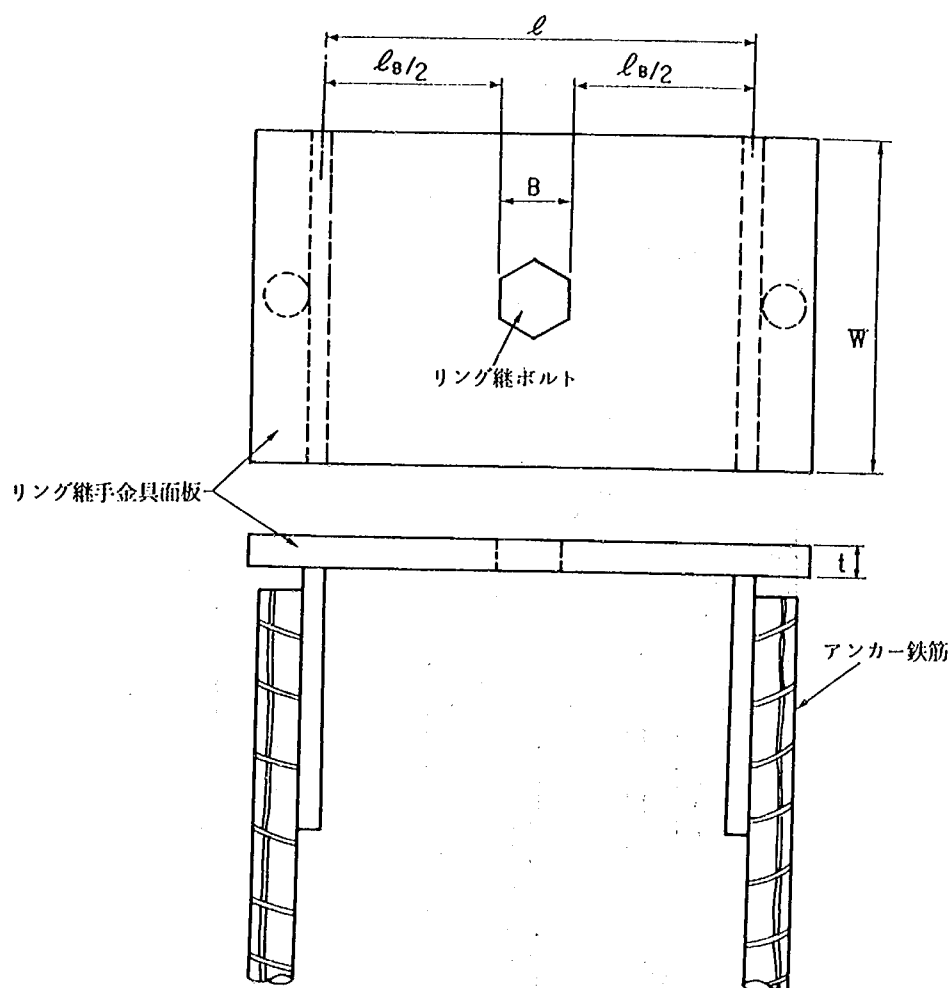


図 5-4 リング継手金具面板の諸元

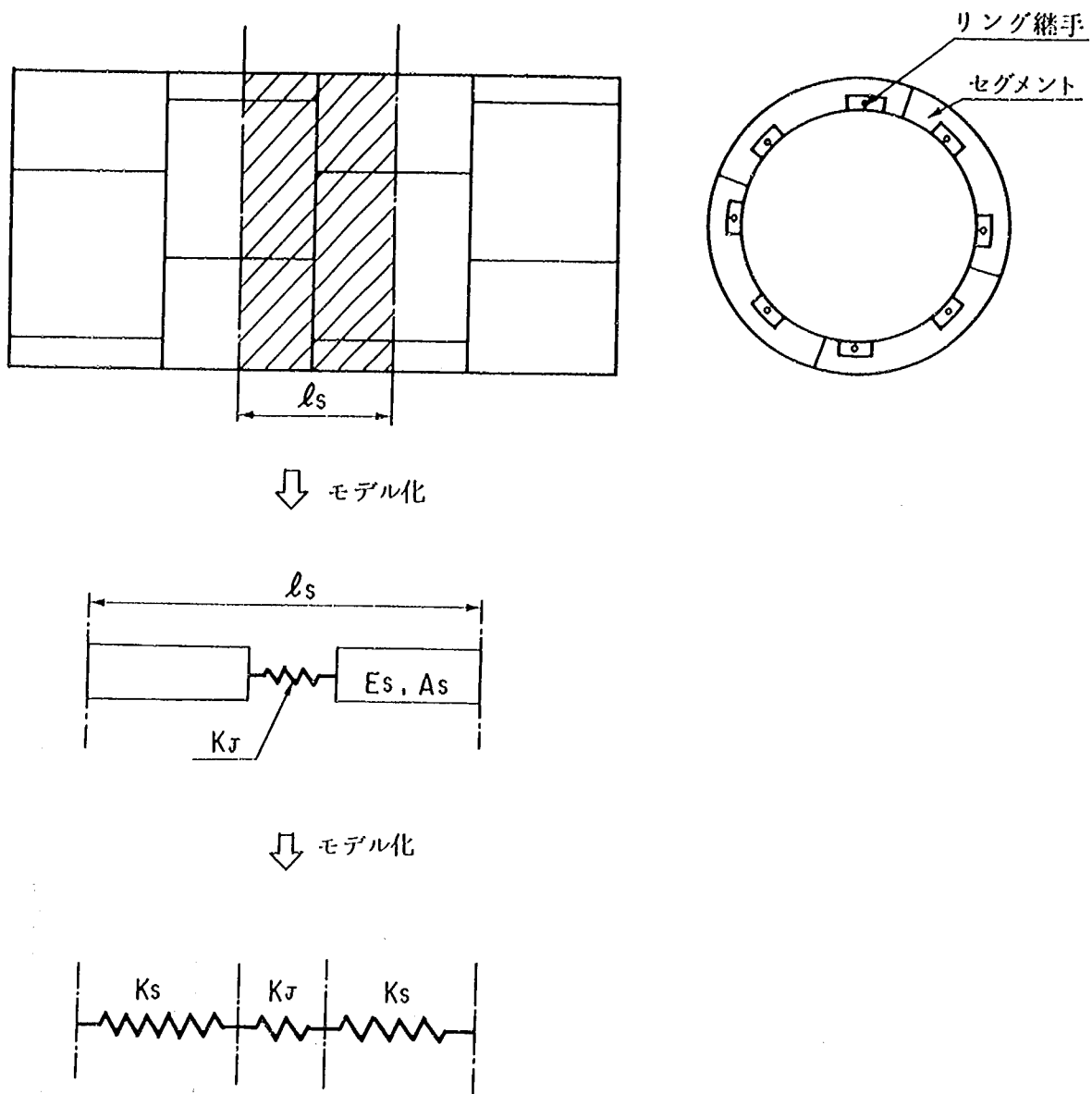
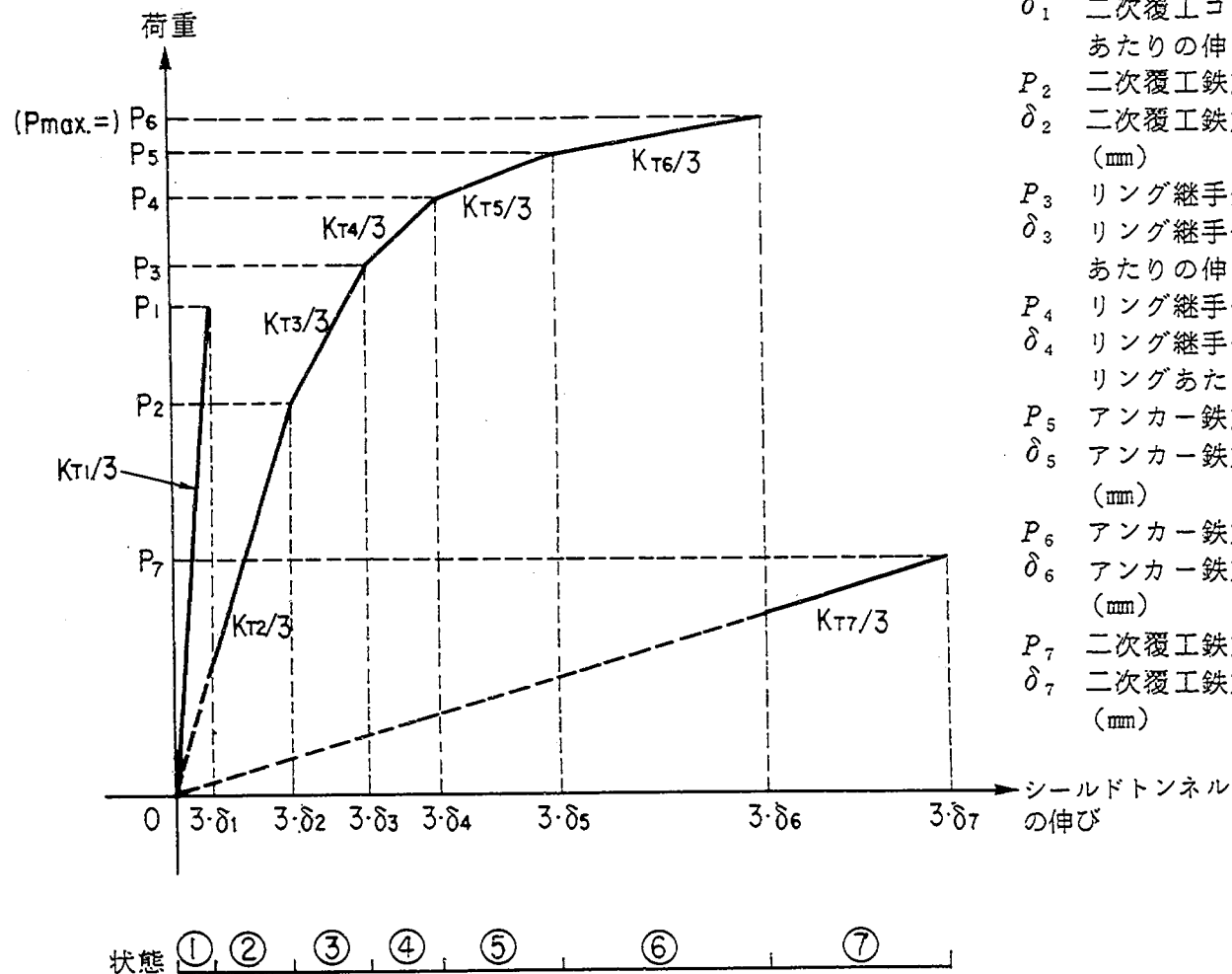


図 5-5 セグメントおよびリング継手のモデル化



- K_T シールドトンネル 1 リングあたりの引張剛性 (tf/mm)
 P_1 二次覆工コンクリートにクラックが生じる時の引張耐力 (tf)
 δ_1 二次覆工コンクリートにクラックが生じる時のトンネル 1 リングあたりの伸び (mm)
 P_2 二次覆工鉄筋が降伏する時の引張耐力 (tf)
 δ_2 二次覆工鉄筋が降伏する時のトンネル 1 リングあたりの伸び (mm)
 P_3 リング継手金具面板の両端が降伏する時の引張耐力 (tf)
 δ_3 リング継手金具面板の両端が降伏する時のトンネル 1 リングあたりの伸び (mm)
 P_4 リング継手金具面板のボルト位置が降伏する時の引張耐力 (tf)
 δ_4 リング継手金具面板のボルト位置が降伏する時のトンネル 1 リングあたりの伸び (mm)
 P_5 アンカー鉄筋が降伏する時の引張耐力 (tf)
 δ_5 アンカー鉄筋が降伏する時のトンネル 1 リングあたりの伸び (mm)
 P_6 アンカー鉄筋が破断する時の引張耐力 (tf)
 δ_6 アンカー鉄筋が破断する時のトンネル 1 リングあたりの伸び (mm)
 P_7 二次覆工鉄筋が破断する時の引張耐力 (tf)
 δ_7 二次覆工鉄筋が破断する時のトンネル 1 リングあたりの伸び (mm)

図 5-6 二次覆工のあるシールドトンネル (3 リング分) の変形および耐力のモデル

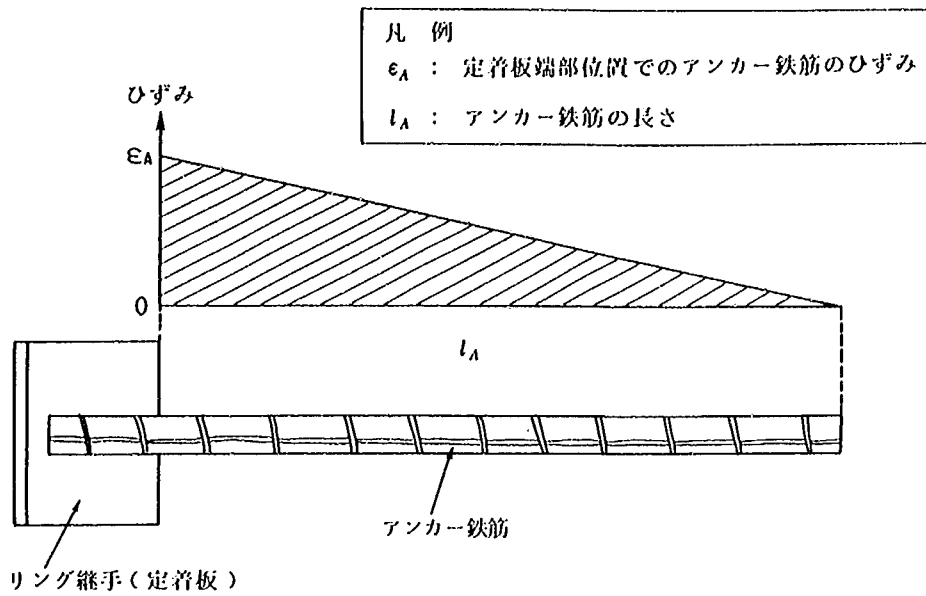


図 5-7 アンカー鉄筋のひずみ分布の仮定

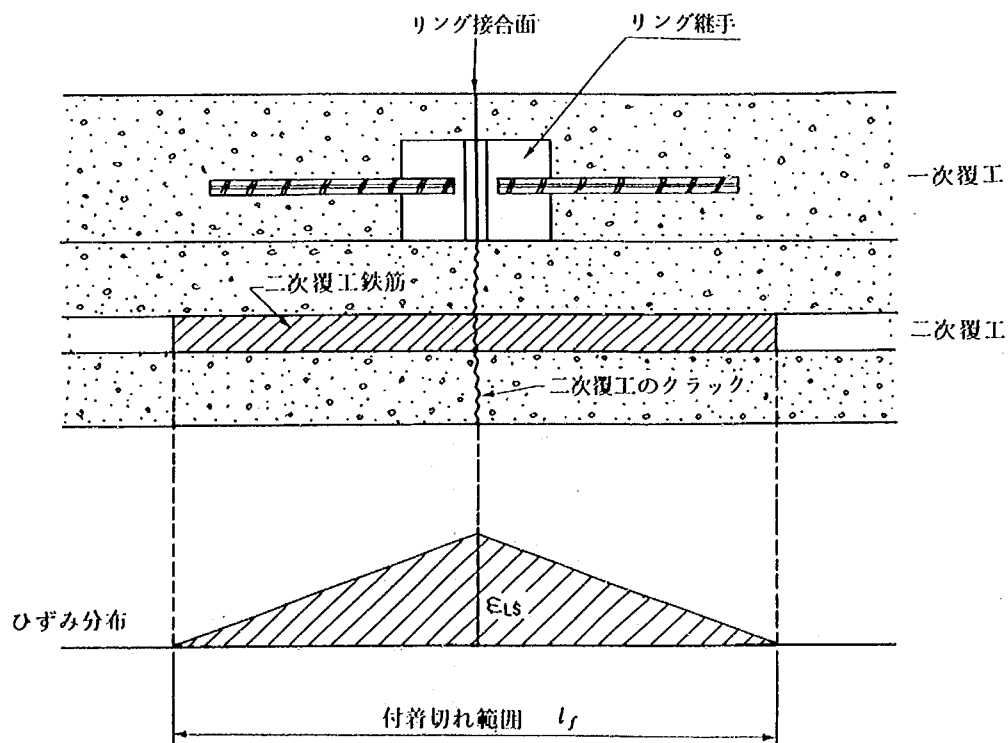


図 5-8 二次覆工鉄筋のひずみ分布の仮定

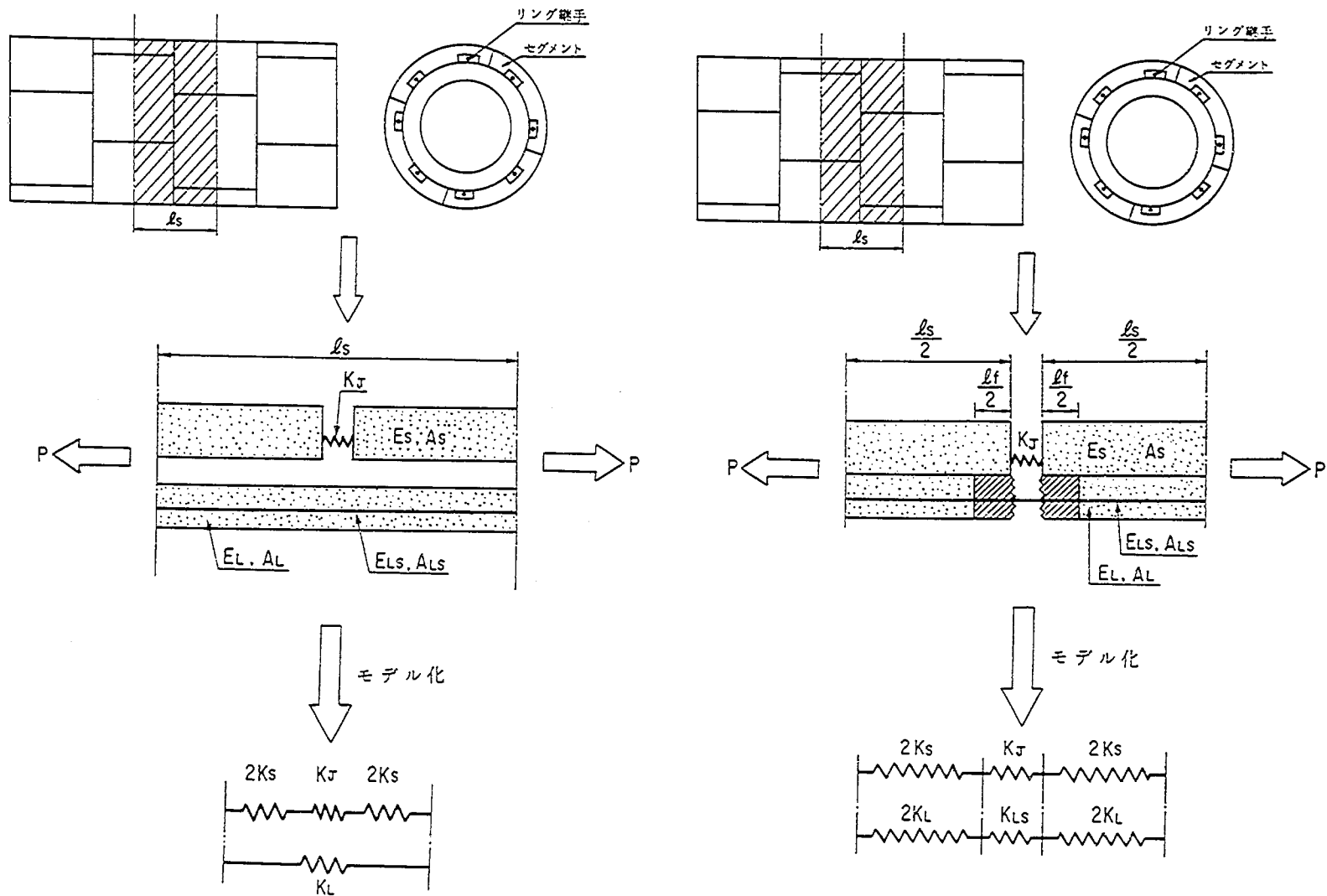
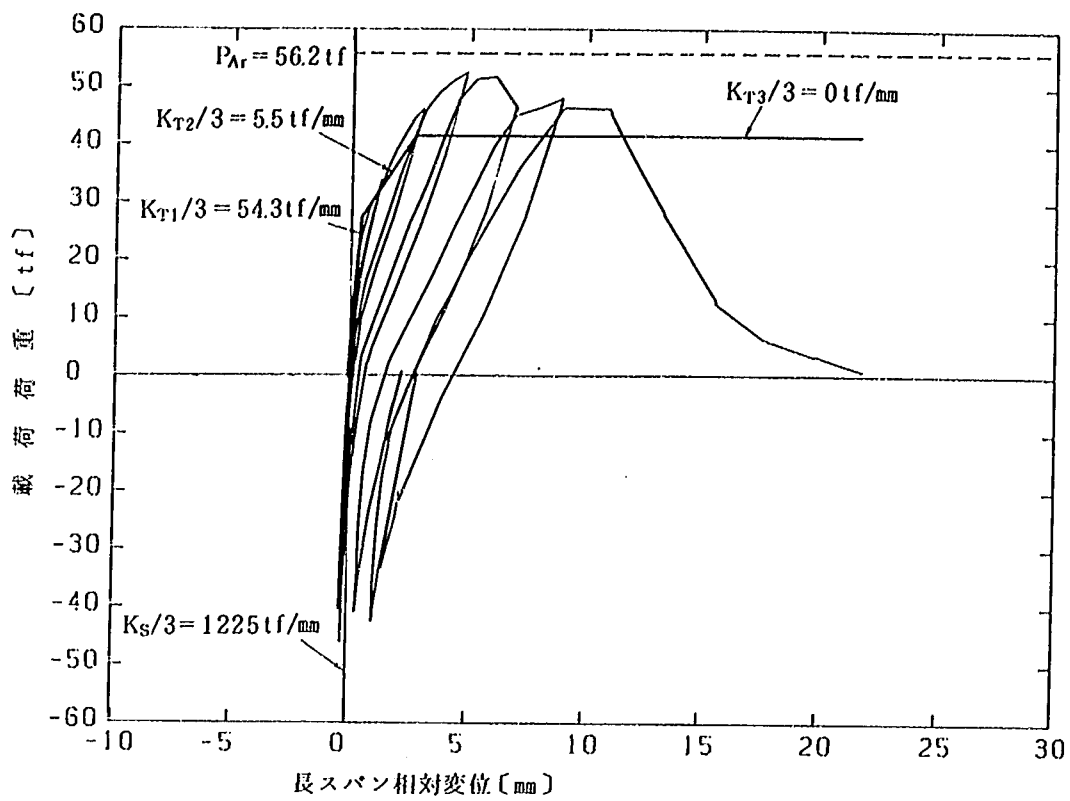
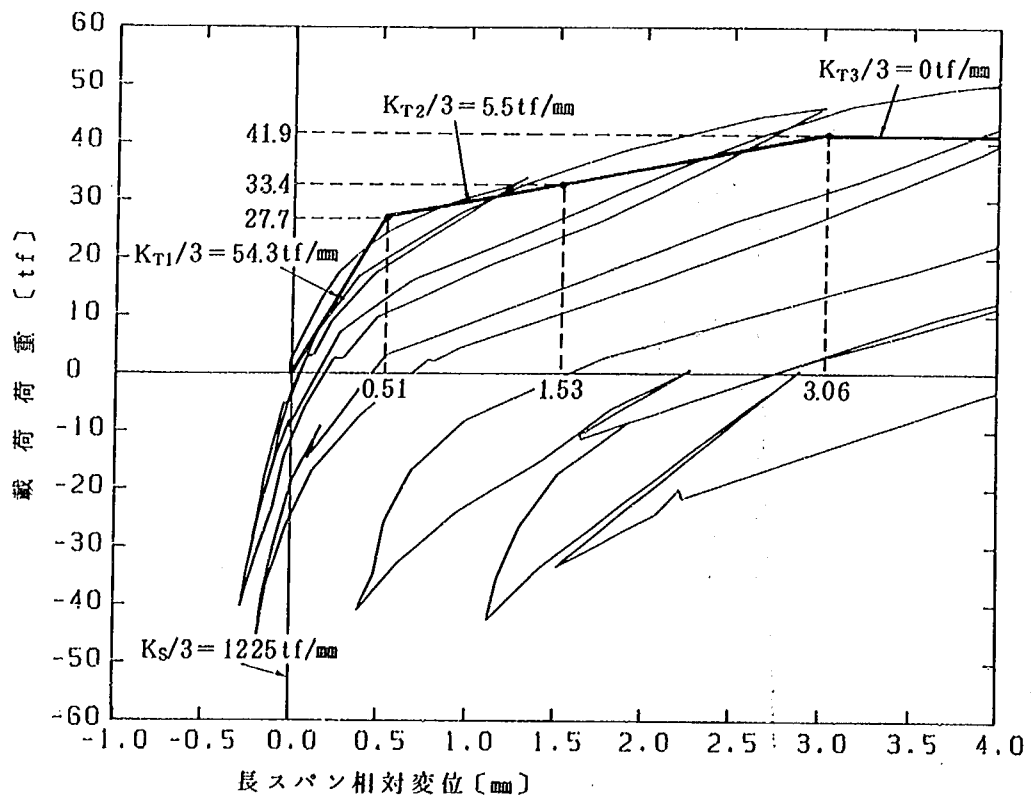


図 5-9 二次覆工がある場合のシールドトンネルのモデル化

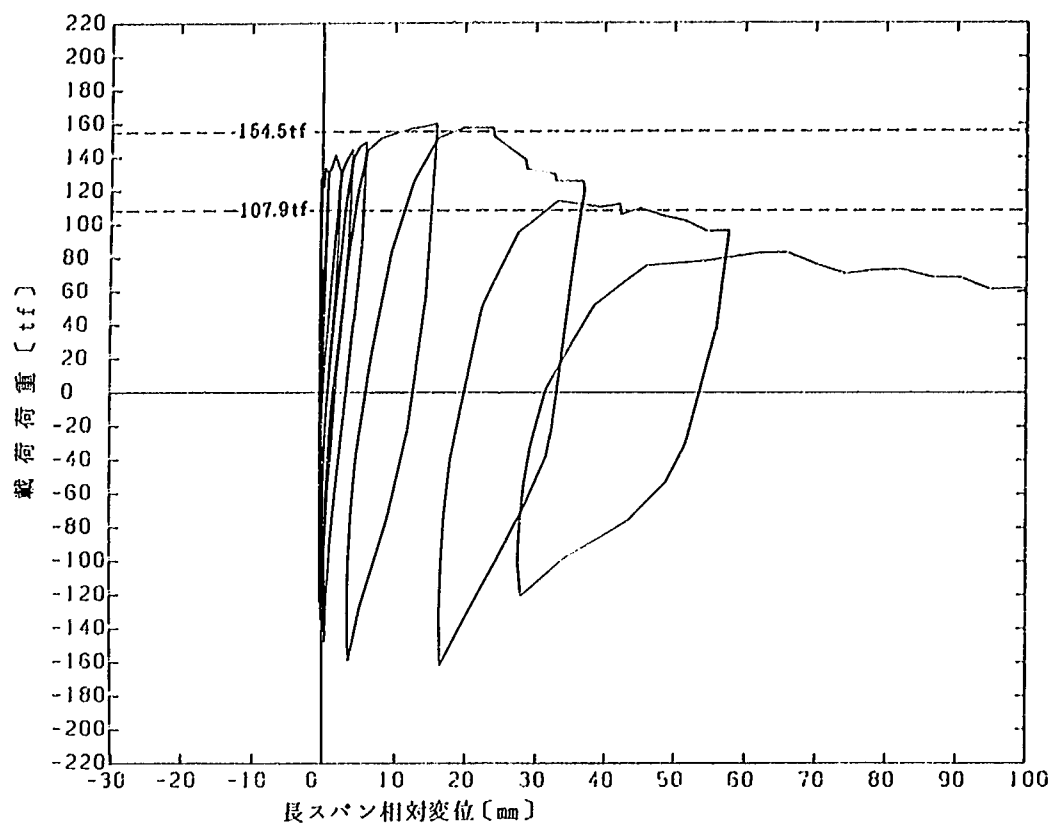


(a) 全体図

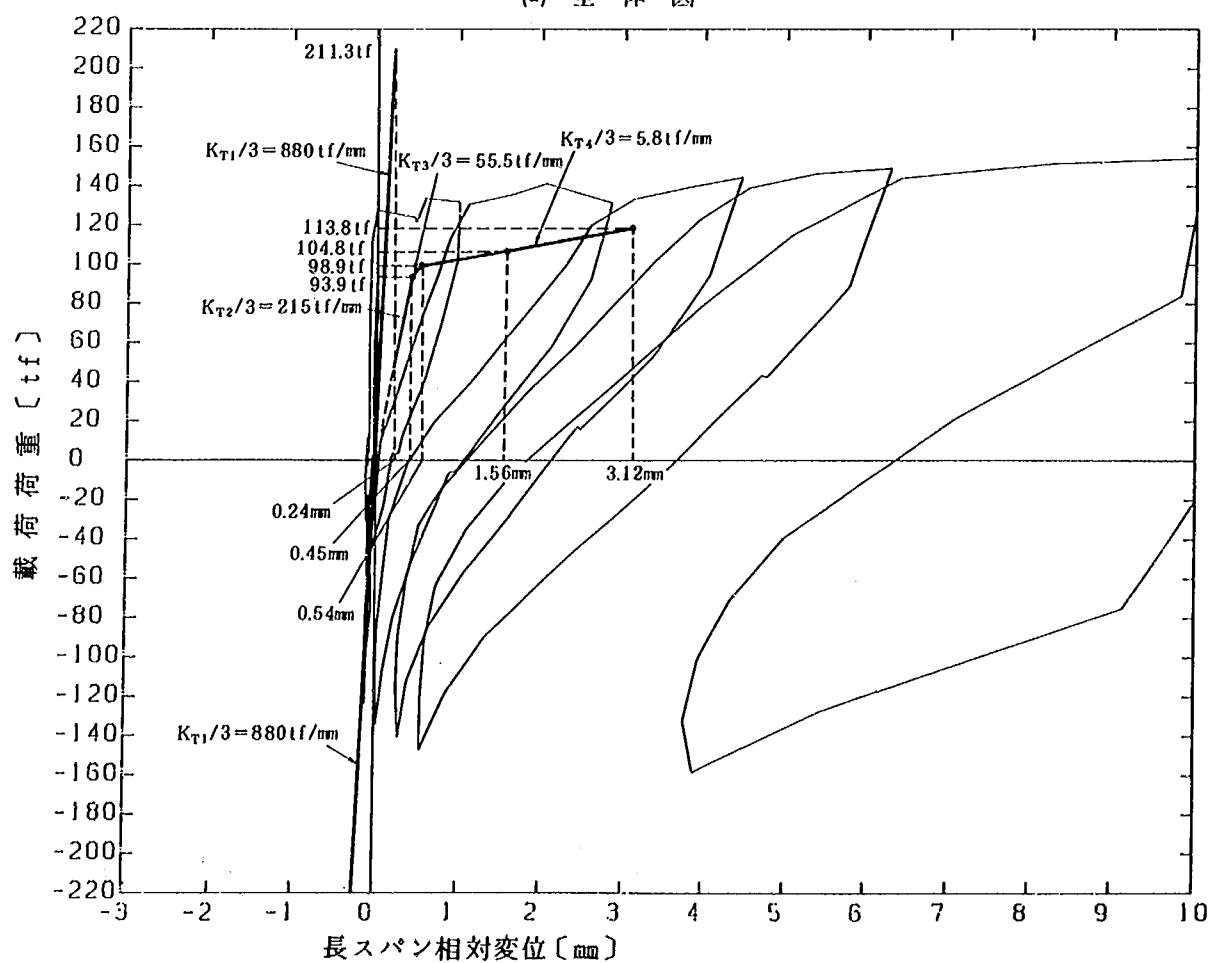


(b) 拡大図

図 5-10 Dタイプ供試体の剛性



(a) 全体図



(b) 拡大図

図5-11 Eタイプ供試体の剛性

6. 結 論

シールドトンネルの耐震性を検討する上で、最も重要なトンネル長手方向の覆工剛性を把握するとともに、変形及び破壊特性を検討することを目的として、リングを組んだシールドトンネル模型を用いて正負交番載荷実験を実施した。実験供試体は、厚さ 125 mm、長さ 900 mm のセグメント 4 個をリング状に組み、これをリング継手により 4 リング分だけ連結した D タイプ供試体、及びこれに厚さ 200 mm の鉄筋コンクリート製の二次覆工を施した E タイプ供試体の 2 種類である。

本載荷実験の結果ならびに検討結果をまとめると以下の通りである。

(1) シールドトンネルの長手方向変形の特徴

トンネルの最終的な破壊は、D 及び E タイプ供試体ともにリング接合面に生じ、これ以外の部分には損傷が生じなかった。なお、E タイプ供試体には、乾燥収縮、搬入、据え付け等の影響により、実験開始段階から、すでに二次覆工に初期クラックが生じていたが、リング接合面以外の箇所では、載荷に伴う初期クラックの進展は生じなかった。従って、リング接合面における挙動の把握がシールドトンネルの耐震設計上最も重要である。

(2) D タイプ供試体の変形及び損傷の進展

D タイプ供試体の変形及び損傷の進展は、載荷変位の増加に伴い、次の順序で進行した。

- a) リング継手の周辺にクラックが発生
- b) リング継手金具面板が降伏
- c) リング継手のアンカー鉄筋が降伏
- d) リング接合面の位置で供試体の外周面にクラックが発生
- e) リング継手のアンカー鉄筋が破断

以上の過程において、変形の進行の特徴は以下の通りである。

- 1) 上記の c) までは、3 箇所のリング接合面においては、載荷の進展に伴いほぼ均等に変形するが、d) 以降になると、最初に外周面にクラックが発生したリング接合面 (JT-3) にのみ開き量の増加が生じ、最終的にここに破壊が生じた。
- 2) 円周方向の複数のリング継手における開き量は、a) ～ e) の全過程においてほぼ均等であった。

(3) E タイプ供試体の変形及び損傷の進展

E タイプ供試体の変形、損傷は、載荷変位の増加に伴い、次の順序で進行した。

- a) リング接合面の位置で二次覆工にクラックが発生
- b) リング接合面の位置で二次覆工鉄筋が降伏
- c) リング継手金具面板が降伏

- d) リング接合面の位置で供試体の外周面にクラックが発生
- e) リング継手のアンカー鉄筋が降伏
- f) リング継手のアンカー鉄筋が破断
- g) 二次覆工鉄筋が破断

以上の過程において、変形の進行の特徴は以下の通りである。

1) 上記の f) に至るまでは、載荷に伴うリング接合面の開き量は、3箇所のリング接合面ではほぼ均等である。これは上記の D タイプ供試体で、ある特定のリング接合面においてアンカー鉄筋の降伏が生じたとともに当該リング接合面にそれ以降の損傷が集中したのと大きく異なっている。

2) 円周方向の複数のリング継手における開き量は、上記 d) まではほぼ均等であるが、これ以降になると箇所ごとに異なってくる。従って、この段階になると同一リング接合面におけるリング継手は均等な力・変形を受けると考えることはできない。

以上に示した E タイプ供試体の破壊の進展状況は、部分供試体を用いた載荷実験の場合⁵⁾と基本的に同じであった。

(4) 二次覆工鉄筋の重要性和最小鉄筋量

上記(3)に示したように E タイプ供試体では、アンカー鉄筋の破断が生じるまでは、D タイプ供試体のように損傷が特定のリング接合面に集中せずに、複数のリング接合面に分散して生じる。これは二次覆工の働きによる。二次覆工が無筋で、ある特定のリング接合面で二次覆工コンクリートに引張クラックが生じた場合には、その瞬間に、当該リング接合面は D タイプ供試体と同じ状態になる。従って、リング接合面における作用力(長手方向力)と開き量の関係を模式的に示すと図 6-1 のようになり、二次覆工コンクリートに引張クラックが入った瞬間にその断面のリング継手のみが破壊を受けるといった状況になりやすい。これを防止するためには、以下のように二次覆工コンクリートの引張強度以上の配筋をしておくことが必要である。

$$A_{s \min} \cdot \sigma_s \geq A_c \cdot \sigma_c \quad (6.1)$$

ここに、 $A_{s \min}$: 二次覆工の最小鉄筋量(長手方向)(cm^2)

σ_s : 地震時割増しを考慮した鉄筋の許容応力度(kg/cm^2)

A_c : 二次覆工コンクリートの断面積(cm^2)

σ_c : コンクリートの許容引張応力度(kg/cm^2)

(5) 二次覆工のないシールドトンネルの耐震化方策

リング継手の破壊は、D タイプ、E タイプ供試体ともに、最終的に定着板の端部でアンカー鉄筋が破断したことにより生じた。ボルトボックス内にコンクリートが充填されていない D タイプ供試体では、リング継手金具面板は“く”の字状に変形したが、E タイプ供試体ではボルトボックス内にコンクリートが充填されているため、継手金具面板の変形は拘束され、最終的にはボルト位置を頂点とする円錐台状に変形した。D タイプ供試体ではアンカー鉄筋は、定着板がボルトボックス内に曲げられた結果、引張力に加え

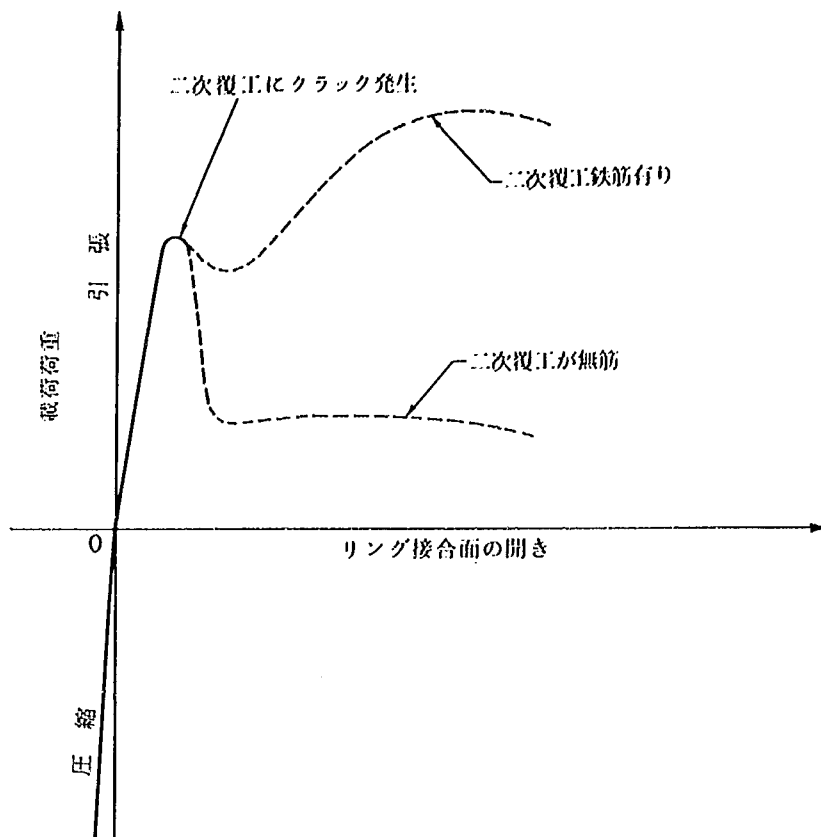


図6-1 二次覆工鉄筋の有無によるリング接合面の挙動の差異

て曲げを受けて破断している。従って、Eタイプの場合と同様に、ボルトボックス内にコンクリートを充填するなど、定着板の変形を抑制することがアンカー鉄筋の破断を遅らせる上で有効と考えられる。

(6) 円周方向の変形特性

本実験では、長手方向に載荷した場合に、セグメント継手によって円周方向に連結されたシールドトンネルの挙動を調べるために、リングを組んだ全体模型を製作し、実験を行った。これによれば、載荷荷重を増していってもセグメント継ボルトに生じる軸力は初期値のままほとんど変化せず、また円周方向の二次覆工鉄筋のひずみは長手方向鉄筋に生じたひずみに比べて微小であった。このような点からすれば、今回対象としたシールドトンネルでは、長手方向に載荷した場合の円周方向の挙動は小さいとみることができ、これまでに行ってきた部分模型を用いた載荷実験⁴⁾⁵⁾が長手方向力を受けるシールドトンネルの挙動を把握する上で妥当であるといえることができる。

ただし、本実験に用いた供試体は外径に対して覆工厚が比較的厚いものであること、また、供試体の両端で面内の変形を拘束していることなどから、外径に対して覆工厚が比較的薄いものについては、今後さらに検討していくことが必要である。

(7) 長手方向力を受ける場合のシールドトンネルの剛性及び耐力の評価方法

長手方向力(引張力)を受ける場合のシールドトンネルの剛性及び耐力の評価方法については、参考対献2)，

3)で提案したが、この方法による解析値と実験結果を比較すると以下のようになる。

1) Dタイプ供試体

一次覆工だけのDタイプ供試体では、リング継手金具面板の両端及びボルト位置で降伏が生じるまでは、解析による剛性は実験結果を良く表現する。これ以降になると、もはや微小変形の仮定からはずれするため、同一の変形に対する解析上の耐力は実験値を下回るようになる。

また、供試体の最大耐力は、アンカー鉄筋の破断強度から精度よく推定することができる。

2) Eタイプ供試体

二次覆工があるEタイプ供試体では、載荷実験前にすでに二次覆工コンクリートに初期クラックが入っていたため、計算上予想されるような大きな引張力を作用させる前に、次の段階に移っている。二次覆工鉄筋及びリング継手金具面板の両端が降伏するまでは、解析による剛性は実験値と概ね一致する。ただし、その精度はDタイプ供試体と比較するとかなり低い。また、これ以降の載荷では、同一の変位に対する解析上の耐力は、実験値に比べて20%程度低い。この理由は以下の通りである。

a) 継手金具面板の変形の仕方が、ボルトボックス内に充填されたコンクリートのために、Dタイプ供試体とは大きく異なる。

b) リング継手金具面板が継ボルト位置で降伏した後の面板の剛性が反映されていない。

従って今後、このような特性を見込んだ剛性の算定法が必要とされる。

参 考 文 献

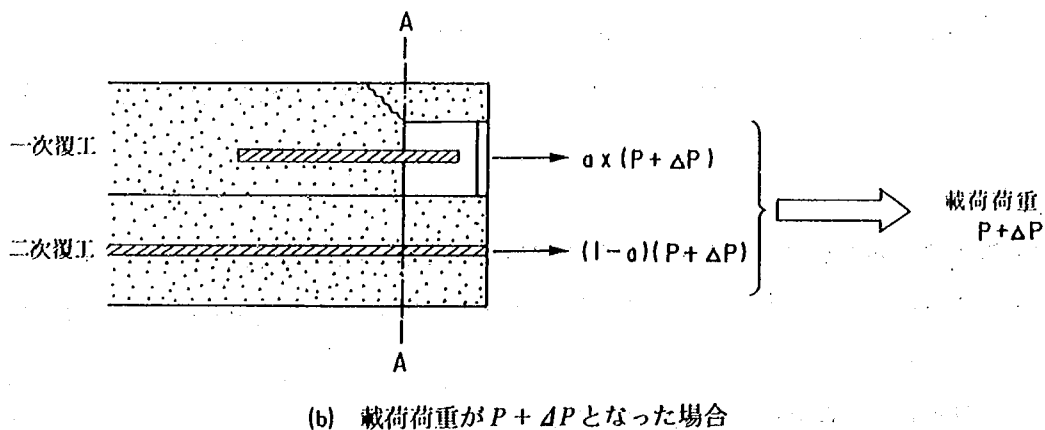
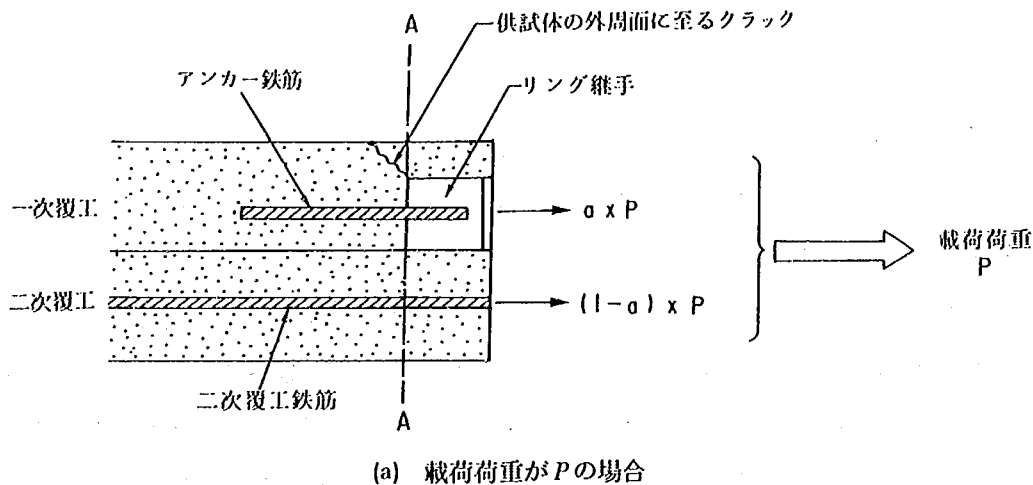
- 1) 土木学会, 日本下水道協会共編: シールド工事用標準セグメント, 昭和57年11月改訂.
- 2) 川島一彦・大日方尚巳・志波由起夫・加納尚史: シールドトンネルの耐震性に関する研究一(その1) シールドセグメントの等価剛性の評価および応答変位法の適用一, 土木研究所資料第2262号, 昭和60年10月.
- 3) 川島一彦・大日方尚巳・志波由起夫・加納尚史: シールドトンネルの耐震性に関する研究一(その2) 覆工の軸剛性の非線形性を考慮した動的応答解析一, 土木研究所資料第2277号, 昭和60年12月.
- 4) 川島一彦・大日方尚巳・志波由起夫・加納尚史: シールドトンネルの耐震性に関する研究一(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一, 土木研究所資料第2381号, 昭和61年4月.
- 5) 川島一彦・大日方尚巳・志波由起夫・加納尚史: 接続したRCシールドセグメントの載荷実験, 土木学会第42回年次学術講演会, 昭和62年9月.
- 6) 川島一彦・大日方尚巳・志波由起夫・加納尚史: 応答変位法によるシールドトンネルの耐震設計法, 土木技術資料, VOL 28-5, 昭和61年5月.
- 7) 川島一彦・大日方尚巳・志波由起夫・加納尚史: 覆工剛性の非線形性を考慮したシールドトンネルの動的応答解析, 土木技術資料, VOL 28-10, 昭和61年10月.
- 8) 川島一彦・大日方尚巳・志波由起夫・加納尚史: 交番載荷実験に基づくRCシールドセグメントの力学特性, 第19回地震工学研究発表会, 昭和62年7月.
- 9) 川島一彦・大日方尚巳・加納尚史: 併設シールドトンネルの地震応答特性, 第19回地震工学研究発表会, 昭和62年7月.
- 10) 川島一彦・大日方尚巳・志波由起夫・加納尚史: シールドトンネルの耐震解析手法に関する提案, 土木学会第41回年次学術講演会, 昭和61年11月.
- 11) 川島一彦・大日方尚巳・志波由起夫・加納尚史: 覆工の軸剛性の非線形性を考慮したシールドトンネルの動的応答解析, 土木学会第41回年次学術講演会, 昭和61年11月.
- 12) 川島一彦・大日方尚巳・志波由起夫・加納尚史: シールドトンネルの耐震性に関する研究, 第7回日本地震工学シンポジウム, 昭和61年.
- 13) 川島一彦・大日方尚巳・志波由起夫・加納尚史: RCシールドセグメントの交番載荷実験—2次覆工の無い場合—, 土木学会第42回年次学術講演会, 昭和62年9月.
- 14) 川島一彦・大日方尚巳・志波由起夫・加納尚史: RCシールドセグメントの交番載荷実験—2次覆工の有る場合—, 土木学会第42回年次学術講演会, 昭和62年9月.
- 15) 川島一彦・大日方尚巳・山本一敏・加納尚史: 二次覆工を考慮したシールドトンネルの長手方向剛性の計算に関する提案, 土木学会第42回年次学術講演会, 昭和62年9月.
- 16) 川島一彦・大日方尚巳・加納尚史: RCシールドセグメントの動的載荷実験, 第17回日本道路会議論文集, 昭和62年10月.

- 17) 川島一彦・大日方尚巳・加納尚史：シールドトンネルの耐震性に関する研究―（その4）トンネル軸直角方向の地盤条件の変化を考慮した併設シールドトンネルの地震応答解析―，土木研究所資料第2496号，昭和62年2月。
- 18) 川島一彦・杉田秀樹・加納尚史：リング組みシールドトンネルの交番載荷実験―2次覆工の無い場合―，土木学会第43回年次学術講演会，昭和63年10月。
- 19) 川島一彦・杉田秀樹・加納尚史：リング組みシールドトンネルの交番載荷実験―2次覆工の有る場合―，土木学会第43回年次学術講演会，昭和63年10月。

付 属 資 料

1. 二次覆工がある場合のアンカー鉄筋のひずみと載荷荷重の関係

いま、付図1に示すように、簡単なモデルによってリング継手のアンカー鉄筋に生ずるひずみと載荷荷重との関係を検討してみよう。このモデルは二次覆工を有するシールドトンネルにおいて、リング継手のアンカー鉄筋1本を含む覆工断面を簡略化したものである。なおここでは最も簡単にするため、供試体の外周面にいたるクラックがリング継手の定着板の端部を通過しており、また定着板の端部を含むA-A断面よりリング継手側では一次覆工と二次覆工の付着は切れているものと仮定する。まず、付図1(a)はモデルのリング接合面に載荷荷重 P が作用した場合を示しているが、ここで一次覆工の荷重分担割合を a とすれば、一次覆工および二次覆工に作用する荷重はおおの $a \times P$ 、 $(1-a) \times P$ と表わすことができる。従って、A-A断面ではアンカー鉄筋に $a \times P$ の荷重が作用することになり、この位置でのアンカー鉄筋のひずみ ϵ は次式で与えられる。



付図1 リング継手のアンカー鉄筋と載荷荷重の関係のモデル化

$$\epsilon = \frac{a \cdot P}{S E} \quad (\text{式 1})$$

ここで、 S 、 E はおおのアンカー鉄筋の断面積、ヤング率である。

次に付図1(b)は、上記の状態から更に載荷荷重が ΔP だけ増加した場合を示している。この場合の荷重分担割合を a' とすれば、A-A断面におけるアンカー鉄筋のひずみ ϵ' は次式で与えられる。

$$\epsilon' = \frac{a' \cdot (P + \Delta P)}{S E} \quad (\text{式 2})$$

式1および式2から載荷荷重の増分 ΔP とアンカー鉄筋のひずみの増分 $\Delta \epsilon$ との関係は次式のように表わすことができる。

$$\frac{\Delta \epsilon}{\Delta P} = \frac{\frac{1}{S E} \cdot \{ a' (P + \Delta P) - a \cdot P \}}{\Delta P} \quad (\text{式 3})$$

式3はリング継手のアンカー鉄筋1本を含む覆工断面に作用する載荷荷重とA-A断面におけるアンカー鉄筋のひずみとの関係を表わすものである。この傾きは一次覆工と二次覆工との間の荷重分担割合 a および a' によって変化する。今、簡単のため、仮に、載荷荷重が全てアンカー鉄筋で負担されると仮定した場合には $a = a' = 1$ となり式3は次式のようになる。

$$\frac{\Delta \epsilon}{\Delta P} = \frac{1}{S E} \quad (\text{式 4})$$

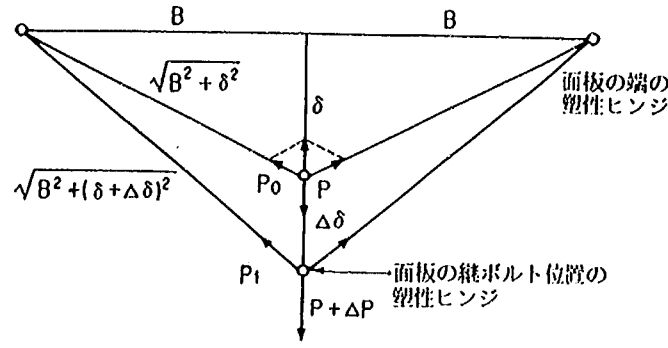
ひとつの試みとして、本実験で用いたアンカー鉄筋の諸元から式4の値を計算すると $45 \mu/\text{tf}$ となる。この傾きを図4-5中に点線で示しておく。

リング継手の定着板近傍におけるアンカー鉄筋のひずみ(図2-13参照)と載荷荷重との履歴を示した図4-5(a)によれば、アンカー鉄筋はこの位置で降伏し、ヤング係数が減少したため履歴曲線の傾きは点線で示した傾きよりも小さくなっているが、リング継手の定着板端部から約10cm離れたA-2位置におけるアンカー鉄筋のひずみと載荷荷重との履歴を示した図4-5(b)によれば、履歴曲線は点線で示された傾きに近い傾きを示している。上述の検討によれば、この結果はほとんど全ての載荷荷重をアンカー鉄筋で負担していることを示すものである。これを確かめるために、リング継手JR2-4の直下を通過している二次覆工鉄筋の挙動を調べると、この二次覆工鉄筋はJT2断面で、載荷荷重が141.1tf(3ループ目)の時にすでに降伏しており、このためにアンカー鉄筋がほとんど載荷荷重を負担することになったのであらうと想像される。

2. リング継手金具面板が継ボルト位置でも降伏した後の引張剛性の評価

付図2に示すように、リング継手金具面板の継ぎボルト位置での変形量が δ から $\delta + \Delta \delta$ となった状態を想定する。

まず、力のつり合いおよび幾何学的条件により、



付図2 リング継手金具面板の変形のモデル

$$P_0 = \frac{EA}{l} (\sqrt{B^2 + \delta^2} - B) \quad (式5)$$

$$\sqrt{B^2 + \delta^2} : \delta = P_0 : \frac{P}{2} \quad (式6)$$

$$P_1 = \frac{EA}{l} (\sqrt{B^2 + (\delta + \Delta\delta)^2} - B) \quad (式7)$$

$$\sqrt{B^2 + (\delta + \Delta\delta)^2} : \delta + \Delta\delta = P_1 : \frac{P + \Delta P}{2} \quad (式8)$$

式7および式8により

$$\Delta P = \frac{2(\delta + \Delta\delta)}{\sqrt{B^2 + (\delta + \Delta\delta)^2}} \cdot \frac{EA}{l} (\sqrt{B^2 + (\delta + \Delta\delta)^2} - B) - P \quad (式9)$$

式5および式6により

$$P = \frac{2\delta}{\sqrt{B^2 + \delta^2}} \cdot \frac{EA}{l} (\sqrt{B^2 + \delta^2} - B) \quad (式10)$$

式9および式10により荷重と変位の関係が次のように与えられる。

$$\begin{aligned} \Delta P &= \frac{2(\delta + \Delta\delta)}{\sqrt{B^2 + (\delta + \Delta\delta)^2}} \cdot \frac{EA}{l} \cdot (\sqrt{B^2 + (\delta + \Delta\delta)^2} - B) \\ &\quad - \frac{2\delta}{\sqrt{B^2 + \delta^2}} \cdot \frac{EA}{l} \cdot (\sqrt{B^2 + \delta^2} - B) \\ &= \frac{2EA}{l} \left\{ \Delta\delta - \frac{(\delta + \Delta\delta)B}{\sqrt{B^2 + (\delta + \Delta\delta)^2}} + \frac{\delta \cdot B}{\sqrt{B^2 + \delta^2}} \right\} \end{aligned} \quad (式11)$$

ちなみに、式11で $\delta \rightarrow 0$ とすると、

$$\lim_{\delta \rightarrow 0} \Delta P = \frac{2EA}{l} \left\{ \Delta\delta - \frac{\Delta\delta \cdot B}{\sqrt{B^2 + \delta^2}} \right\} = 0 \quad (式12)$$

すなわち、 δ が十分小さければ、面板の剛性が0であることがわかる。

また、 $\delta \rightarrow \infty$ とすると、

$$\begin{aligned}
\lim_{\delta \rightarrow \infty} \Delta P &= \frac{2EA}{l} \cdot \left\{ \Delta\delta - \frac{\left(1 + \frac{\Delta\delta}{\delta}\right) B}{\sqrt{\frac{B^2}{\delta^2} + \frac{(\delta + \Delta\delta)^2}{\delta^2}}} + \frac{B}{\sqrt{\frac{B^2}{\delta^2} + 1}} \right\} \\
&= \frac{2EA}{l} \cdot \left\{ \Delta\delta - \frac{1}{1 + \frac{\Delta\delta}{\delta}} \cdot B + B \right\} \\
&= \frac{2EA}{l} \cdot \Delta\delta \quad \quad \quad (\text{式13})
\end{aligned}$$

すなわち、 δ が十分大きくなると、面板の曲げ剛性は、面板の引張剛性に漸近する事がわかる。なお、以上の計算において、

E : リング継手金具面板のヤング係数 (tf/mm²)

A : " の断面積 (mm²)

l : " の等価スパン長 (mm)

$B = l/2$ (mm)

δ : リング継手金具面板の継ボルト位置の変形量 (mm)

$\Delta\delta$: δ の増分 (mm)

ΔP : P の増分 (mm)

シールドトンネルの耐震性に関する研究

—(その5)軸方向正負交番荷重を受けるシールドトンネル模型の載荷実験—

ISSN 0386—5878

土木研究所資料 第2649号

昭和63年7月(1988年)

川島一彦、杉田秀樹、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上で重要な、覆工剛性及びトンネル長手方向力に対する破壊特性を把握するために行ったシールドトンネル模型の軸方向正負交番載荷実験の結果をとりまとめたものである。

本検討により、シールドトンネルの破壊特性及び耐震設計上注意を要する点が明らかにされるとともに、シールドトンネルが長手方向力を受ける場合の覆工剛性の評価方法を提案した。

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

郵便はがき

305-□□

40円切手
をはいて
下さい

建設省土木研究所

耐震研究室

御中

茨城県つくば市大字旭一番地

No. 3

No. 3

配布先氏名

配布先住所



土木研究所資料第2649号 部

上記のとおり受領しました。

所 属(住所)

氏 名 印

土木研究所資料第2649号

