

農業用パイプラインの更生技術と座屈破壊現象の解明

2020.3

東京農工大学大学院

連合農学研究科

農業環境工学専攻

裕 昌也

## 目 次

第 1 章 序論	1
1.1 研究の背景	1
1.2 管渠更生技術の概要	5
1.2.1 分類	5
1.2.2 構造及び設計手法	7
1.2.3 管渠更生技術の導入状況	8
1.3 既往の研究	9
1.3.1 座屈に関する既往研究レビュー	10
1.3.2 各基準の座屈強度算定式	14
1.4 研究の目的	16
1.4.1 課題	16
1.4.2 研究の目的	18
1.4.3 試験方法	19
1.5 本論文の構成	20
第 2 章 馬蹄形管の埋設下における土圧挙動と座屈挙動	22
2.1 概要	22
2.2 はじめに	23
2.3 解析手法	25
2.3.1 本研究で用いた有限要素法の概要	25
2.3.2 ひずみ軟化を考慮した弾塑性構成モデル	26
2.3.3 降伏条件と塑性ポテンシャル	27
2.3.4 数値解法	28
2.3.5 埋め戻し地盤の力学特性	29
2.3.6 円管外圧試験	31
2.4 模型土槽試験	33
2.4.1 土圧による管の挙動確認試験方法	33
2.4.2 負圧による馬蹄形管の挙動確認試験方法	35
2.5 模型土槽試験結果	37
2.5.1 土圧による管の挙動確認試験結果	37
2.5.2 負圧による馬蹄形管の挙動確認試験結果	38
2.6 解析結果	40
2.6.1 土圧による管の挙動解析結果	40
2.6.2 負圧による馬蹄形管の挙動解析結果	43
2.7 まとめ	46

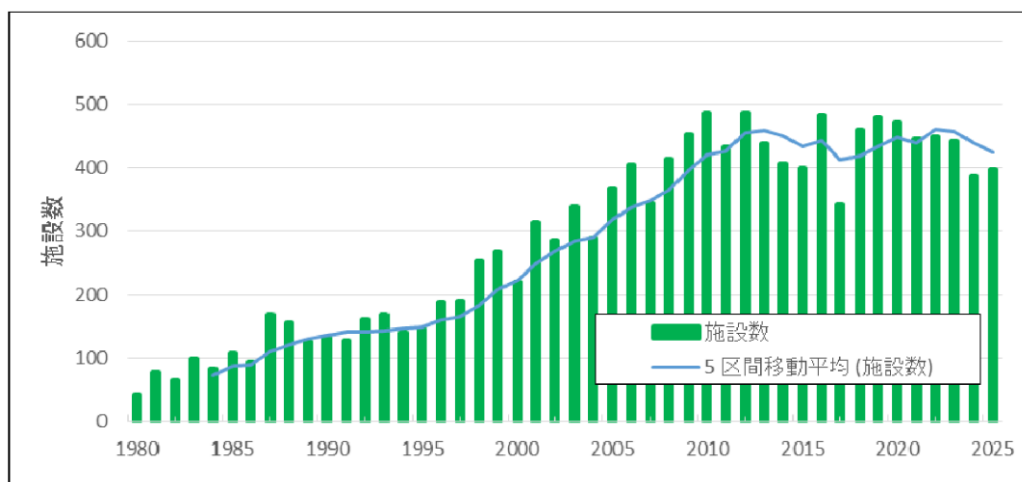
第 3 章	拘束条件が異なる更生管の外水圧による座屈挙動	47
3.1	概要	47
3.2	はじめに	48
3.3	外水圧座屈の既往の考え方及び課題	49
3.4	模型座屈試験	50
3.4.1	供試管	50
3.4.2	試験装置及び試験条件	53
3.4.3	座屈試験方法	57
3.5	座屈試験結果	58
3.5.1	自由座屈試験	58
3.5.1.1	円形管の自由座屈	58
3.5.1.2	馬蹄形管の自由座屈	61
3.5.2	拘束座屈試験	63
3.5.2.1	円形管の拘束座屈	63
3.5.2.2	馬蹄形管の拘束座屈	65
3.6	馬蹄形管の座屈強度推定	67
3.7	まとめ	68
第 4 章	中込材充填率が更生管の外水圧座屈耐力に与える影響	69
4.1	概要	69
4.2	はじめに	70
4.3	拘束座屈の設計	71
4.4	模型座屈試験	72
4.4.1	模型座屈試験概要	72
4.4.2	試験条件	75
4.5	試験結果と考察	79
4.6	座屈強度の推定	83
4.7	まとめ	84
第 5 章	更生管外面の隙間が外水圧座屈耐力に与える影響	85
5.1	概要	85
5.2	はじめに	86
5.3	単独管及び複合管構造	87
5.4	模型座屈試験	88
5.4.1	模型座屈試験方法	88
5.4.2	試験条件	89
5.5	試験結果と考察	92

5.6 座屈強度の推定	98
5.7 まとめ	101
第6章 結論	102
謝辞	107
引用文献リスト	108

## 第 1 章 序論

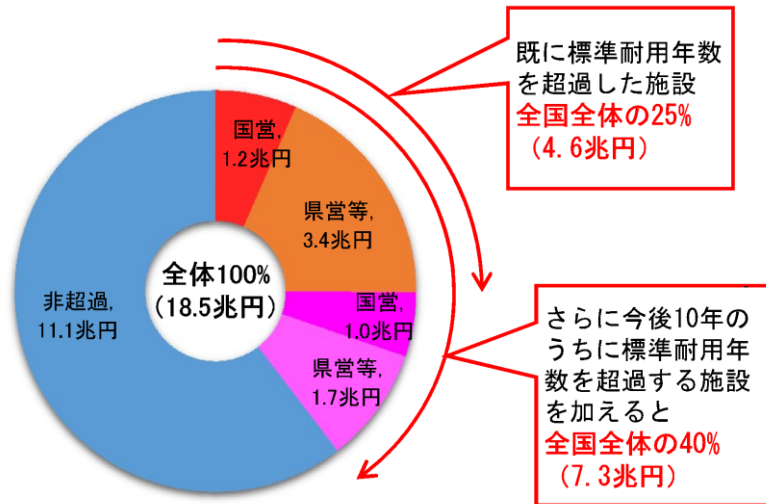
### 1.1 研究の背景

農業水利施設は持続的な農業と農村地域の安全と安心の創造に重要な役割を担っており，さらには，地域社会にも多様な影響を及ぼす重要インフラ施設といっても過言ではない．しかしながら，農業用水路施設は築造後 40～50 年を迎える施設が増加しており，施設の老朽化に伴う通水能力及び安全性の低下が大きな問題となってきている．特に，農業用水を供給する農業水利施設のうち，基幹的な農業用排水路の延長は約 4 万 5 千 km（パイプラインは 1 万 2 千 km）に達しており，標準耐用年数を迎える基幹的農業水利施設数は 2017 年 3 月現在で，**Fig. 1-1** に示す推移となっている．この図から 2025 年度までは毎年 400 程度の施設が標準耐用年数を迎えることになる．



**Fig. 1-1** 標準耐用年数を迎える基幹的農業水利施設数（引用文献[1]）

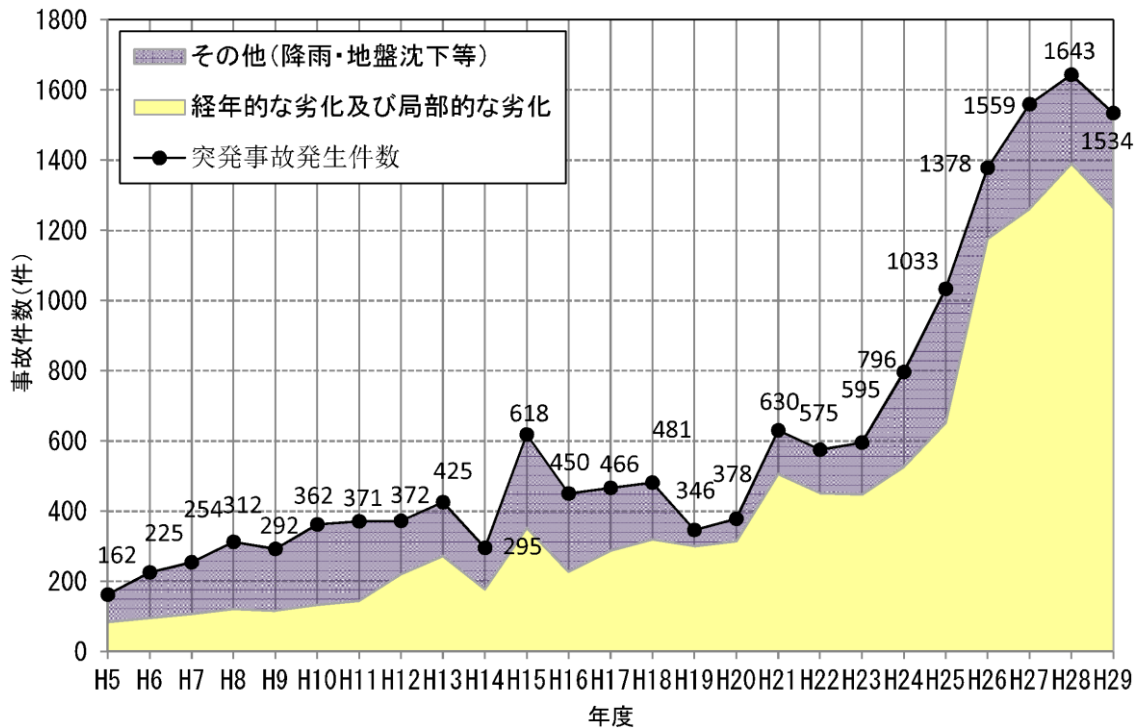
また，基幹的農業用水の老朽化状況を再建設費ベースで **Fig. 1-2** に示す．2017 年 3 月時点では再建設費ベースで 4.6 兆円（全体の 25%）の資産が標準耐用年数を超過し，その 10 年後には 7.3 兆円（全体の 40%）に膨らむことが分かる．これらが示すように，戦後から高度成長期に掛けて築造された農業水利施設は老朽化が進行し，施設の維持管理が重要となってきている．その代表的な取り組みが「ストックマネジメント」であり，施設のライフサイクルコスト低減を目的とする手法である．



注) 基幹的農業水利施設 (受益面積100ha以上の農業水利施設) の資産価値 (再建設費ベース)

Fig. 1-2 基幹的農業水利施設の老朽化状況 (H29.3) (引用文献[1])

前述のような背景の中で、農業水利施設の突発事故の件数は増加傾向で、Fig. 1-3 に示すように、この5年間は急激な伸びとなっている。



出典：農村振興局整備部水資源課施設保全管理室調べ  
施設の管理者(国、都道府県、市町村、土地改良区等)に対する調査

Fig. 1-3 突発事故発生状況 (引用文献[1])

また、パイプラインに限定すると突発的な事故は農林水産省農村振興局 Web サイトの「農業水利施設の機能保全の手引き－パイプライン編－の策定について」によると年間 300 個所に及んでいる（Fig. 1-4）。これらは主に内水圧が作用する仕様のパイプラインであり，Fig. 1-5 に示すように使用している管路が破壊すると地上の構造物や人的被害に及ぶ可能性を示唆している。

○突発事故件数の増加状況(基幹水利施設)

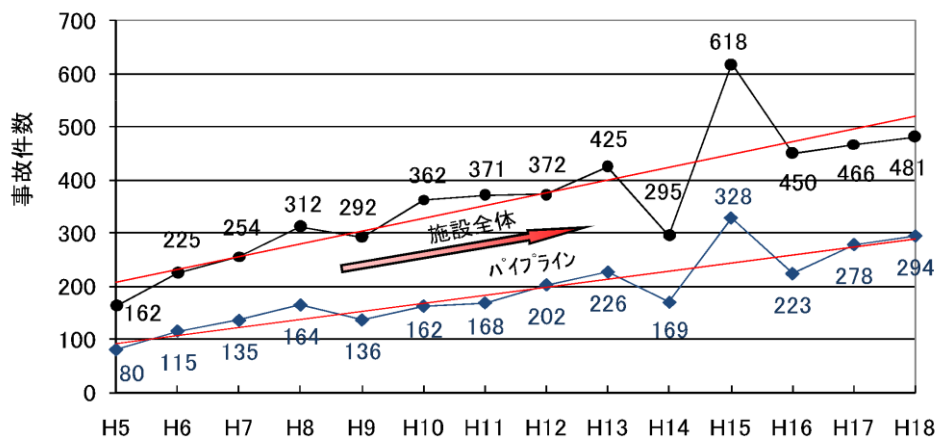


Fig. 1-4 パイプラインの突発事故数の増加状況（引用文献[5]）



Fig. 1-5 パイプラインの突発事故状況（上：遠心 FRPM 管※<sup>1</sup>，下：PC 管※<sup>2</sup>）

※1 遠心成形による強化プラスチック複合管（Fiberglass Reinforced Plastic Mortar Pipes）

※2 プレストレストコンクリート管（Prestressed Concrete Pipe）

そこで、ストックマネジメントの考え方により、施設全体の現状を把握・評価し、中長期的な施設の状態を予測しながら、施設の劣化とリスクに応じた対策を選定し、計画的に対策が実施される機能保全の手法が導入された。具体的には以下の流れで対策が取られている。

- ①施設の性能評価を行い、劣化の見通しを立てる。
- ②老朽化のリスクを評価する。
- ③農業水利施設は複合施設であり、延長も長いため、個所ごとに劣化度合いが異なる。このため、個所ごとの劣化状態に応じた適時の対応を考える。
- ④色々な機能保全対策（予防保全も含む）を想定し、コスト比較によって適切な対策を選択的に実施する。
- ⑤平均的な管理マニュアル対応から、個別施設ごとの対応を変える。

管渠更生技術は、小口径から大口径に至る広範囲のパイプラインに適用可能な技術であるが、既設管の老朽状況や口径によって適用できる技術が異なる。このため、老朽管を撤去後、新管を埋設して更新する場合や老朽管内部に新管を設置する場合、あるいは、部分的な補修を採用するなどの多様な更新が実施されている。

・既設施設が  $3,000\text{mm} \geq D \geq 1,000\text{mm}$  の場合

一般的には老朽度に応じて補修、更新または更生が選択されるが、大断面になれば、幹線送水を主目的とする施設が主となり、工期ならびにコストの観点から補修が多く選択される。内外水圧が作用する老朽管を対象とした信頼できる適切な更生技術が確立されれば更生工法の選択率が増加すると考えられる。

・既設施設が  $D < 1,000\text{mm}$  の場合

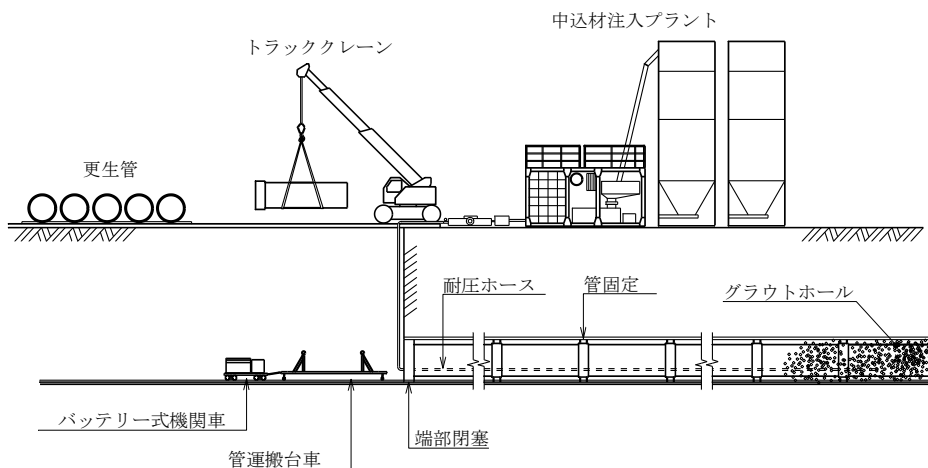
掘削が可能な立地状況であれば土工費が大きくないため、概して更新が優先される。一方で建設当初とは異なり、パイプライン上部の用地に構造物等が構築された場合は開削が不可能となるので、必然的に更生技術を適用することとなり、その適切な技術の開発とその設計方法の確立は重要である。



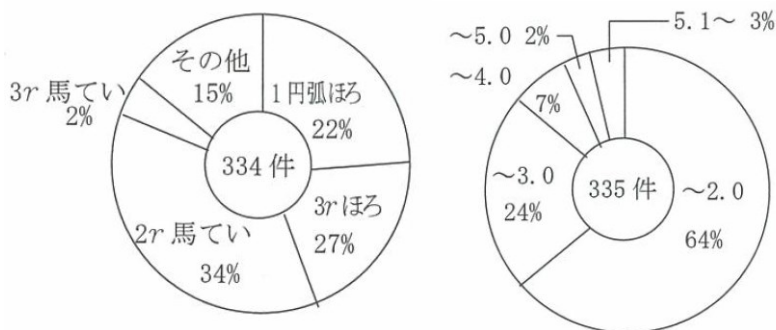
## 1.2 管渠更生技術の概要

### 1.2.1 分類

耐用年数を迎えた農業用水路施設のうち，内径 1,000mm 以上の中大断面のトンネルやパイプラインでは更新よりも既製管挿入（パイプインパイプや鞘管とも言われる．）工法による更生を選択するケースが多い．施工手順としては新たな管材（以下，更生管と呼ぶ）を挿入後，既施設との隙間にセメント系の中込材を充填し，構造的に多層化することで安定性を確保するものであり，1980年代から導入され，通水能力の再生が実施されている．また，施工機材の配置や施工概要は **Fig. 1-6** に示すとおりであり，近年では無軌条で更生管を運搬する技術も確立され，施工日数の短縮や工事費の削減に寄与している．加えて，流量確保の観点重視し，更生管もトンネルの形状に合わせた馬蹄形とする場合が多くなってきている．**Fig. 1-7** にトンネル施工実績調査結果による断面形状の割合及び内空直径を示す．このデータは昭和 57 年～平成 21 年までに築造されたトンネルのものであり，断面形状としては馬蹄形が全体の 36% を占め，内空直径としては 3,000mm 以下が全体の 88% を占める結果となっている．



**Fig. 1-6** 既製管挿入（パイプインパイプまたは鞘管）工法の施工概要



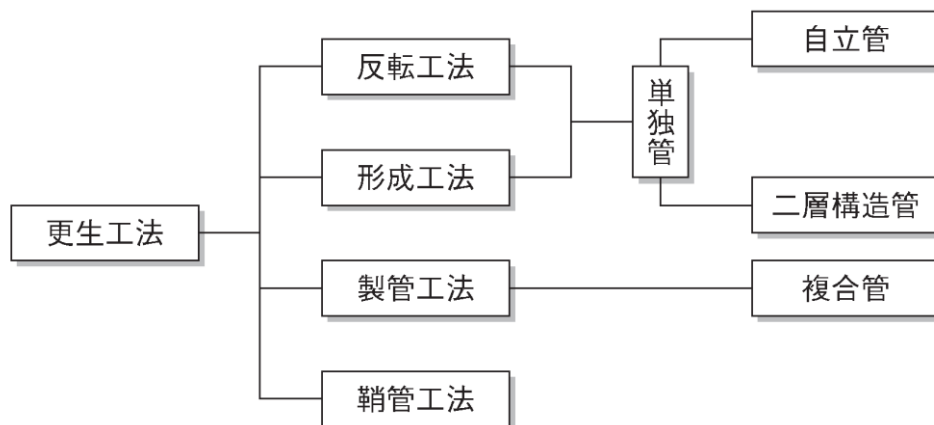
(a) 断面形状の割合 (b) 内空直径 (m) の割合

**Fig. 1-7** トンネルの断面形状の割合及び内空直径の割合（引用文献[3]）

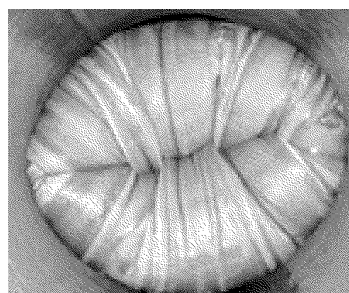
一方，小口径管の場合，管渠更生工法の採用検討が活発化している．日本管路更生工法品質確保協会では更生管の形成方法によって分類し，**Fig. 1-8**に示す種類となっている．これは単独管に分類される二層構造管のように既設管に圧接するタイプと複合管のように既設管との隙間にモルタル等の中込材により一体化した構造に分類される．

ここで，単独管の代表である反転工法の挿入及び反転状況を**Fig. 1-9**に示す．熱または光等で硬化する樹脂を含浸させた材料を既設のマンホールから既設管内に加圧反転させながら挿入し，既設管内で加圧状態のまま樹脂が硬化することで管を構築するものである．反転挿入には水圧や空気圧等によるものがあり，硬化方法も温水，蒸気ならびに光等による方法がある．また，複合管は既設管内に硬質塩化ビニル材等を嵌合させながら製管し，既設管との隙間にモルタル等を充填することで管を構築するものである．

これらの工法は下水道事業において，先んじて開発ならびに1986年以降に施工実績を重ねてきた．農業用水においても年月の経過により，パイプライン上に宅地開発や構造物が築造され，再掘削による更新が不可能な場合には管渠更生工法が選択されるケースが増加している．



**Fig. 1-8** 形成方法の違いによる管渠更生工法の分類（引用文献[4]）



**Fig. 1-9** 反転工法（単独管）の挿入及び反転状況

### 1.2.2 構造及び設計手法

管渠更生技術のうち，既製管挿入工法はFig. 1-10に示すように更生管を既設管内に挿入後，既設管との隙間にセメント系の中込材を充填し，構造的に多層化することで安定性を確保する構造である．基本的に既設管，中込材及び更生管の3層構造であるが，各材料の一体性を考慮せず，設計は更生管単独の照査を行う．また，更生管自体をとう性管として取り扱い，更生管単独で内外圧に対して自立管設計を行う手法が採用されている．自立管設計とは分かり易く言い換えると既設管の強度を期待しない構造として設計する手法である．なお，中込材に関しては空隙を中詰めし，荷重の伝達と更生管周囲を拘束する役割を担っている．

単独管の断面構造はFig. 1-11 (a) に示すとおり，既設管に圧接する施工法で更生されるが，既設管の内面凹凸状態や更生管の熱収縮等により，既設管と更生管の間に隙間があると考える．設計は更生管自体をとう性管として取り扱い，概して内外圧に対し自立管設計を行うが，二層構造管と呼ばれる工法はこの限りではない．

複合管の断面構造はFig. 1-11 (b) に示すとおり，基本的に既設管，中込材と更生管の3層が一体となって，内外圧に抵抗し，新管と同等以上の耐荷能力と耐久性を有するものと定義されている．設計については多層一体構造のたと性管として扱うため，一般的な許容応力度設計法で評価することが難しい．そこで，複合管の構造設計計算は既設管の劣化状態を反映し，複合管の終局耐荷力を評価できる限界状態設計法で行うことを原則としている．

以上のように更生技術における設計の考え方として，「自立管」と称される方法が主流となっている．ただし，全ての更生技術がこれを採用しているわけではなく，既設管と一体化構造で設計する複合管も存在している．自立管と呼ばれる設計の概念は既設施設の強度劣化状態に関わらず，更生管単独でその安全性を担保する考え方である．特に現状の技術では既設施設の残存強度を非破壊で明確にすることは困難な状況にあるため，複合管設計のように新たな考え方を導入した設計技術を開発する必要がある．

現状では一般的に理解しやすい自立管の設計が広く採用されている．これは通常の埋設管と同様の設計検討項目（上載荷重に対する安全性または必要管厚やたわみ率）に加えて，外水圧に対する検討を加味したものである．

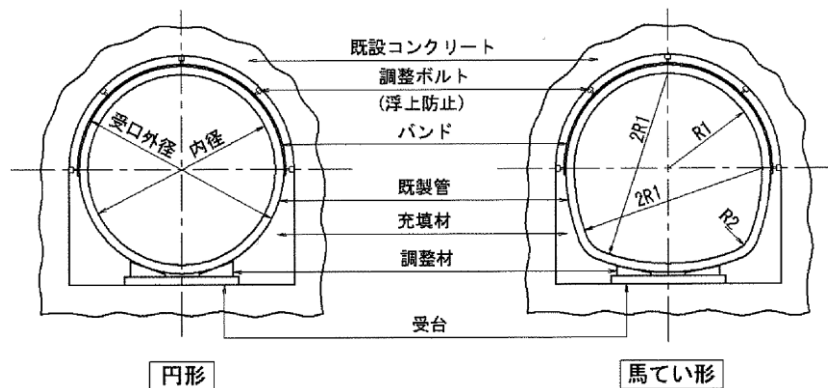


Fig. 1-10 既製管挿入工法の施工断面（引用文献[3]）

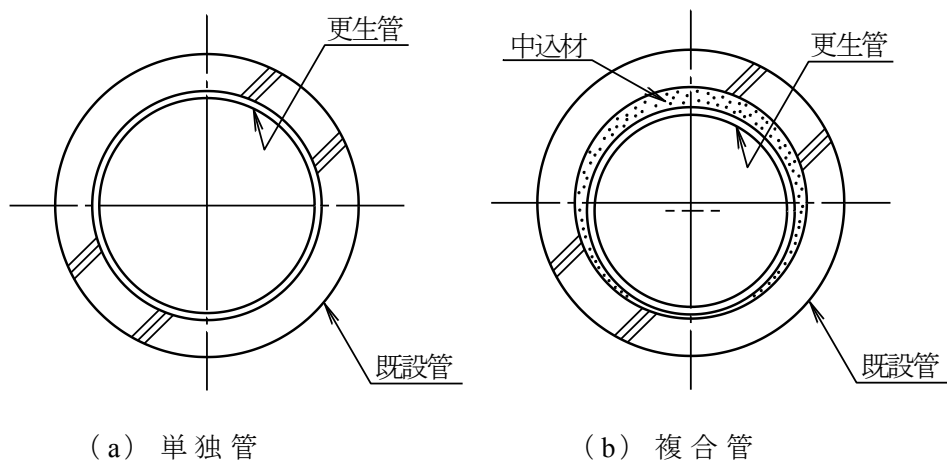


Fig. 1-11 単独管及び複合管の断面構造

### 1.2.3 管渠更生技術の導入状況

農業用水路施設の維持管理において、既製管挿入工法を代表とする更生工法は1980年代から導入され、統計的數字は把握できていないが、百以上の実績があると推測される。近年、反転工法や製管工法は徐々に採用されているが、その採用数は把握されていないのが現状である。ここでは1986年以降の下水道事業における管渠更生工法の施工実績を Fig. 1-12 に示す。ここ数年は毎年500km以上の施工実績があり、累積延長では9,000km以上に及んでいる。

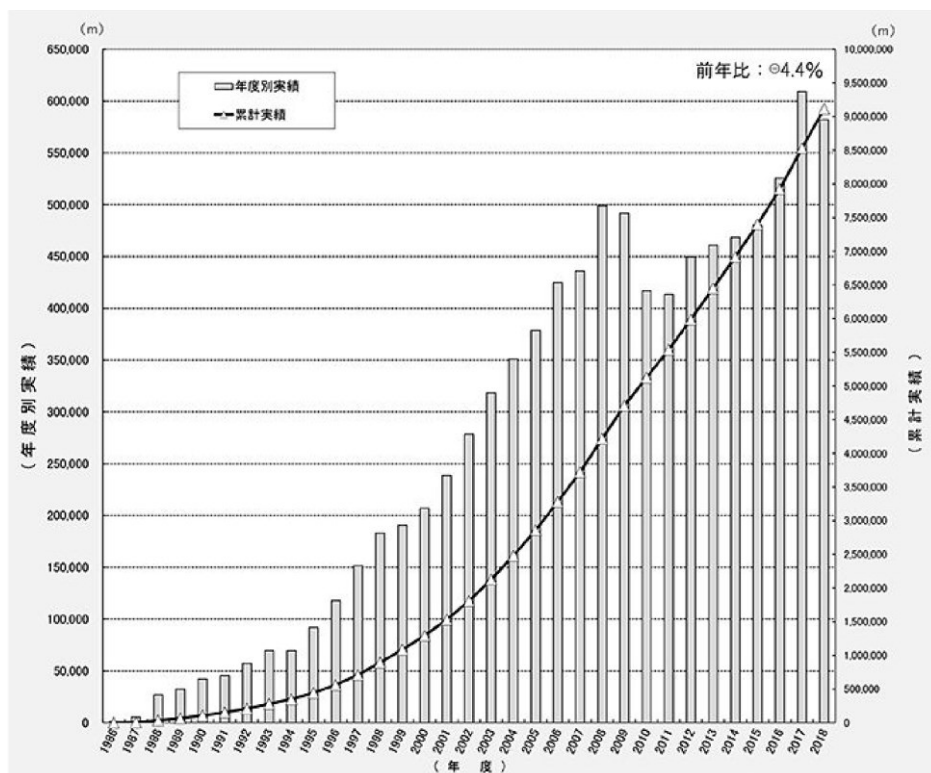
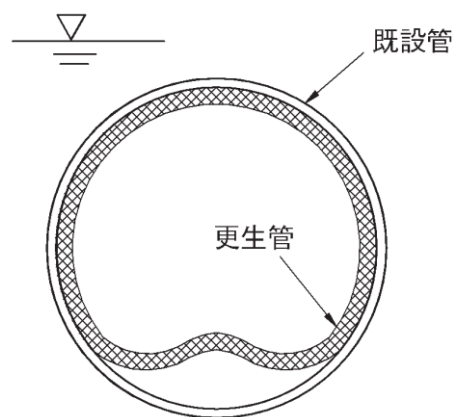


Fig. 1-12 下水道事業における管渠更生工法の施工実績 (引用文献[6])

### 1.3 既往の研究

上述の背景から近年，管渠更生工法の採用は拡大しているが，更生管の座屈破壊事故例は少なくない．一般に水路施設は老朽化とともに，施設本体のひび割れ個所や継手部から漏水が増加し通水能力が低下する．これらの事象が既製管挿入工法等の更生工法に対して悪影響を与える場合がある．地下水位が高い場合には既設管外側から管内に水が浸入し，更生管の外面に作用することで，座屈破壊に至る場合が発生している．その概念を **Fig. 1-13** に，また実際の座屈事故例を **Fig. 1-14** に示す．これらから，更生管が座屈破壊すると，その修復に莫大な費用と日数を要することが伺える．



**Fig. 1-13** 更生管座屈破壊の概念（引用文献[7]）



**Fig. 1-14** 更生管（鋼管）の座屈破壊事例

### 1.3.1 座屈に関する既往研究レビュー

#### (1) 拘束座屈強度の算定

管路における拘束座屈問題に対して最も先駆的な研究を展開している Amstutz は、1950 年に座屈式を発表し、1953 年に修正を試みている。この年代では Borot や Vaughan らの研究による座屈式の提案がある。また、鋼管に補剛材を付与した設計では Hutter und Sulzer からも高く評価されている。Monter は従来の座屈に対する考え方とは別に、座屈は円管の製作据え付け時の偏差による影響が大きいとして実験公式を提案している。日本のこの分野において、長嶋 (1968) は発電用内張鉄管 (岩盤のトンネル内に内挿される鉄管) の座屈に関して、補剛材 (管外面の縦リブ) を有する場合と、補剛材を有しない場合とに分けて、それぞれ理論と実験によって設計公式を提案し、現在でも使用されている。

現状、管路における補剛材を有しない拘束座屈の設計は Amstutz (1970) が提案した (1-2) 式が広い分野で使用されている。Fig. 1-10 に示すような既製管挿入工法による施工後の断面において、更生管に断面力が作用し、変位が生じるとした座屈理論に基づき、誘導したものである。中込材などで外部拘束状態にある更生管は外側への変形は制限され、拘束がない状態と比較して高い外水圧に耐えることができるという仮定に基づいている。

井上ら (2005) は二層構造管のバックリング挙動と設計法の提案を行い、管厚選定図表を設計ツールとしてまとめた。老朽化した埋設カルバートの復旧に関する研究委員会 (2013) では更生した管渠の拘束座屈に関する既往の考え方を整理しその適用性を明らかにするとともに、更生管の初期不整の影響を考慮する必要があることを提示している。東田ら (2015) は Amstutz (1970) が提案した (1-2) 式において、更生管と中込材の隙間  $K_0$  値 ( $=0.4R/1,000$ ) について、管渠更生工法における反転工法や形成工法に適用することに疑念を抱き、この値を変化させて更生管に必要な管厚を算出している。実際に使用される更生管はプラスチック製であり、熱可塑性系と熱硬化系、さらにはそれらに強化繊維の有無により区分される。特に、着目したのがこれらの更生工法の施工時には圧力載荷と昇温工程が必須となることである。所定の時間経過後は減圧、あるいは、常温まで低下されると同時に、材料自体の熱収縮作用が発生するため、結果と生じる隙間は Amstutz (1970) が採用している  $K_0$  値よりも大きくなるというものである。併せて、複合管の場合は、中込材と更生管両者の熱収縮を考慮して  $K_0$  値を決定すべきと警鐘している。王ら (2017) は更生管背面に 1 個所でも地下水圧が作用すると、直ちに水圧は全管に作用することを示している。さらに、内挿した更生管の座屈に関する試験を実施して、1 次座屈モードが卓越し、Amstutz の理論式などで求まる座屈強度と概ね一致することを明らかにしている。

## (2) 埋設下における座屈強度の算定

藤田(1961)は昭和40年代初期の高度成長期の水道用薄肉鋼管の大口径採用に伴い、埋設条件下での座屈現象の解明を実施している。具体的には、埋設管周囲の土の弾性拘束を考慮に入れた座屈理論式を導き出すと共に内径1,200mmの鋼管を使用して実験を行い、地盤の拘束力(外圧)が大きいほど、座屈強度が上昇することを確認している。弾性拘束のない場合はチモシェンコが提案する自由座屈の式と一致することを確認するとともに、埋設管にたわみが発生した状態の座屈に関しても言及している。この成果は、現在でも水門鉄管技術基準等で広く使用されている。

Kyriakides(1984)は、外圧作用下で高剛性の構造物内に内挿された円形リングの大変形に至る挙動について試験と解析で解明している。リングには初期の局所的な不完全性があると想定し、限界荷重は初期欠陥の形状とリング材料の降伏及び降伏後特性の両方に依存することが示されている。

I.D.Moore(1989)は波付き金属製カルバートの埋設座屈の解明を実施している。埋設管座屈の理論モデルと実験データを検証し、地盤の弾性連続体モデルに基づく線形座屈解析が埋設用フレキシブル金属管の設計に有効であることを提示している。

東田(2001)は埋設管のバックリング挙動について連続体モデルを用いて弾性的に解明している。管と土は線形弾性体でひずみは微小、変位量は元の長さ比べてごく小さいと仮定して、アルミ製薄肉パイプの地盤埋設実験と解析結果の検証を行い、解析の妥当性を確認している。結論として、バックリング荷重とたわみ性指数の関係を示している。

碓ら(2004)は砂地盤中の塩ビ製馬蹄形管に上載荷重に相当する外圧(土圧)を負荷した後、管の内面から真空ポンプにより、外水圧に見立てた負圧を作用させた模型試験を行い、外圧が大きくなるにつれて、座屈強度が上昇することを確認している。藤田(1961)の弾性拘束理論式を裏付ける結果を馬蹄形管で検証を行った。また、馬蹄形管の座屈はインバート中心を起点とすることも示唆し、井上ら(2004)と共に、FEM解析でも確認を行っている。

### (3) 座屈事故発生に伴う検証

谷村ら（2000）は那珂導水路の水戸トンネル内巻鋼管（直径 4,500mm，肉厚 21mm）の座屈事故に関する検討結果（状況は Fig. 1-15 参照）をまとめ，中込材に関する充填性能を整理した．

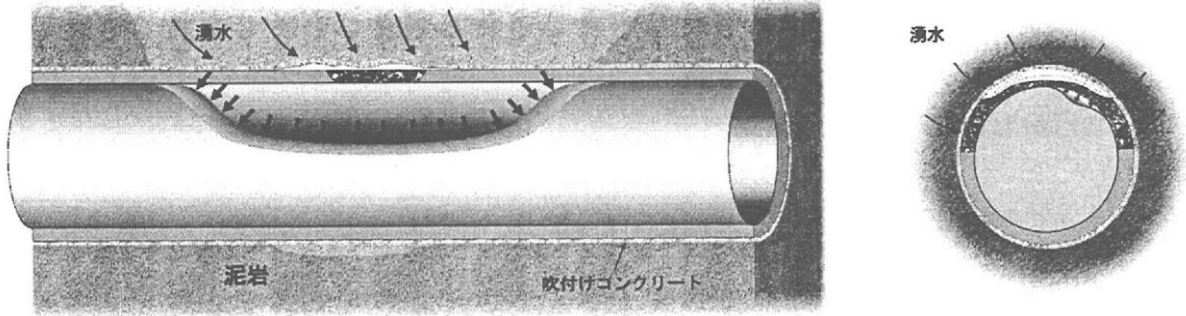


Fig. 1-15 水戸トンネルにおける変状状況（引用文献[2]）

この事故は全長約 1600m のうち 140m の区間で鋼管に変形が生じたものであり，中込材であるエアミルクが外水により硬化前に材料分離や強度低下を生じさせ，設計値以下の外水圧で座屈したとまとめられている．併せて，Amstutz（1970）が提案した(1-2)式において，鋼管と中込材の隙間  $K_0$  値 ( $=0.4R/1,000$ ) が与える影響をグラフにまとめている．この  $K_0=0.4R/1,000$  については Hutter と Sulzer の研究によるものである．また，数値解析により中込材の空隙区間と弾性係数を変化させ管の座屈強度を算出し，空隙が大きくなるほど座屈強度が低下すること，中込材の弾性係数が大きくなるほど座屈強度が高くなることを提示している．

相馬第二地区トンネル変形調査検討委員会（2006）では福島県の相馬第二地区トンネルにおいて，中込材の強度不均一と想定以上の外水圧作用によって内巻鋼管（直径 1,350mm，肉厚 8～9mm）が管底部から大きく座屈破壊している報告書（状況は Fig. 1-16 参照）をまとめている．鋼管は肉厚 8～16mm を使用し，土被りの浅い個所に使用した肉厚 8mm が座屈個所の総延長の 8 割を占めた．また，座屈発生個所は肉厚 8mm と 9mm の板厚変更個所近傍であった．中込材は  $1\text{N/mm}^2$  以上の一般的なエアモルタルを使用し，事故後の検証でも一部の強度低下の確認とトンネル覆工と中込材外面に一部の背面空洞の存在は確認できたものの，大きな欠陥の確認はされなかった．しかしながら，トンネル総延長 3,442m に対して 2 箇所合計で 1,000m 以上の長さで座屈現象が発生した事例である．よって，複合的な要因の存在は否めないが，高水頭圧の地下水が流入し，最も強度の低い 8mm 厚さの鋼管が座屈破壊したと推察されている．併せて，本文では復旧工法の検討も実施され，外水圧に十分に配慮した工法が提案されている．



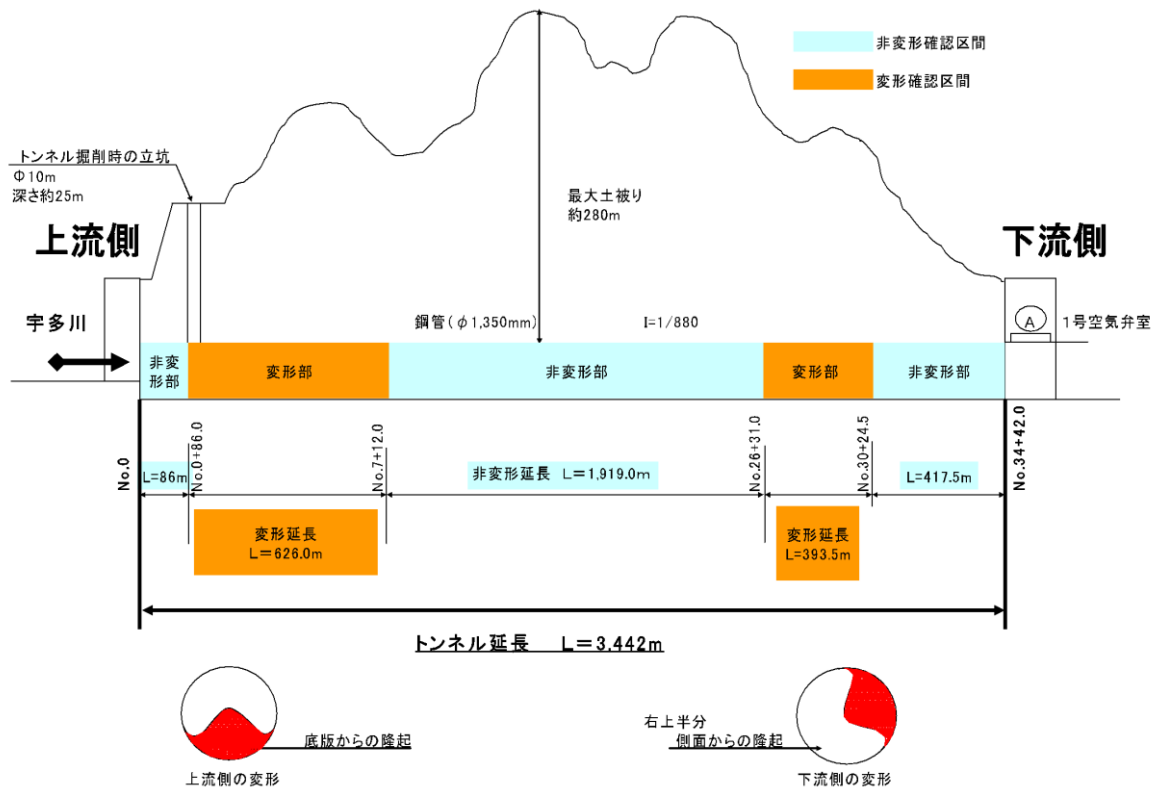


Fig. 1-16 相馬トンネルにおける変状状況 (引用文献[16])

### 1.3.2 各基準の座屈強度算定式

外水圧による更生管の座屈は自由状態と拘束状態に分けられ、それぞれ異なる理論式で算定が行われている。このほか、埋設状態における外圧（土圧等）と外水圧の複合状態で算定する理論式が提案されている。

#### (1) 自由座屈強度算定式

更生工法の施工時においては更生管を老朽管内部に配管，固定後，その外周の老朽管との隙間（空隙部）にはモルタル系の充填材を注入する。この際，無圧で注入すると，更生管の上部に空隙が残りやすいため，圧力を負荷するのが一般的であり，この時の座屈破壊に対する許容圧力の算定にはチモシェンコ（1954）が「挫屈理論」で提示している自由座屈強度  $P_k$  を求める(1-1)式が広く使用されている。この設計方法は，設計基準「水路トンネル」（以下，設計基準）でも採用されており（農林水産省農村振興局整備部設計課，2015），安全率は1.5と定められている。

$$P_k = \frac{2E}{1-\nu^2} \left( \frac{t}{D} \right)^3 \quad (1-1)$$

ここで  $P_k$  : 座屈強度 (MN/m<sup>2</sup>)， $D$  : 管内径 (m)， $t$  : 管厚 (m)， $\nu$  : ポアソン比， $E$  : 管の曲げ弾性係数 (MN/m<sup>2</sup>) である。

#### (2) 拘束座屈強度算定式

更生工法の施工後においては地下水位が高い場合には既設管外側から管内に水が浸入し，更生管の外側に作用する。この時の座屈強度の算定では，Amstutz（1970）により提案されている拘束座屈強度  $P_k$  を求める(1-2)式が広く使用されている。この設計方法は，設計基準「水路トンネル」（以下，設計基準）で採用されており（農林水産省農村振興局整備部設計課，2015），安全率は強化プラスチック複合管で3.0，それ以外の管材では1.5と規定されている。

$$P_k = \frac{\sigma_N}{\frac{R}{t} \left( 1 + 0.35 \cdot \frac{R}{t} \cdot \frac{\sigma_F^* - \sigma_N}{E_c^*} \right)} \quad (1-2)$$

ここで， $R$  : 管厚中心半径 (m)， $\sigma_F$  : 管の圧縮強度 (MN/m<sup>2</sup>)， $\sigma_N$  : 管に発生する直応力度 (MN/m<sup>2</sup>)（次式により試算して求める），

$$\left( \frac{K_0}{R} + \frac{\sigma_N}{E_c^*} \right) \left( \frac{E_c^*}{E_b^*} + 12 \cdot \frac{R^2}{t^2} \cdot \frac{\sigma_N}{E_b^*} \right)^{1.5} = 3.36 \cdot \frac{R}{t} \cdot \frac{\sigma_F^* - \sigma_N}{E_b^*} \cdot \left( 1 - \frac{1}{2} \cdot \frac{R}{t} \cdot \frac{\sigma_F^* - \sigma_N}{E_b^*} \right)$$

$K_0$  : 管と中込材の空隙 (0.15×10<sup>-3</sup>m)， $E_c^* = E_c / (1-\nu^2)$ ， $E_c$  : 管の圧縮弾性係数 (MN/m<sup>2</sup>)， $E_b^* = E_b / (1-\nu^2)$ ， $E_b$  : 管の曲げ弾性係数 (MN/m<sup>2</sup>)，

$$\sigma_F^* = \mu \cdot \frac{\sigma_F}{\sqrt{1-\nu+\nu^2}}, \quad \mu = 1.5 - 0.5 \cdot \frac{1}{\left(1 + 0.002 \cdot \left(\frac{E_c}{\sigma_F}\right)\right)^2}$$

### (3) その他基準の座屈強度算定式

上記の座屈式の修正式が採用されている場合も見受けられるが、以下に列記したその他の分野においても上記(1-1)及び(1-2)式またはいずれか片方が採用されている。

- ・ 水門鉄管技術基準
- ・ 下水道内挿用強化プラスチック複合管 JSWAS K-16

## 1.4 研究の目的

### 1.4.1 課題

#### (1) 概要

大口径パイプラインを対象とした中込材充填によって一体化された更生管の土圧や外水圧作用時の力学的な挙動メカニズムは十分解明されていないのが現状である。現行の土地改良事業計画設計基準及び運用・解説 設計「水路トンネル」(以下、農水設計基準)では、既設トンネルで変形が拘束された状態の挿入管の限界座屈強度の推定式を示しているが、完全拘束を前提としており、中込材の力学的特性、隙間・空隙の発生や充填率などの影響を考慮せず、管の材質によって座屈に対する安全率を1.5又は3.0と設定しているにとどまっている(農林水産省農村振興局整備部設計課, 2015)。また、構造設計において土圧作用時の挙動評価は種々検討されてきたが、外水圧による更生管の座屈設計については既往概念を適用する方法にとどまっている。実際の築造工事においては座屈事故が発生した事例も存在し、事故発生となれば任意の区間において更生管が内側に変形し、復旧に多大な損失と工期遅れが生じる。

小口径管においても軽量で施工技術が確立されているプラスチック系の比較的薄肉の管材を使用した管渠更生工法が採用されつつある。一方で外水圧に対しては、管厚が薄い更生管は土被りが大きく、外水位が高い条件下では座屈破壊の危険性が高い。その理由として、座屈強度は更生管の剛性及び外面の隙間に大きく影響を受ける。継手部に継目の開きや段差がある場合やパイプライン自体の劣化や摩耗により凹凸が存在する場合はその大きさに応じて隙間が生じる。さらには熱による拡径タイプの施工では冷却後、材料そのものが収縮し、隙間を生じさせる。複合管の場合、既設パイプラインと更生管の隙間に中込材を注入するものであるが、空隙がない完全な充填を目指す場合は注入圧力を高くする必要がある。しかしながら、更生管は剛性の低い素材であり、大きな注入圧力を負荷すれば施工時の段階で変形や座屈破壊をしてしまう可能性がある。逆に圧力を全く掛けないと更生管上部に隙間や部分的な空隙が残り、施工後の外水圧が直接更生管の一部に作用することによって、設計値以下で座屈破壊する。

現状において、更生管に関する座屈強度の推定に関して理論式の提示から試験的な検証まで数多くの研究が実施されてきている。一方で、更生管は施工時(自由状態)と施工後(拘束状態)において外水圧の影響を受けると共に、円形管に加え、馬蹄形管も採用が拡大され、座屈時の挙動解明が必要となっている。特に、馬蹄形管においては土圧作用時の挙動についても確認が必要である。さらには既設管周囲の地盤密度、中込材の拘束効果、空隙、隙間の影響については試験的な検証も十分ではなく、既設管、中込材と更生管の一体性も含めてその効果と座屈強度の解明は緒に就いたばかりである。

(2) 課題の整理

現状の背景ならびに既往の研究事例から現状の課題について整理した結果を **Table 1-1** に示す。馬蹄形管は現状の設計で用いられる理論式は適用できないため、既製管挿入工法の検討に必要な検証項目である全ての座屈条件及び土圧載荷時の挙動確認が必要である。一方、円形管は拘束座屈理論式において変数として取り扱われていない地盤密度、中込材の変形係数や空隙等の影響について解明する必要がある。

**Table 1-1** 課題の整理

管の形状	座屈条件等	課題内容	理論式
馬蹄形管	土圧載荷	挙動解明	適用外
	地盤拘束座屈 自由座屈		
円形管	拘束座屈	既設管周囲の地盤密度の影響	考慮せず
		中込材変形係数の影響	考慮せず
		中込材空隙率の影響	考慮せず（完全拘束を前提）
		更生管外面の隙間の影響	$K_0=0.4R/1,000$ （一定）

#### 1.4.2 研究の目的

本研究では、既設管内部に新管を挿入する場合を対象として、①馬蹄形管に土圧が作用する場合の挙動について、模型土槽試験と FEM 解析により明らかにする。また、②更生管の拘束状態の違いによる座屈強度について、模型試験結果と既往の理論式から求まる値との比較による精度検証を実施する。また、更生管の形状が③馬蹄形管の場合の座屈強度の推定式、加えて更生管上部の中込材に空隙が生じやすいことに注目し、その④空隙率が座屈強度に与える影響を模型試験により数値化した上で、空隙率を考慮した座屈強度の予測式を提案する。一方、管渠更生工法においては単独管及び複合管に着目し、⑤更生管の外周に生じる隙間の違いによる座屈強度について模型試験により再現と検証を行い、既往の理論式から求まる値と対比することで整理した。要約すると、特に下記の 4 点に絞って、馬蹄形管の挙動を明らかにした後、模型試験と既往の理論式から求まる更生管の座屈強度を比較検証すると共に、中込材空隙率と更生管外面の隙間を変化させた条件下における座屈強度の推定式を提案するものである。

なお、個別の章の目的は以下のとおりである。

##### (1)「第 2 章 馬蹄形管の埋設下における土圧挙動と座屈挙動」

トンネルに内挿される馬蹄形更生管において、土圧が作用する場合の変形挙動や土圧に加えて外水圧が作用する場合の座屈挙動については明らかとなっておらず、その挙動を明らかにする。

##### (2)「第 3 章 拘束条件が異なる場合の円形管と馬蹄形管を用いた更生管の座屈強度」

円形更生管の自由座屈状態ならびに既設管に外周部を拘束された状態の 2 種類に関する更生管の座屈挙動を確認する。また、馬蹄形状の更生管の座屈強度を明らかにし、その座屈強度推定式を提案する。

##### (3)「第 4 章 中込材の充填率が異なる場合の更生管の座屈強度」

中込材の充填不良時における更生管の挙動解明を実施し、検証結果から、外水圧を受けるパイプラインなどの地中構造物に内挿される更生管の限界座屈強度推定手法を提案する。

##### (4)「第 5 章 更生管外面の隙間を変化させた場合の更生管の座屈強度」

単独管の場合は既設管と更生管の間に生じる隙間、複合管構造の場合は中込材と更生管に生じる隙間の大きさの違いによる更生管の座屈強度を整理し、隙間の影響をまとめる。

### 1.4.3 試験方法

試験は 2 種類の試験装置を用いて行うものとした。土圧による馬蹄形管の挙動評価は模型土槽試験装置を、水圧による座屈評価は模型座屈試験装置を採用した。模型（供試）管に関しては内径 150mm を目標に作製し、その模型によりそれぞれのケース毎に試験を実施した。なお、模型土槽試験装置は **Table 1-2**、模型座屈試験装置は **Table 1-3** に示す仕様とした。

**Table 1-2** 模型土槽試験装置の仕様

区分	項目	詳細
模型寸法	内径	150mm
模型材料	模型管	塩ビ <sup>※3</sup> , FRP <sup>※4</sup>
	地盤	豊浦標準砂
	気密性保持材	ラテックスメンブレン
試験装置	本体材質	鋼製（縦型）
	大きさ	1,050mm×1,050mm
	深さ	400mm
	土圧載荷方法	3軸独立油圧式変位制御
	水圧載荷方法	手動式真空ポンプ（空圧）
	変位計	回転式非接触レーザー型

※3 硬質ポリ塩化ビニル

※4 Fiber Reinforced Plastics

**Table 1-3** 模型座屈試験装置の仕様

区分	項目	詳細
模型寸法	内径	150mm
模型材料	模型管	塩ビ, FRP, 鋼製
	既設管	鋼製
	中込材	エアミルク
	地盤	豊浦標準砂
	水密性保持材	ラテックスメンブレン
試験装置	本体材質	鋼製（縦型）
	長さ	1,000mm
	内径×厚み	246mm×10mm
	水圧載荷方法	手動及び制御方式
	変位計	回転式接触型

## 1.5 本論文の構成

本論文は、次の 6 章から構成されており、各章の関係は **Fig. 1-17** に示すとおりである。

### 第 1 章 序論

本研究の背景を言及し、既往の研究内容を調査した上で関連する研究項目を整理し、本研究の目的を整理した。

### 第 2 章 馬蹄形管の埋設下における土圧挙動と座屈挙動

本章ではトンネルに内挿される馬蹄形更生管において、土圧が作用する場合の変形挙動や土圧に加えて外水圧が作用する場合の座屈挙動については明らかとなっておらず、その検証を行った。ここでは模型土槽試験装置を用いて呼び径 150 の供試管により、更生管の挙動解明を実施した。また、馬蹄形管の挙動に関し、弾塑性 FEM 解析プログラム「Nonsolan」を使用した数値解析により、その妥当性を確認した。

### 第 3 章 拘束条件が異なる更生管の外水圧による座屈挙動

本章では既設の施設内に設置した更生管を対象として、外水圧作用下での模型座屈実験を実施し、その突発的な破壊現象を明らかにした。実験モデルは実際に施工されるパイプラインやトンネルの 1/10 スケールとし、呼び径 150 の供試管を用いて、更生管の挙動解明を実施した。円形更生管の自由座屈状態ならびに既設管に外周部を拘束された状態の 2 種類に関する更生管の座屈挙動を確認した。また、馬蹄形状の更生管の座屈強度を明らかにし、その座屈強度推定式を提案した。

### 第 4 章 中込材充填率が更生管の外水圧座屈耐力に与える影響

本章では、中込材の充填率が座屈強度に及ぼす影響を解明するために、室内座屈模型試験を実施した。実験モデルは実際に施工される施設の 1/10 スケールとし、呼び径 150 の円形供試管を用いて、中込材の充填不良時における更生管の挙動解明を実施した。これらの検証結果から、外水圧を受けるパイプラインなどの地中構造物に内挿される更生管の限界座屈強度推定手法を提案した。

### 第 5 章 更生管外面の隙間が外水圧座屈耐力に与える影響

本章では農水省でも採用検討が進んでいる下水道分野で開発が進んだ管更生工法の施工後において、更生管に作用する外水圧座屈強度に関する模型試験を行い、単独管の場合は既設管と更生管の間に生じる隙間、複合管構造の場合は中込材と更生管に生じる隙間の大きさの違いによる更生管の座屈強度を整理し、隙間の影響をまとめた。これらの検証結果から、更生管外面の隙間が更生管内径の 2% になると、拘束座屈算定結果と比較して、約 1/5 倍の非常に小さな値となり、自由座屈による設計を行う必要があることについて提示した。



## 第 6 章 結論

本研究から得られた知見は埋設下の馬蹄形管の挙動，また，更生管の座屈強度について現設計理論式の妥当性を言及した．さらに，現状の施工法における中込材の空隙や更生管外面に発生する隙間を変化させた条件を設定し，新たな座屈強度推定式を提案すると共に，残された課題と今後の研究を記述した．

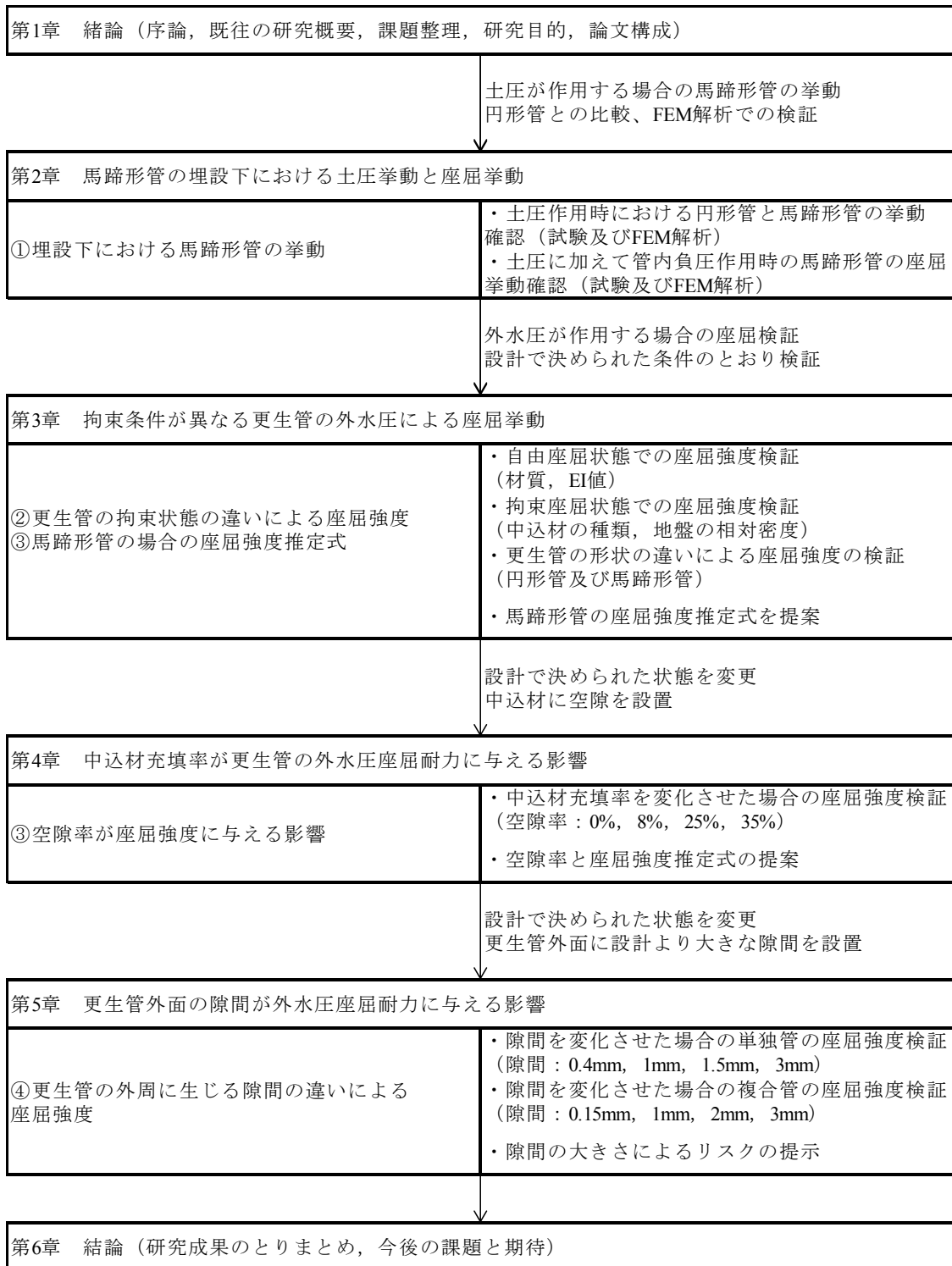


Fig. 1-17 本論文の各章の関係

## 第 2 章 馬蹄形管の埋設下における土圧挙動と座屈挙動

### 2.1 概要

耐用年数を迎えた農業用水路トンネルのうち，内径 1,000mm 以上の中大断面のトンネルでは更新よりも既製管挿入工法による更生を選択するケースが多い．この場合，流量確保の観点から更生管も馬蹄形状の管を採用するケースが増加している．また，更生管の管厚は薄肉でとう性管に分類され，自立管として土圧等を考慮し設計される．地盤中のとう性管の挙動として，円形管についてはこれまでに様々な検証がなされてきた．一方，馬蹄形管については，検証例が少なく未解明な部分が多い．そこで，本章では円形管と馬蹄形管の両方に関して土槽試験装置により外圧を作用させその挙動を確認した．また，馬蹄形管においては土圧を作用させた状態で外水圧を想定した管内に負圧を作用させ，外水圧による座屈現象についてもその挙動を確認した．併せて，FEM 解析プログラムを用いて数値解析を実施し，試験結果と比較及び検証を行い，その破壊に至る挙動を確認した．

## 2.2 はじめに

耐用年数を迎えた農業用水路施設のうち，内径 1,000mm 以上の中大断面のトンネルでは既製管挿入工法による更生を選択するケースが多い．この工法は **Fig. 2-1** 及び **Fig. 2-2** に示すように新たな管材（以下，更生管と呼ぶ）を挿入後，既設トンネルとの隙間にセメント系の中込材を充填し，構造的に多層化することで安定性を確保するものであり，1980 年代から導入され，通水能力の再生が実施されている．また，トンネル施工実績調査結果が現行の土地改良事業計画設計基準及び運用・解説 設計「水路トンネル」（以下，農水設計基準）に記載されており，断面形状としては馬蹄形が全体の 36%を占め，ほろ形を含めると 85%にも達する．このデータは昭和 57 年～平成 21 年までに築造されたトンネルのものであり，内空直径としては 3m 以下が全体の 88%を占める結果となっていることから，工場二次製品である既製管の適用範囲が広いことを示している．

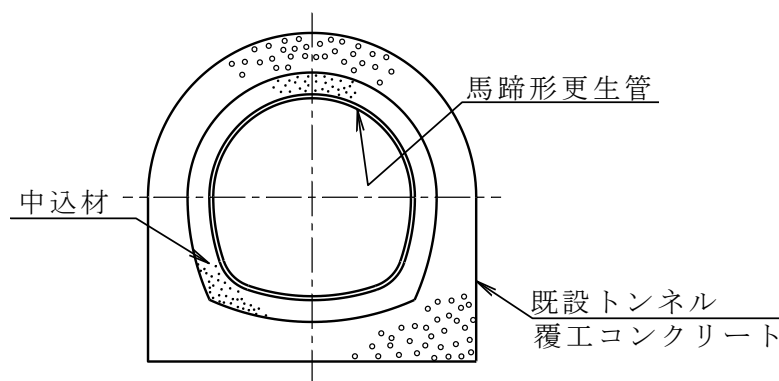


Fig. 2-1 既製管挿入工法の施工断面

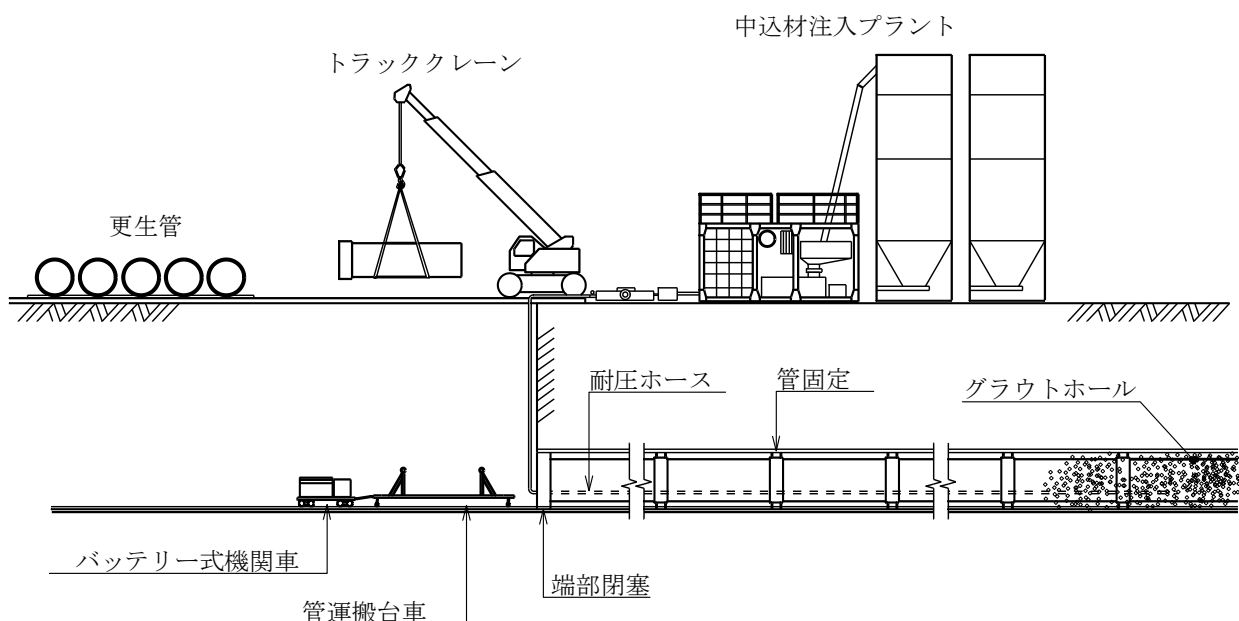


Fig. 2-2 既製管挿入工法の施工概要

一般に更生管は汎用性及びコストを考慮し、円形管が選択される。しかしながら、内挿という施工上、必然的に断面が縮小されることから、計画流量に満たない場合は流量確保の観点を重視し、更生管もトンネルの形状に合わせた馬蹄形とする場合が多い。馬蹄形管を選択することで、同じ材質で、同じ内径の円形管と比較して10%程度の流量増加が見込まれる。これらの材質は鋼板製またはFRPM<sup>※5</sup>製による二種類が選択されるが、管厚は薄肉でとう性管に分類され、自立管として土圧及び外水圧等を考慮しその安全性を検証する。通常、トンネルに作用する土圧はTerzaghiの緩み土圧公式が様々な基準で採用されている。これはトンネルの深度分の土圧が作用するものではなく、トンネル周辺に生じる緩み領域の土(岩)塊がトンネル覆工に作用する考え方である。また、トンネル標準示方書[共通編]・同解説/[シールド工法編]・同解説(土木学会、2016年)においては、1~2D(トンネル直径)相当の土荷重を最低土圧とし、各基準では過小とならないように配慮されている。トンネル内に内挿される更生管に作用する土圧に関しては未解明な部分が多く、トンネルの劣化状態に大きく影響されると考えられている。トンネルの建設当初設計においてはトンネル覆工がその土圧(荷重)を全て分担するように設計されているものの、経年作用で覆工にひび割れが生じその耐力が低下すると、内挿された更生管にも中込材を介して、荷重が伝達され、変形やひずみが生じることが予測される。自立管設計においてはトンネル覆工の強度は一切期待せず、土圧を算定後、それが更生管に直接作用する考え方で更生管に発生する曲げ応力とたわみ率による適用性を判定することに加えて、ボーリング調査等による現地調査地下水位に基づいて、外水圧座屈検討を行って最終的に使用可否が判定される。

これらの背景の中で、土圧が作用する埋設下の管の挙動として、円形管についてはこれまでに数例の検証がなされてきた。裕ら(2003)は土圧が作用する更生管のたわみ挙動を中心に模型土槽試験により評価している。更生管単独の場合と種々の圧縮強度を有した中込材を外側に配置した二層構造の供試体を用いて、400kPaまで荷重を載荷し、その挙動の差異について検証後、中込材の効果について言及している。藤田(1961)は水道用薄肉鋼管の埋設条件下での座屈現象について明らかにしている。地盤の拘束力(外圧)が大きいほど、座屈強度が上昇することを確認しており、現在でも水門鉄管技術基準等で広く使用されている。

一方で、トンネルに内挿される馬蹄形更生管において、土圧が作用する場合の変形挙動や土圧に加えて外水圧が作用する場合の座屈挙動については明らかとなっておらず、その検証が必要であった。ここでは馬蹄形管の挙動に関し、模型土槽試験装置を用いた試験結果の検証と弾塑性FEM解析プログラムNonsolanを使用した数値解析により、その妥当性を確認した。

#### ※5 Fiberglass Reinforced Plastic Mortar

## 2.3 解析手法

計算力学の進歩によって、今日では有限要素法（FEM）が構造計算として有効な手段の1つとなり、その対象は材料単体の挙動から地盤と構造物との相互作用に関する分野にわたって活発な研究が展開されている。

特に、実際の地盤工学の分野における土構造物や地中構造物の挙動と安全性検証にあたっては、土の非線形な変形挙動、すなわち、土の破壊現象の取り扱いが構造物の挙動予測に重大な影響を与えることが明らかになってきている。（引用文献[27]及び[33]参照）構造物自体が崩壊に至るような限界状態は土の破壊問題と直結していると言っても過言ではない。すなわち、有限要素法によってパイプラインやトンネルなどの地中構造物の適切な崩壊荷重の評価を行うためには、土の最大荷重を厳密に予測できることとともに、残留強度に至るひずみ軟化等の特性を考慮に入れる必要があることを意味している。特に、ひずみ軟化現象を適切に表現するためには、土に形成されるせん断帯を考慮に入れた解析モデルを用いる必要がある。そこで本研究では、弾塑性 FEM 解析プログラム「Nonsolan」を使用し、馬蹄形管に対する土圧や外水圧に対する挙動を明らかにする。

### 2.3.1 本研究で用いた有限要素法の概要

有限要素法による構造解析では、その変形量が厳密解に比べて非常に小さくなることがある。このような現象の本質的な部分は、ある要素で離散化された節点が表現できる動きが少なくなり、剛な応答が得られる現象であるが、ロッキング現象と呼ばれており、「せん断ロッキング」と「体積ロッキング」の2つのタイプで説明される。前者は低次要素を用いた薄い構造物の曲げ変形の予測で顕在化し、後者は体積変化が非常に小さい材料特性を与えた場合に体積変形以外の変形まで抑制することによって現れる現象である。すなわち、地中に埋設されたパイプの曲げ変形や地盤の破壊を総合的に扱うためには、要素のせん断ロッキング現象を回避することが極めて重要となる。

本解析では、ロッキング現象を回避するために4節点アイソパラメトリック要素を採用し、さらに1点での積分を適用した。（引用文献[34]参照）土の限界状態を表す降伏関数には最も利用されている Mohr-Coulomb 型モデルを、塑性ポテンシャルには元平面上に特異点を持たない Drucker-Prager 型モデルを適用した (MC-DP 型の混合モデル)。さらに 応力-ひずみ関係における軟化特性、すなわち、ピーク強度から残留強度に至る挙動を忠実に予測するために、せん断帯の発生を考慮した構成式を適用した。数値解法には動的緩和法とリターンマッピング法を混合した解法を用いた。

### 2.3.2 ひずみ軟化を考慮した弾塑性構成モデル

弾塑性モデルは引用文献[27]から次のように定式化されている。地盤内のある微小要素の全ひずみ  $d\varepsilon$  は (2-1) 式で示すように弾性ひずみ増分  $d\varepsilon^e$  と、塑性ひずみ増分  $d\varepsilon^p$  の単純和で表すことができると考える。

$$d\varepsilon = d\varepsilon^e + d\varepsilon^p \quad (2-1)$$

まず、弾性ひずみ増分は、

$$d\varepsilon^e = D^{-1} d\sigma \quad (2-2)$$

となる。  $d\sigma$  は応力増分の成分、  $D$  は弾性テンソルである。

次に、塑性ひずみ増分  $d\varepsilon^p$  は、

$$d\varepsilon^p = \lambda \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma} \quad (2-3)$$

となる。

ここで、塑性ポテンシャル  $\Phi$  は、応力  $\sigma$  と、単一の軟化パラメータ  $k$  で与えられるとする。  $\lambda$  は正の未知比例定数である。

要素内が完全に塑性流動する場合は、

$$d\varepsilon = d\varepsilon^e + s d\varepsilon^p = D^{-1} d\sigma + \lambda b \quad (2-4)$$

となる。

降伏関数  $f$  が次のように応力  $\sigma$  と塑性ひずみパラメータ  $k$  で与えられるとする。

$$f(\sigma, k) = 0, \quad df = 0 \quad (2-5)$$

であるから、

$$a \cdot d\sigma - A \lambda = 0, \quad A = -\frac{1}{\lambda} \cdot \frac{\partial f}{\partial k} dk \quad (2-6)$$

となる。

ここで、

$$a = \frac{\partial f}{\partial \sigma}, \quad b = \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma} \quad (2-7)$$

要素の面積を  $F_e$ 、要素内に発生する帯状のせん断帯の面積を  $F_b$  とすると、面積比  $s$  は次のようになる。

$$\frac{F_b}{F_e} = s \quad (2-8)$$

計算上、面積比  $s$  は単純化して以下のように扱うこととする。

$$s = \frac{w}{l} \quad (2-9)$$

このように、要素に対するせん断帯の面積比を定義すると、全ひずみは

$$d\varepsilon = d\varepsilon^e + s d\varepsilon^p = D^{-1} d\sigma + s \lambda b \quad (2-10)$$

となる。両辺に  $aD$  を乗じて、

$$aD d\varepsilon = aD \sigma + s \lambda aD b = (A + s aD b) \lambda \quad (2-11)$$

となる。

ゆえに，

$$\lambda = \frac{aDd\varepsilon}{A+saDb} \quad (2-12)$$

式(2-10)の両辺に  $D$  を乗じて式(2-12)を代入すると，

$$\begin{aligned} Dd\varepsilon &= d\sigma + s\lambda Db \\ &= d\sigma + \frac{sDb a D d\varepsilon}{A+saDb} \end{aligned} \quad (2-13)$$

となる．したがって，式(2-13)より次式の応力-ひずみ関係が得られる．

$$d\sigma = \left( D - \frac{sDb a D}{A+saDb} \right) d\varepsilon \quad (2-14)$$

式(2-14)を用いることによって，有限幅のせん断帯幅と要素の大きさの関係性が解析に導入されることになり，結果として材料のサイズ効果を表現できることになる．

### 2.3.3 降伏条件と塑性ポテンシャル

降伏条件には実験結果を比較的によく表現し得る Mohr-Coulomb 条件を用い，塑性ポテンシャルには  $\pi$  平面上に特異点を持たない Drucker-Prager 条件を適用する混合モデル(MC-DP 混合型モデル)を採用する．降伏関数  $f$  は以下の様に表すことができる．

$$f = aI_1 + \frac{\sqrt{J_2}}{g(\theta)} - \gamma = 0 \quad (2-15)$$

ここで，

$$\alpha = \frac{2 \sin \phi}{\sqrt{3}(3 - \sin \phi)} \quad (2-16)$$

$$g(\theta) = \frac{3 - \sin \phi}{2\sqrt{3} \cos \theta - 2 \sin \theta \sin \phi} \quad (2-17)$$

$$\gamma = \frac{6c \cdot \cos \phi}{\sqrt{3}(3 - \sin \phi)} \quad (2-18)$$

である．

塑性ポテンシャルは以下の式で表せる．

$$\Phi = \alpha' I_1 + \sqrt{J_2} = 0 \quad (2-19)$$

ここで，係数  $\alpha'$  は，平面ひずみ条件ではダイレイタンシー角  $\Psi$  を用いて，

$$\alpha' = \frac{\tan \Psi}{\sqrt{9 + \tan^2 \Psi}} \quad (2-20)$$

と表すことができる．

また，3軸圧縮条件では

$$\alpha' = \frac{2 \sin \Psi}{\sqrt{3}(3 - \sin \Psi)} \quad (2-21)$$

となる．

### 2.3.4 数値解法

連続体の動的問題は有限要素法で離散化する場合、次のような多自由度の運動方程式として表すことができる。

このような連立方程式を効率よく解く方法に緩和法がある。本解析では、下記の運動方程式を動的緩和法によって解く。

$$M\ddot{U}+C\dot{U}+R_I=R \quad (2-22)$$

ここで、 $M$ は質量マトリックスのランブ質量、 $C$ は減衰マトリックス、 $\ddot{U}$ は加速度ベクトル、 $\dot{U}$ は速度ベクトル、 $U$ は変位ベクトル、 $R_I$ は内部力ベクトル、 $R$ は外力ベクトルを表す。

$$\Delta R=R-R_I-M\ddot{U}-C\dot{U} \quad (2-23)$$

この式を次に示す中央差分式を用いて離散化する。中央差分法では速度ベクトルと加速度ベクトルについて次のように仮定する。

$$\dot{U}_t=\frac{1}{2\Delta t}(-U_{t-\Delta t}+U_{t+\Delta t}) \quad (2-24)$$

$$\ddot{U}_t=\frac{1}{\Delta t^2}\{U_{t-\Delta t}-2U_t+U_{t+\Delta t}\} \quad (2-25)$$

この時、時刻 $t+\Delta t$ での変位解 $U_{t+\Delta t}$ を求めるために、残差力 $\Delta R$ の評価を時刻 $t$ において行う。

時刻 $t$ において式(2-23)と式(2-24)を式(2-25)に代入すると、

$$\left(\frac{1}{\Delta t^2}M+\frac{1}{2\Delta t}C\right)U_{t+\Delta t}=R+R_I+\frac{2}{\Delta t^2}MU_t-\left(\frac{1}{\Delta t^2}M-\frac{1}{2\Delta t}C\right)U_{t-\Delta t}+\Delta R \quad (2-26)$$

となる。この式から残差力を除くと時刻 $t+\Delta t$ での変位 $U_{t+\Delta t}$ を表す式となる。

また、減衰マトリックスについては質量マトリックスを用いて次式で決定する。

$$C=^T\alpha M \quad (2-27)$$

ここで、 $^T\alpha$ ：減衰係数（弾性特性に対応して変化する。）

減衰係数 $^T\alpha$ は+レイリー商の形で以下の式で与えられる。

$$a_t=2\sqrt{\frac{U_t^TKU_t}{U_t^TMU_t}} \quad (2-28)$$

この減衰係数は $U_t$ の最小固有周波数に対する固有ベクトルであり、 $M$ はランブ質量、 $K$ は接線剛性マトリックスを対角マトリックスで近似して以下の式で与えられる。

$$K=\frac{R_t-R_{t-\Delta t}}{\Delta t\dot{U}} \quad (2-29)$$

中心差分は陽解法であるため、時間ステップに対する安定性を考慮しなければならない。

時間増分 $\Delta t$ についての安定性条件は以下の式で与えられる。

$$\Delta t\leq\frac{\beta I}{C_p} \quad (2-30)$$

ここで、 $\beta$ は1以下の係数、 $I$ は節点間最短距離、 $C_p$ は $p$ は速度を示す。また、 $C_p$ は以下の式で与えられる。



$$C_P = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{\rho(1+\nu)(1-2\nu)}} \quad (2-31)$$

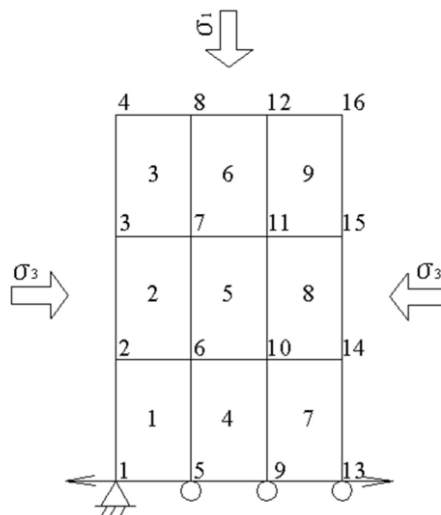
ここで、 $E$ はヤング率、 $\nu$ はポアソン比、 $\rho$ は密度を表す。本研究では動的緩和法の時間増分は仮想時間であり 1 としている。よって密度は仮想密度として以下の式で与えられる。

$$\rho = E(1-\nu) \{ \beta^2 t^2 (1+\nu)(1-2\nu) \} \quad (2-32)$$

ここで、 $M$ 、 $C$  が対角マトリクスなら  $(M+CAr/2)^{-1}$  の計算は簡単になり、逆マトリクスの演算を要しないため効率的に解が得られる。

### 2.3.5 埋め戻し地盤の力学特性

埋め戻し地盤に採用した豊浦標準砂の三軸圧縮試験を平面ひずみモデルで解析した。解析モデル及び解析条件を **Fig. 2-3** に示す。また、解析に使用したパラメータを **Table 2-1** に示す。境界条件は、**Fig. 2-3** における下面(節点番号 1, 5, 8, 13)を矢印が示すように鉛直方向に拘束し、下面両端(節点番号 1, 13)については、水平方向も拘束している。白抜きの矢印が示すように上面及び左右両面より 4.9kPa 刻みにて 98kPa まで面荷重を与え、その後 98kPa の拘束圧を保持した状態で上面(節点番号 4, 8, 12, 16)に鉛直方向の強制変位を与えた。解析結果として、応力比-せん断ひずみ関係を **Fig. 2-4** に示す。この図より相対密度  $D_r$  が高いほど応力比が高くなり、実験より導かれた構成式による値 (T-Model) と同様の傾向を示す結果が得られた。



**Fig. 2-3** 三軸圧縮試験の解析モデル及び解析条件

Table 2-1 解析パラメータ

メッシュパラメータ	
メッシュ形状	縦105mm, 横50mm
メッシュ数	要素数9, 接点数16
要素種類	4節点アイソパラメトリック要素
豊浦標準砂パラメータ	
相対密度 (%)	$Dr=90, 60, 30$
初期せん断弾性係数 (MPa)	$G_0=78.5$
ポアソン比	$\nu=0.3$
密度 ( $\text{kg/m}^3$ )	$\rho=1,600$
ピーク時の内部摩擦角 ( $^\circ$ )	$\phi_p=48$
残留内部摩擦角 ( $^\circ$ )	$\phi_r=34$
荷重条件	
荷重増分 (kPa)	$\sigma_1=\sigma_3=4.9$
荷重上限 (kPa)	$\sigma_1=\sigma_3=98$
強制変位増分 (mm)	0.0005
強制変位上限 (mm)	10

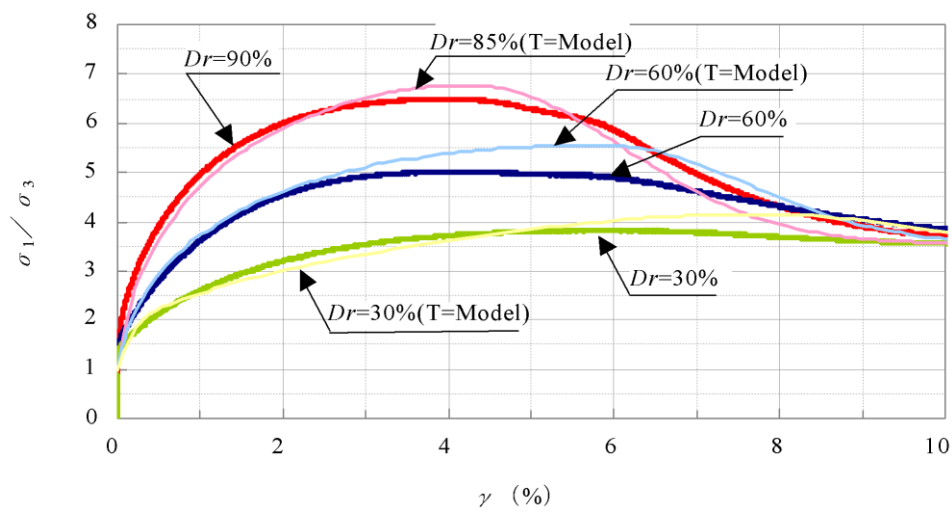


Fig. 2-4 応力比 - せん断ひずみ線図 (拘束圧 98kPa)

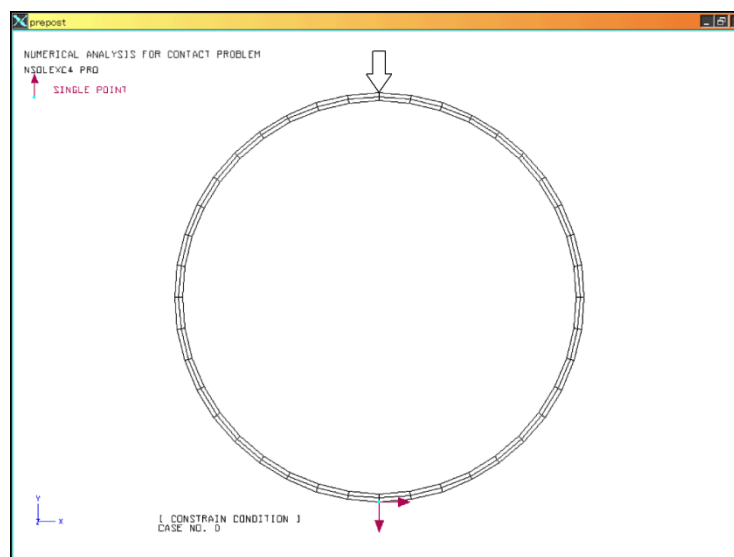
### 2.3.6 円管外圧試験

管体圧縮試験をモデル化して解析を行い，理論解との比較を行った．解析モデル及び解析条件を **Fig. 2-5** に，使用した解析パラメータを **Table 2-2** にそれぞれ示す．また，水平たわみの理論  $\delta$  は (2-33) 式により算出した．

$$\delta = -0.137 \cdot \frac{P \cdot r^3}{E \cdot I} \quad (2-33)$$

ここで， $P$ ：荷重 (kPa)， $r$ ：管厚中心半径 (m)， $E$ ：曲げ弾性係数 (MN/m<sup>2</sup>)， $I$ ：断面 2 次モーメント (MN/m<sup>4</sup>/m)

荷重は 10kPa 毎に最大 500kPa まで載荷した．解析結果として，理論解との比較を **Table 2-3** に，載荷重とたわみ量の関係及び変形モード図を **Fig. 2-6** 及び **Fig. 2-7** に示す．**Table 2-3** 及び **Fig. 2-6** から，理論値との比較においては水平たわみ量で 6.7% と小さな誤差となっており，たわみ形状も表現できていることが確認された．



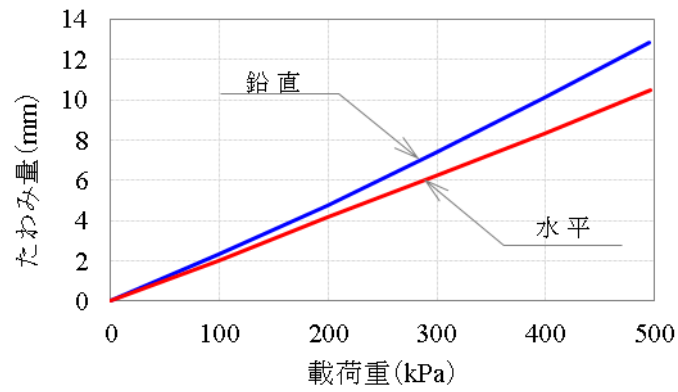
**Fig. 2-5** 解析モデル及び解析条件

**Table 2-2** 解析パラメータ

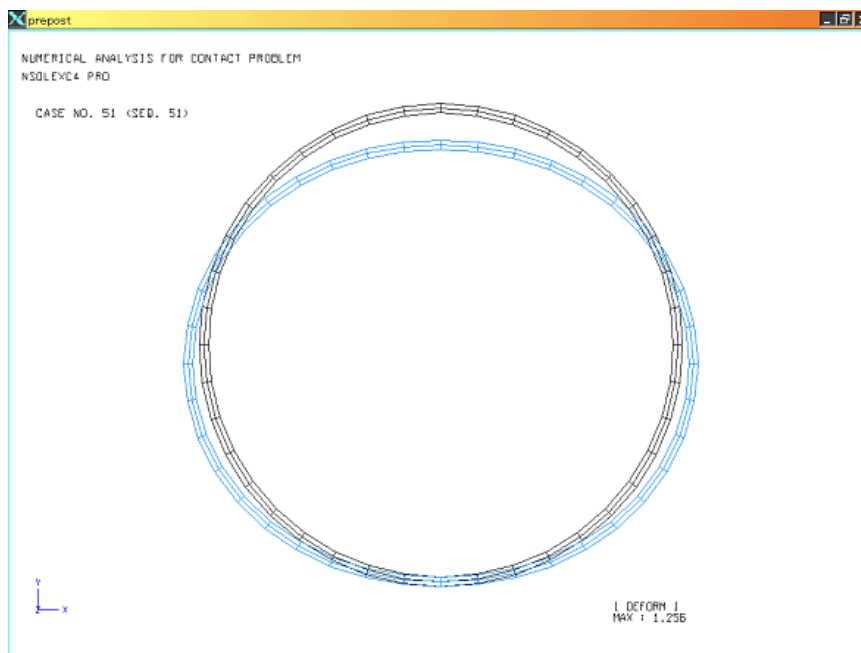
曲げ弾性係数	14.7GPa
ポアソン比	0.3
密度	1.8kg/m <sup>3</sup>
形状	φ150 (管厚=3mm)
メッシュ分割数	周方向分割40，径方向分割2

**Table 2-3** 解析結果と理論解との比較(最大水平たわみ量)

解析結果(mm)	理論解(mm)	Error (%)
10.279	9.631	6.7



**Fig. 2-6** 円管外圧試験における载荷重とたわみ量の関係



**Fig. 2-7** 変形モード

## 2.4 模型土槽試験

### 2.4.1 土圧による管の挙動確認試験方法

Fig. 2-8に示す油圧シリンダーを使用した3軸独立制御方式の土槽試験装置を採用した。その大きさは供試管の変形を拘束しないように、管の両端から3D（内径の3倍）を確保し、1,050mm×1,050mmとした。

試験方法は Table 2-4 に示す内径 150mm、厚みが 3mm の供試管を土槽中央に配置し、周囲を Table 2-5 に示す豊浦標準砂で充填した。（Fig. 2-9）充填に際しては、地盤の相対密度が 90 になるように重力落下式 5 段篩を用いて一定高さから投入する手法を用いた。また、土槽壁面と豊浦標準砂との摩擦を低減するために、シリコングリスを塗布後、ラテックスメンブレンを貼り付けた。また、載荷重は供試管上部の 1 軸変位制御で油圧シリンダーにより 0.05mm/s の速さとした。さらに Fig. 2-10 に示した位置の供試管内面に貼り付けたひずみゲージにより、供試管に発生するひずみ量、レーザー変位計による供試管の変形量及び管壁に作用する土圧（載荷重）を測定した。なお、供試管の長さは土槽高さと同じ 400mm とし、載荷重の最大値については垂直土圧公式で 20m に相当する 400kPa とした。

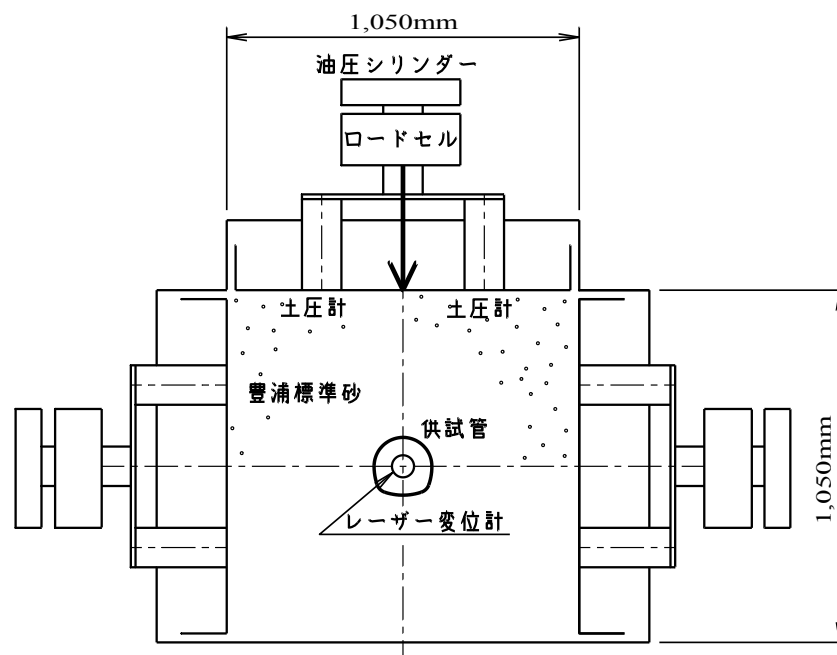


Fig. 2-8 模型土槽試験装置の概要



Fig. 2-9 模型土槽試験装置における地盤作製状況

Table 2-4 供試管の諸元

形状	材質	内径 $D$ (mm)	管厚 $t$ (mm)	管の曲げ 弾性係数 $E$ (MN/m <sup>2</sup> )	引張応力 (MN/m <sup>2</sup> )	ポアソン比 $\nu$
円形管	FRP	150.0	3.00	14,700	592	0.3
2R馬蹄形管						

Table 2-5 豊浦標準砂の諸元

主成分	土粒子密度 (kg/m <sup>3</sup> )	最大乾燥密度 (kg/m <sup>3</sup> )	最小乾燥密度 (kg/m <sup>3</sup> )
SiO <sub>2</sub>			
90%以上	2,665	1,664	1,364

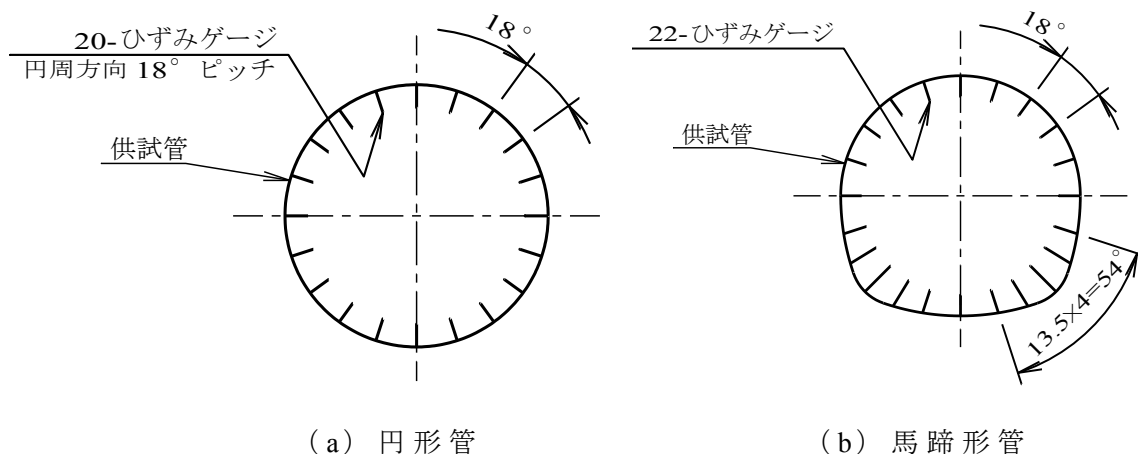


Fig. 2-10 計測用供試管のひずみゲージ貼り付け位置

#### 2.4.2 負圧による馬蹄形管の挙動確認試験方法

地中に埋設されたパイプが受ける土圧と地下水圧の影響を試験するために、土槽内に設置されたパイプに载荷装置で土圧を負荷し、外水圧はパイプ内面からの負圧作用によって再現することとした。埋設状態で大きな水圧をパイプに作用させるためには、巨大な土槽が必要となり、土圧の負荷との両立も極めて困難となる。このため、管の外周面を薄いゴムスリーブで被覆して、パイプの全周に均等な外水圧が作用している状況と同様の状況を設定した。

試験方法としては Fig. 2-11 に示す供試管長手方向に 5 分割した内径が 150mm で厚みが 1.5mm 及び 2.0mm の塩ビ製馬蹄形管 (Table 2-6) を土槽中央に設置する。その後、前項 2.5.1 土圧による管の挙動確認試験と同様の方法で地盤を作製後、载荷重は供試管上部の 1 軸変位制御で油圧シリンダーにより 0.05mm/s の速さで、0kPa, 200kPa, 400kPa まで作用させた状態で保持し、真空ポンプにより供試管内に負圧を与え、その時の負圧値と供試管に発生するたわみ量及びひずみ量を計測した。なお、供試管端部と装置の接触部における気密性を高めるため、供試管の両端はフランジで固定後、シーリング材でコーティングを施した。このため、管体にはフランジ等による拘束力の影響が発生することが懸念されたので、管軸方向に 5 分割した管同士を切断面で一致させ、管体外側にはメンブレンを被覆させることで気密性を保持した。また、たわみ量の測定は拘束していない 3 ピースの管体内面に LDT を鉛直、水平及び両対角の 4 方向に装着し、管のたわみ量を測定した。

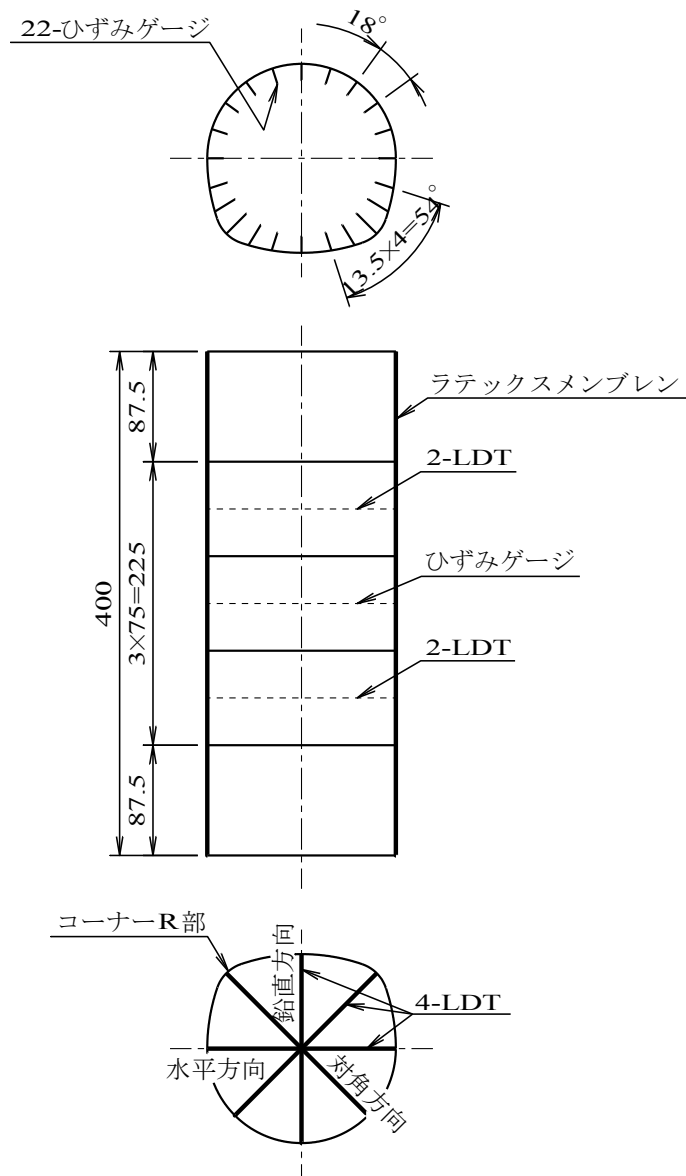


Fig. 2-11 供試管の分割構造及び計測位置図（単位：mm）

Table 2-6 供試管の諸元

形状	材質	内径 $D$ (mm)	管厚 $t$ (mm)	管の曲げ 弾性係数 $E$ (MN/m <sup>2</sup> )	引張応力 (MN/m <sup>2</sup> )	ポアソン比 $\nu$
2R馬蹄形管	PVC	—	1.5 2.0	2,900	55	0.3



## 2.5 模型土槽試験結果

### 2.5.1 土圧による管の挙動確認試験結果

円形管及び馬蹄形管の載荷重とたわみ量の関係を Fig. 2-12 に示す。通常円形管では鉛直方向のたわみは水平方向のたわみよりも数%程度大きな値を示すのに対し、馬蹄形管では低荷重領域の挙動は鉛直方向たわみと水平方向たわみの差は小さい。しかしながら、ある載荷重以降では鉛直と水平のたわみ量差は大きくなっている。特に水平方向のたわみ量は高荷重領域での増加量が小さくなっており、馬蹄形の側壁に当たる側部の管が載荷重を軸力として分担していることが理解できる。これは馬蹄形の2R部分に当たるインバート部及び側面下部において砂地盤からの反力が大きいためであり、その影響によって、インバート部ではたわみが大きくなり、側面下部ではたわみが抑えられたと考えられる。

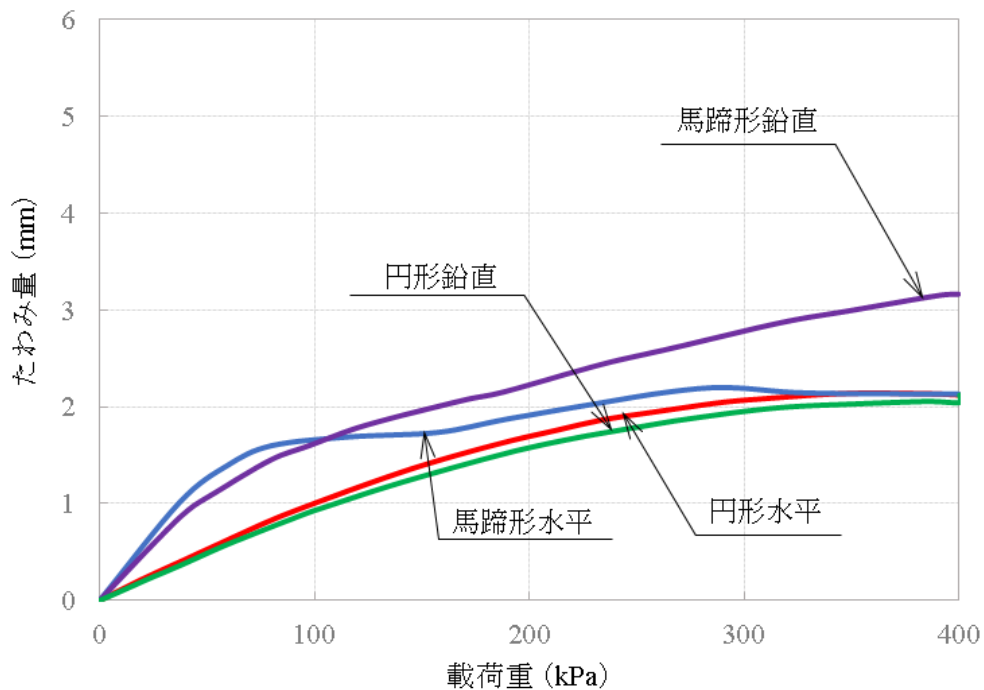


Fig. 2-12 円形管及び馬蹄形管の載荷重とたわみ量の関係

### 2.5.2 負圧による馬蹄形管の挙動確認試験結果

試験結果としては供試管においてインバート部だけが急激に管内面側に膨らむ現象が確認でき、厚みが 1.5mm のものはインバート中央部が割裂的に破壊する現象を確認した。Fig. 2-13 に t2.0mm の供試管における載荷重 0kPa 時の負圧値とたわみ量の関係を示すが、負圧値の上昇と共にたわみ量はそれぞれ増加し、特に鉛直方向のたわみ量が急激に増加していることが確認できる。また、Fig. 2-14 に同試験において測定した負圧値と管内面のひずみ分布を示す。この図からひずみは管の下半分に集中していると共に、インバート部中央が引張力、その両端の馬蹄形コーナー部において圧縮力を受けていることが確認できる。以上から、馬蹄形の場合は負圧载荷を受けると、インバート中央部という決まった位置で座屈していることが確認できる。

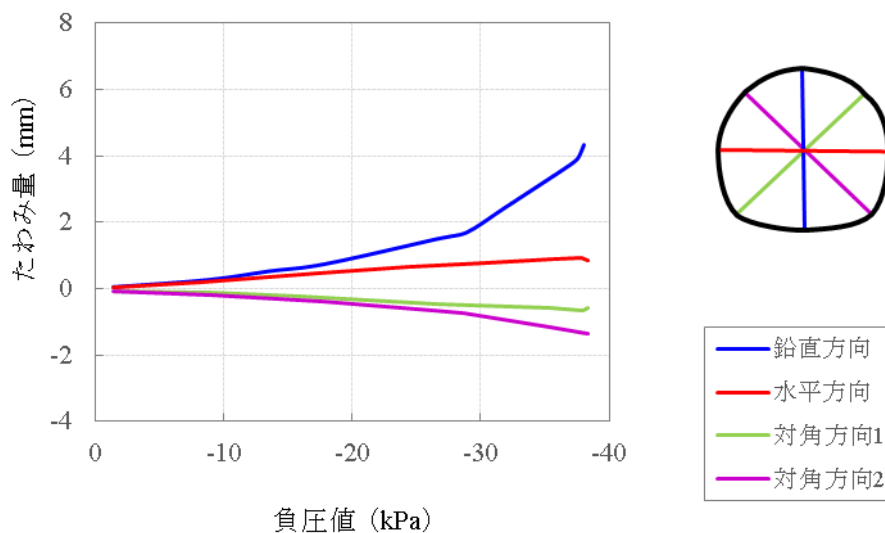


Fig. 2-13 負圧値とたわみ量の関係 (t2.0mm, 載荷重 0kPa)

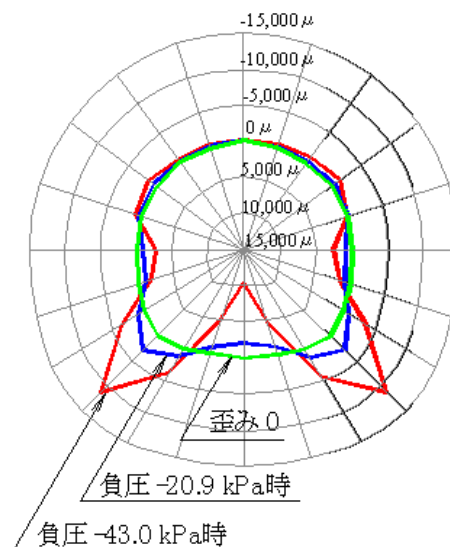
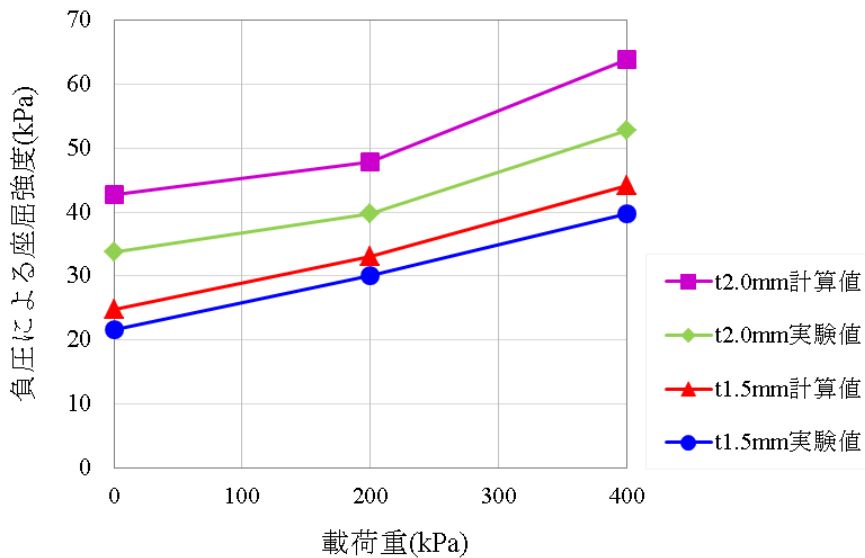


Fig. 2-14 負圧値と管内面のひずみ分布 (t2.0mm, 載荷重 0kPa)

また，**Fig. 2-15** に藤田（1961）が提案した（2-34）式による計算結果と馬蹄形管による試験結果の対比を示す．試験結果は，載荷重を与えない場合が最も座屈しやすく，載荷重が上昇するとともに座屈し難くなる傾向を確認した．言い換えれば，載荷重が大きくなることに伴って地盤拘束力が増加することで，管の座屈強度が上昇したと考えられる．計算値ならびに試験値の差異は円形と馬蹄形という形状の違いや， $\beta$  値の誤差によるものと考えられるが，埋設条件下においては円形及び馬蹄形とも類似傾向であることが分かる．



**Fig. 2-15** 負圧による座屈強度と載荷重の関係

$$q_{cr} = \frac{E}{12(1-\nu^2)} \left( \frac{t}{r} \right)^3 (n^2 - 1) + \frac{\beta \cdot r}{2(n^2 - 1)} \quad (2-34)$$

ここで， $q_{cr}$ ：座屈強度（MPa）， $n$ ：座屈波形の数（ $n=2,3,4,\dots$ で $q_{cr}$ を最小にする値）， $\beta$ ：弾性拘束係数（ $\text{N/mm}^2/\text{mm}$ ）， $E$ ：円周方向弾性係数（ $\text{N/mm}^2$ ）

## 2.6 解析結果

### 2.6.1 土圧による管の挙動解析結果

土圧載荷試験をモデル化して解析を行い，試験結果と比較を行った．解析モデルは呼び径 150 の円形管及び 2R 馬蹄形 FRP 管で，左右対称な構造であることから，両形状とも同様に Fig. 2-16 に示す半断面をモデル化している．本モデルに対し，白抜き矢印が示すように上面より 10kPa 毎に 400kPa まで荷重を載荷した．また拘束条件は，Fig. 2-16 における矢印で示しており，半断面部及び側面を水平方向に，下面を鉛直方向にそれぞれ拘束している．

解析結果（載荷重とたわみ量の関係）を試験結果と併記し Fig. 2-17 に示す．この図より，馬蹄形管は円形管と比較して鉛直方向のたわみ量が大きくなり，水平方向のたわみ量が小さくなる傾向が確認されたが，これはインバート部の形状による影響と考えられる．また，試験結果と解析結果について，たわみ量の大きさに 1mm 程度の差異が生じているが，鉛直方向と水平方向たわみ量に関する傾向は同様の曲線を描いていることが確認された．次に，Fig. 2-18 に載荷試験で得られた供試管に発生したひずみ量を示すが，馬蹄形管でコーナー R 部に大きなひずみが発生しており，円形管には見られない挙動が確認された．

一方，解析結果として Fig. 2-19 に最大主応力コンター図を示すが，馬蹄形管のコーナー R 部周辺に集中して応力が発生していることが確認された．Fig. 2-20～2-22 に管周辺地盤における各応力のコンター図を示すが，Fig. 2-21 に示す八面体せん断応力では，管底及び上下斜め 45° 方向に応力が分布しており，特に下部周辺に集中して応力が発生していることが確認された．

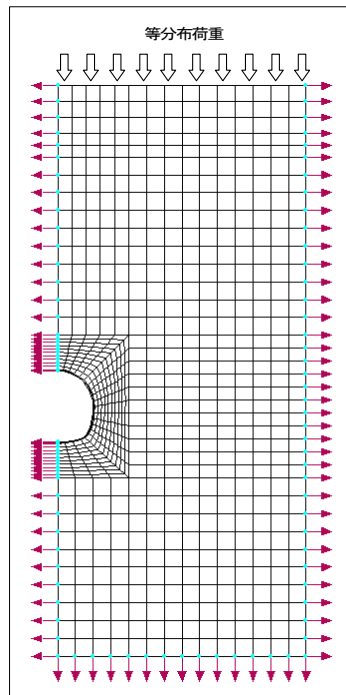
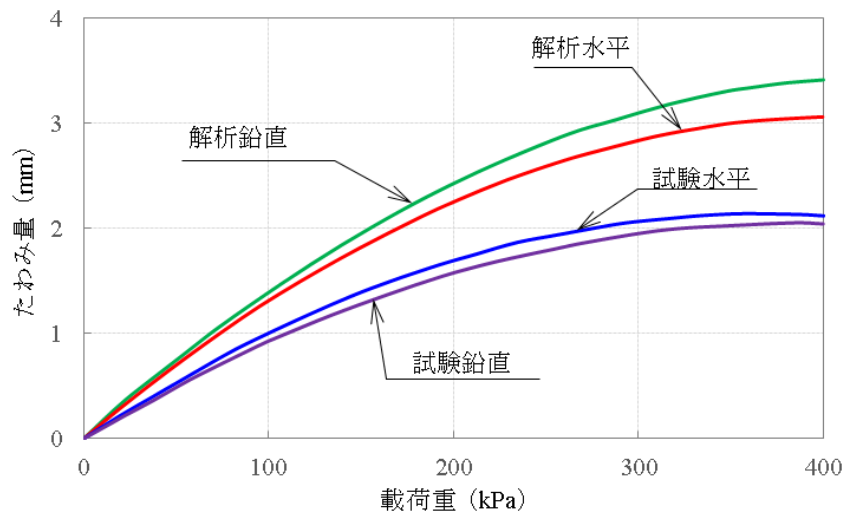
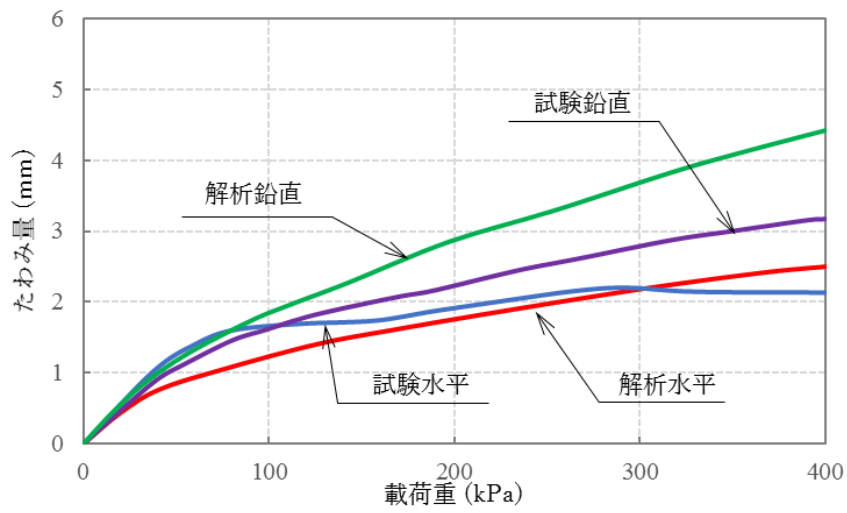


Fig. 2-16 解析条件

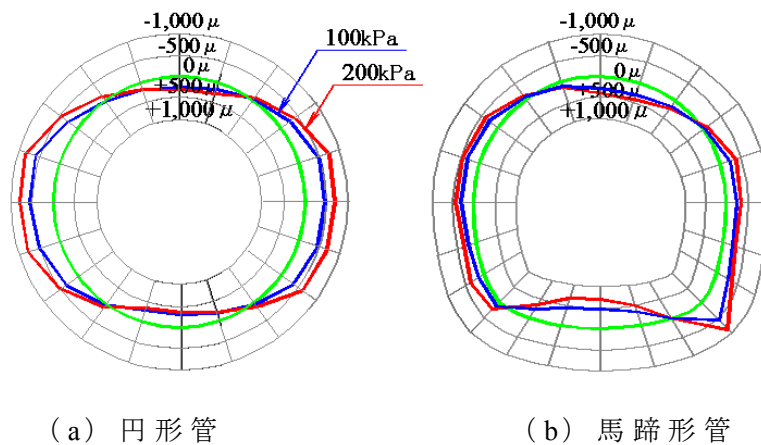


(a) 円形管



(b) 馬蹄形管

Fig. 2-17 試験及び解析による載荷重とたわみ量の関係



(a) 円形管

(b) 馬蹄形管

Fig. 2-18 模型試験による円形管と馬蹄形管に発生したひずみ量

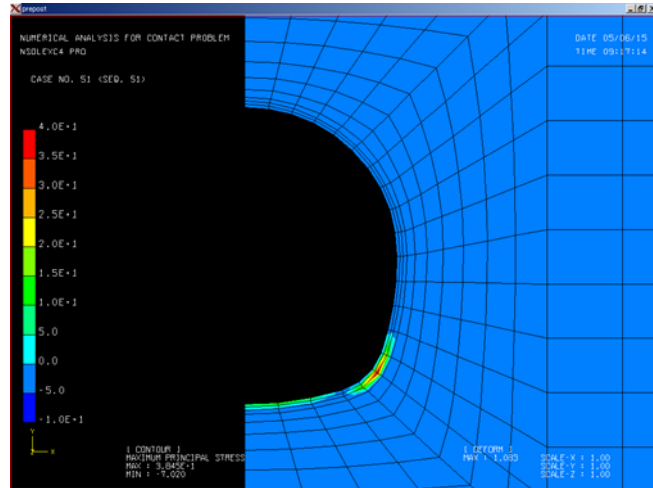


Fig. 2-19 最大主応力コンター図

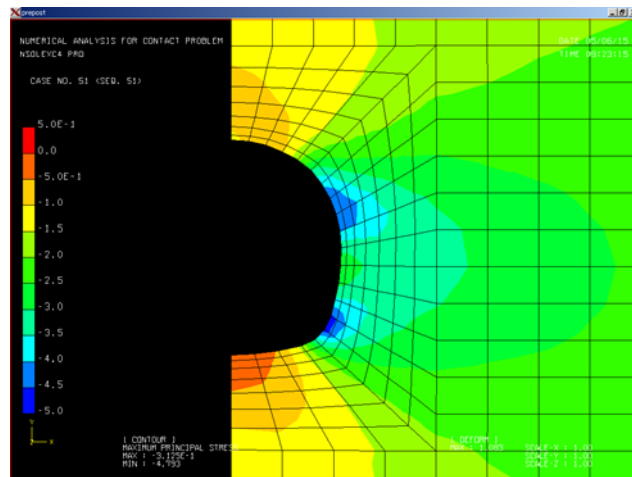


Fig. 2-20 最大主応力コンター図(周辺地盤)

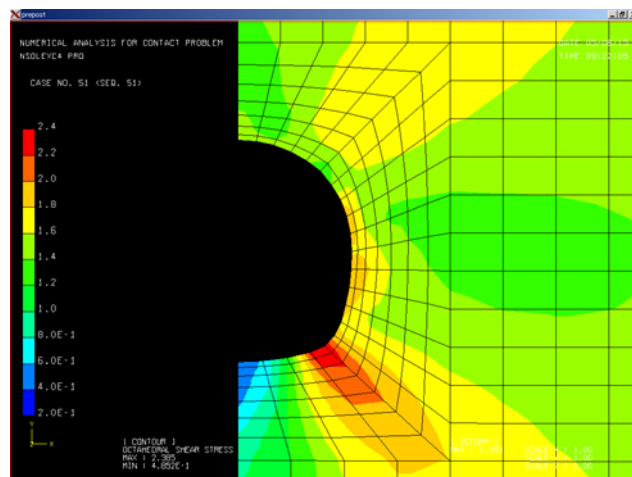


Fig. 2-21 八面体せん断応力コンター図(周辺地盤)

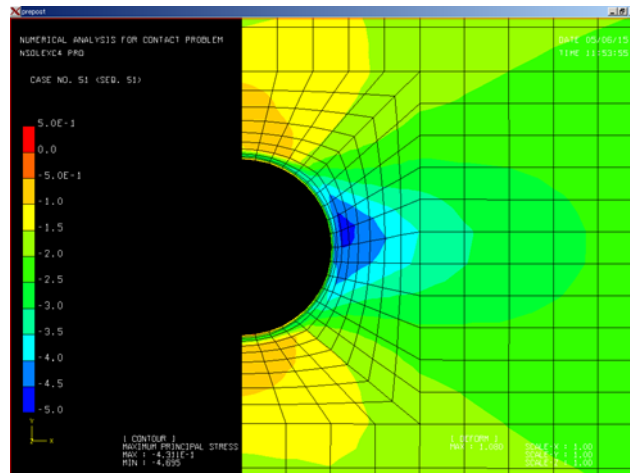


Fig. 2-22 最大主応力コンター図(円形管・周辺地盤)

### 2.6.2 負圧による馬蹄形管の挙動解析結果

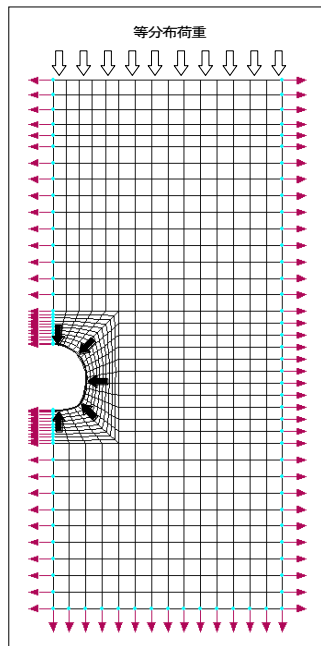
解析モデルは、要素数 695、節点数 762 の 4 節点アイソパラメトリック要素で離散化している。解析に使用したパラメータを **Table 2-7** に示す。荷重条件及び拘束条件は **Fig. 2-23** に示すとおりで、下面を鉛直方向に拘束し、側面を水平方向に拘束している。さらに軸対称な形状であることから、半断面形状をモデル化し、対称軸面を水平方向に拘束している。また、白抜きの矢印は載荷重を、管周囲の矢印は負圧圧力をそれぞれ示している。上面より、10kPa 刻みにて 400kPa まで載荷重を与え、保持した状態で負圧値として管外面に対し管中心方向に 5kPa 刻みにて 110kPa まで載荷を行った。

解析結果として、**Fig. 2-24** に変形モード図を、**Fig. 2-25** に主応力コンター図を示す。また、**Fig. 2-26** に解析による負圧値とたわみ量の関係を示す。載荷重 400kPa を与えた後、負圧値 95kPa を負荷した時の座屈破壊直前状態における合成変位であるが、載荷重によるたわみについては、**Fig. 2-17** のグラフが示すように供試管のたわみ量と同様の傾向を示している。また、**Fig. 2-26** から負圧値が 110kPa 時において、供試管が座屈現象を起こしている様子が確認された。同様に、**Fig. 2-24** の変形モード図から曲率半径の大きいインバート部で管内面への凹みが発生し、座屈状態を示していることが確認できた。**Fig. 2-25** の最大主応力コンター図から、管のコーナー R 部周辺に応力集中が確認できる。また、インバート部においても、応力の集中が確認された。

一方で、座屈時負圧値の大きさに関しては試験結果が 40kPa であり、解析結果 110kPa と比較して 0.36 倍の小さな値となった。

**Table 2-7** 負圧試験の解析パラメータ

メッシュパラメータ	
メッシュ数	要素数695, 接点数762
要素種類	4節点アイソパラメトリック要素
豊浦標準砂パラメータ	
相対密度 (%)	$Dr=90$
初期せん断弾性係数 (MPa)	$G_0=9.8$
ポアソン比	$\nu=0.3$
密度 ( $\text{kg/m}^3$ )	$\rho=1,600$
ピーク時の内部摩擦角 ( $^\circ$ )	$\phi_p=48$
残留内部摩擦角 ( $^\circ$ )	$\phi_r=34$
馬蹄形管パラメータ	
材質, 内径, 厚み	塩ビ製, 150mm, 1.5mm
曲げ弾性係数 (GPa)	$E=2.9$
ポアソン比	$\nu=0.3$
密度 ( $\text{kg/m}^3$ )	$\rho=1,400$



**Fig. 2-23** 解析条件



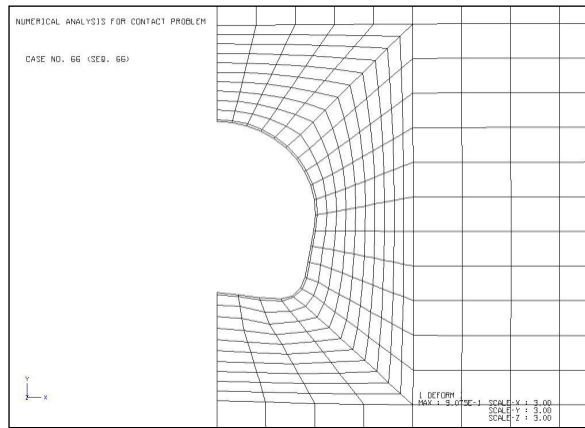


Fig. 2-24 変形モード図

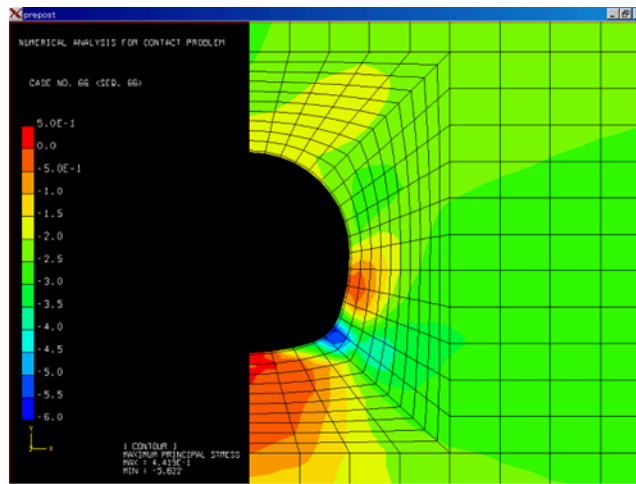


Fig. 2-25 最大主応力コンター図

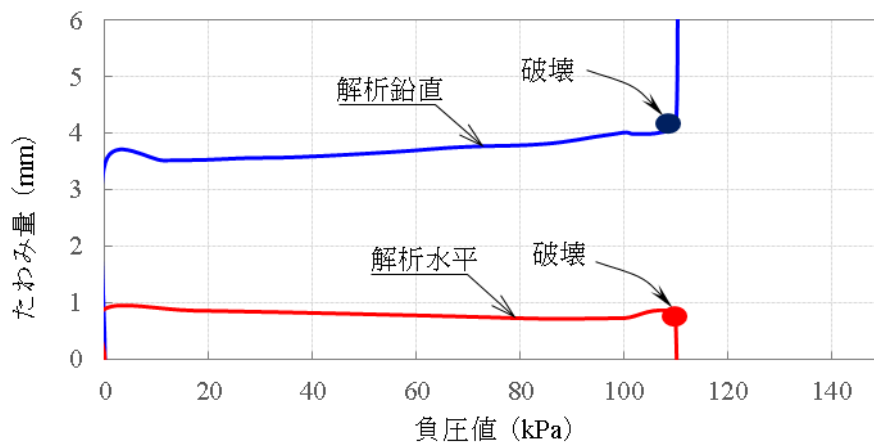


Fig. 2-26 解析による負圧値とたわみ量の関係

## 2.7 まとめ

本検討では埋設下における馬蹄形管の挙動について、模型土槽試験と数値解析により確認を行った。その結果、土圧が作用した場合、馬蹄形管のコーナーR部に応力が集中すること、また座屈時にはインバート部が急激に内面方向へ移動する特徴的な挙動を確認した。本検討から以下のことが明らかとなった。

1. 試験結果から馬蹄形の場合は負圧荷重を受けると、インバート中央部という決まった位置で座屈していることが確認できる。また、試験結果では荷重を与えない場合が最も座屈しやすく、荷重が上昇するとともに座屈し難くなる傾向を確認した。
2. 模型土槽試験装置により馬蹄形管の上部に土圧を荷重させた場合、円形管と比較して鉛直たわみ量が大きくなることを確認したことから、とう性管である馬蹄形管を設計する場合は鉛直たわみ率で判定を行うべきである。またコーナーR部に応力が集中する現象も確認できた。また、本試験の解析を行った結果、荷重とたわみ量の関係において試験結果と解析結果が同様の曲線を描いており、FEM解析について適用の可能性が示された。
3. 埋設下において土圧が作用している状態で馬蹄形管に負圧が作用した場合、試験結果及び解析結果ともインバート部が急激に管内面方向に移動する現象が確認できた。また、試験結果と解析結果の比較では、インバート部における座屈時のひずみ状態及び荷重とたわみ量の関係は同様の傾向を示すことが確認され、外水圧に対する検討において解析の適用の可能性が示された。一方で、座屈圧力に関して試験結果と解析結果を比較すると、40kPaと110kPaと大きな差異が確認されたため、今後、追加の検証が必要である。

### 第 3 章 拘束条件が異なる更生管の外水圧による座屈挙動

#### 3.1 概要

社会基盤施設の老朽化によって、当初設計時に期待された機能を発揮できないことで重大な事故や障害に至る事例が増加しており、トンネルやパイプラインに内挿されたパイプが、外水圧の作用で座屈破壊した事例では、水利システム全体が機能しなくなるなどの重大な事態に至っている。一般的に既設のトンネルやパイプラインに挿入される更生管は、中込材の注入によって既設施設内での安定性を確保するが、中込材の効果やその要求性能は、十分に解明されていないのが現状である。本論では既設の施設内に設置した更生管を対象として、外水圧作用下での模型座屈実験を実施し、その突発的な破壊現象を明らかにした。具体的には円形更生管の自由座屈形態ならびに拘束座屈形態の 2 種類に関する更生管の座屈挙動を確認した。また、同様に馬蹄形更生管の座屈強度を明らかにした。

### 3.2 はじめに

農業用水路施設は築造後 40～50 年を迎える施設が増加しており，施設の老朽化に伴う通水能力及び安全性の低下が大きな問題となってきた。水路トンネルにおいては既製管挿入（パイプインパイプ）工法が，1980 年代から導入され，通水能力の再生が実施されている。さらに，通水量を確保するために，トンネルの形状に合わせた馬蹄形更生管の採用も進んできている。一般に水路施設は老朽化とともに，施設本体のひび割れ個所や継手部から漏水が増加し通水能力が低下する。逆に地下水位が高い場合には既設管外側から管内に水が浸入し，既設管と更生管の空隙に充填される中込材の未充填個所や固結後に発生する微細クラックから更生管の外周に外水圧が作用する。これらの事象から，近年では農業用水路施設において，突発的な更生管の座屈事故が発生しており，ライフライン全体の安全性を維持するためには座屈現象を考慮した耐久性の高い更生管構造の開発が急務となっている。具体的には更生管の外水圧による突発的な破壊のメカニズム解明とともに，実験と理論の両面から更生管の座屈強度を明らかにし，確実な設計検討を行うことが課題となっている。Amstutz（1970）は既設管に更生管を設置する場合，内挿した鋼管が外周コンクリートによって拘束される場合の座屈に関する考え方を提案し，いわゆる，拘束座屈強度を算定する理論式を提示している。この設計方法は，設計基準「水路トンネル」（以下，設計基準）で採用されている（農林水産省農村振興局整備部設計課，2015）。谷村ら（2000）は，導水路トンネルの内巻鋼管が地下水圧によって座屈破壊した事故事例を分析し，鋼管背面の充填材の硬化不良によって鋼管を拘束する効果が大きく低下したことが原因と結論している。

老朽化した埋設カルバートの復旧に関する研究委員会（2013）では更生した管渠の拘束座屈に関する既往の考え方を整理しその適用性を明らかにするとともに，更生管の初期不整の影響を考慮する必要があることを提示している。裕ら（2015）は砂地盤中の FRP 管の外周部が薄層のモルタルで拘束された状態の模型座屈実験を実施し，1 次の破壊モードによって座屈することを明らかにしている。また，Amstutz 式による座屈強度と概ね一致することを示している。玉ら（2017）は更生管背面に 1 個所でも地下水圧が作用すると，直ちに水圧は全管に作用することを示している。さらに，内挿した更生管の座屈に関する実験を実施して，1 次座屈モードが卓越し，Amstutz の理論式などで求まる座屈強度と概ね一致することを明らかにしている。

### 3.3 外水圧座屈の既往の考え方及び課題

既設管内に更生管を挿入して水理と構造的な機能回復を行う既製管挿入工法では一般的に **Fig. 1-10** に示すように，更生管を既設管（トンネル）の所定の位置に設置し，離隔を確保した後に既設管との間にグラウト材などの中込材を注入して安定化を図る．このような施工段階においては，中込材の注入時が最も危険で更生管に設計以上の外圧がかかることがあり，場合によっては更生管の座屈破壊が生じる．この時更生管の挙動は自由座屈の破壊モードで評価することが多く，一般的に自由座屈強度を求める理論式であるチモシェンコ（1954）による（3-1）式を用いる．

$$P_k = \frac{2E}{1-\nu^2} \cdot \left(\frac{t}{D}\right)^3 \quad (3-1)$$

ここで  $P_k$ ：座屈強度 (MN/m<sup>2</sup>)， $D$ ：管内径 (m)， $t$ ：管厚 (m)， $\nu$ ：ポアソン比， $E$ ：管の曲げ弾性係数 (MN/m<sup>2</sup>) である．

また，施工後の問題として，地下水圧が既設管の老朽部を通して更生管に作用する場合にも，重大な事故に発展する場合がある．すなわち，更生管に作用する外水圧と管の強度や厚さがその座屈強度に及ぼす影響や具体的な座屈メカニズムが十分解明されていない．老朽化した既設管（トンネル）はひび割れ個所からの漏水が多く点在するため，更生管には地下水圧が作用することを前提とする必要がある．パイプラインにおいても，管体の破損個所や継手部からの漏水現象も多い．このような地下水浸入の対策処理が不十分，あるいは，適切に実施できない場合には，その影響を考慮した慎重な設計が重要な課題となっている．

特に，既設管と更生管の間に注入されるグラウト材などの中込材は，硬化時にある程度収縮するので必然的に両者の間には隙間が発生している．さらに，中込材にクラックや硬化不良の個所が一部でも存在すると，浸入水が更生管に直接的に外水圧として作用する．このような，更生管外周の既設管や中込材が更生管の変形を拘束する状態での更生管の耐力については，拘束座屈強度を求める理論式である Amstutz による（3-2）式が広く使用されている．

$$P_k = \frac{\sigma_N}{\frac{R}{t} \left( 1 + 0.35 \cdot \frac{R}{t} \cdot \frac{\sigma_F^* - \sigma_N}{E_c^*} \right)} \quad (3-2)$$

ここで， $R$ ：管厚中心半径 (m)， $\sigma_F$ ：管の圧縮強度 (MN/m<sup>2</sup>)， $\sigma_N$ ：管に発生する直応力度 (MN/m<sup>2</sup>)（次式により試算して求める），

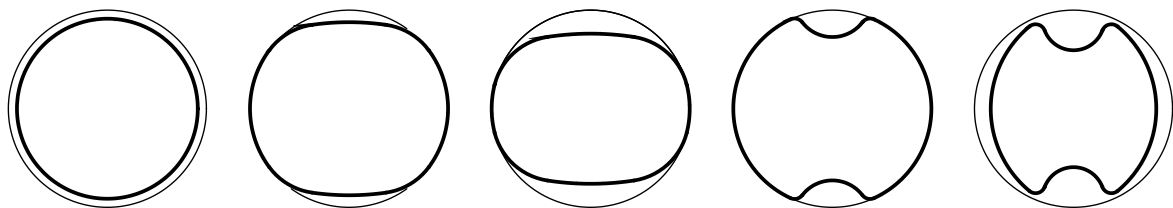
$$\left( \frac{K_0}{R} + \frac{\sigma_N}{E_c^*} \right) \left( \frac{E_c^*}{E_b^*} + 12 \cdot \frac{R^2}{t^2} \cdot \frac{\sigma_N}{E_b^*} \right)^{1.5} = 3.36 \cdot \frac{R}{t} \cdot \frac{\sigma_F^* - \sigma_N}{E_b^*} \cdot \left( 1 - \frac{1}{2} \cdot \frac{R}{t} \cdot \frac{\sigma_F^* - \sigma_N}{E_b^*} \right)$$

$K_0$ ：管と中込材の空隙 (0.15×10<sup>-3</sup>m)， $E_c^* = E_c / (1-\nu^2)$ ， $E_c$ ：管の圧縮弾性係数 (MN/m<sup>2</sup>)， $E_b^* = E_b / (1-\nu^2)$ ， $E_b$ ：管の曲げ弾性係数 (MN/m<sup>2</sup>)，

$$\sigma_F^* = \mu \frac{\sigma_F}{\sqrt{1-\nu+\nu^2}}, \quad \mu = 1.5 - 0.5 \cdot \frac{1}{\left(1 + 0.002 \cdot \left(\frac{E_c}{\sigma_F}\right)\right)^2}$$

拘束座屈に至る更生管の変形モードは、**Fig. 3-1** のように示される。真円に近い更生管が外水圧の作用を受けた際に、管の初期不整や中込材などの周辺材料の不均一性を起因として小さい水圧でも長円形に変形する。この時、管の一部分は外周の既設管によって変形の拘束を受ける。さらに外水圧が大きくなると、拘束を受ける部分が拡大するとともに、更生管には円周方向の軸力と曲げによる縁応力が異常に卓越する部分が生じて、局所的な座屈破壊が生じる。

本論では、更生管の施工中と施工後の自由座屈と拘束座屈現象に着目して模型供試管を用いた座屈試験を実施し、更生管の外水圧に起因する破壊に至る変形挙動を明らかにする。さらに馬蹄形状の更生管に関する座屈試験を実施し、その座屈強度と推定方法について提案する。



**Fig. 3-1** 外水圧による更生管の座屈までの変形遷移

### 3.4 模型座屈試験

#### 3.4.1 供試管

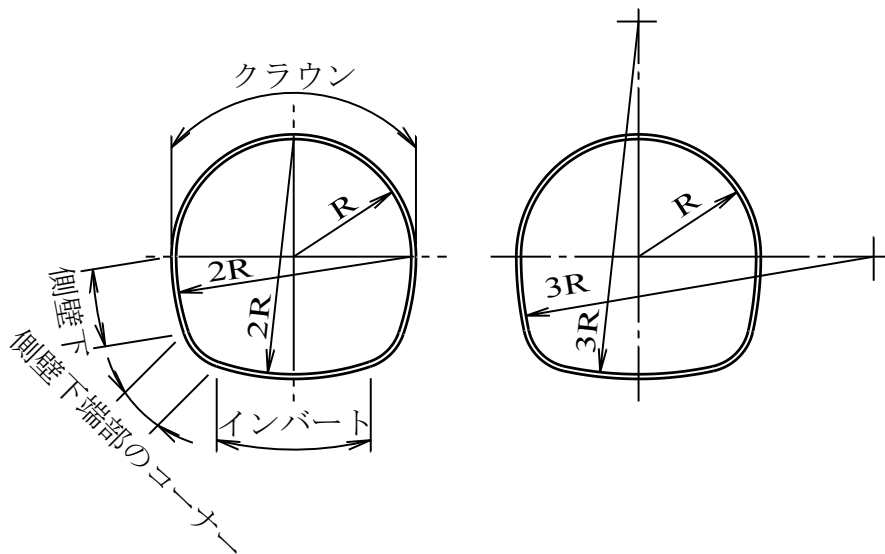
座屈試験は自由座屈及び拘束座屈の2種類を実施した。更生管として使用する供試管は、**Table 3-1**に示すように4種類の材質の異なる内径150 mmのパイプとした。管厚は管種によって異なり、 $t=1.8$  mmから $t=4.85$  mmであり、硬質ポリ塩化ビニル管(PVC)が最も厚肉で、半径/管厚の比 $R/t=15.49$ となり薄肉管( $R/t>10$ )の範疇に入る。ここで、供試管の諸元を**Table 3-2**に示す。2種類の馬蹄形管は、**Fig. 3-2**に示すようにインバート部の半径の大きさが異なる。供試管の曲げ剛性は、JIS A 5350に基づく外圧試験(**Fig. 3-3 (a)**及び**Fig. 3-3 (b)**)により得られた曲げ弾性係数及び実測した管厚から算出した。また、供試管の撓み量が20%に相当する変位量30 mmまでの荷重と変位量の関係を**Fig. 3-4 (a)**及び**Fig. 3-4 (b)**に示す。併せて、4種類の円形管に関してはJIS K 7037 B法に基づき、リング引張試験(**Fig. 3-3 (c)**)を実施した。その荷重と変位量の関係を**Fig. 3-5**に示す。

**Table 3-1** 供試管の種類及び寸法

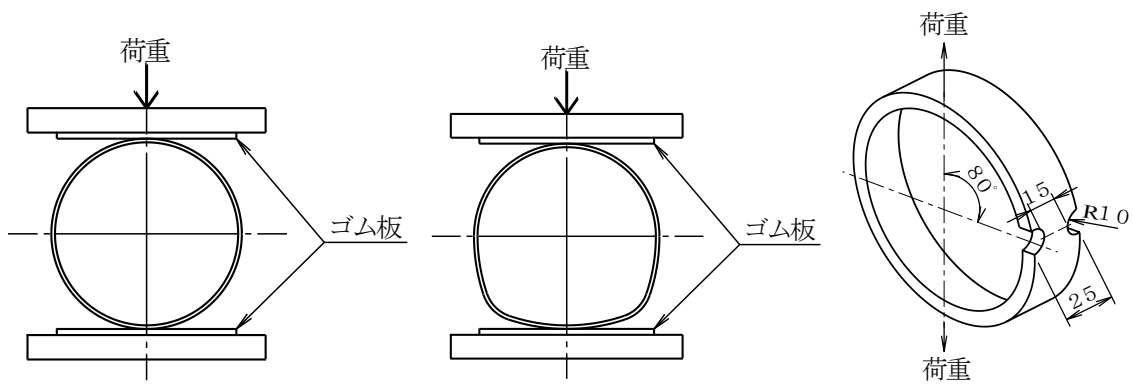
形状	材質	内径 $D$ (mm)	管厚 $t$ (mm)	半径 $R$ (mm)	$R/t$
円形管	薄肉FRP	150.4	1.80	75.20	41.78
	PVC	150.3	4.85	75.15	15.49
	FRP	150.4	2.80	75.20	26.86
	鋼	150.0	2.00	75.00	37.50
2R馬蹄形管	PVC	—	3.00	75.00	—
3R馬蹄形管					—

**Table 3-2** 供試管諸元

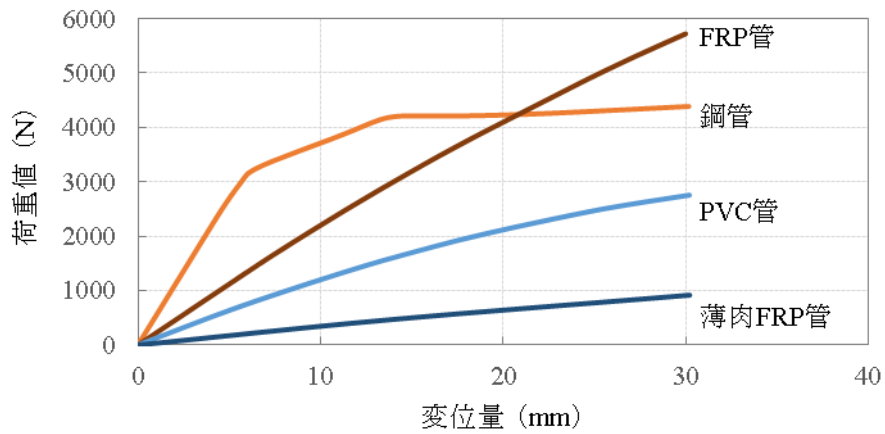
形状	材質	管の曲げ 弾性係数	管の曲げ 剛性	引張応力 ( $\text{MN}/\text{m}^2$ )	ポアソン比 $\nu$
		$E$ ( $\text{MN}/\text{m}^2$ )	$EI$ ( $\text{kN}\cdot\text{m}^2/\text{m}$ )		
円形管	薄肉FRP	13,760	0.0067	710	0.3
	PVC	2,570	0.0240	55	
	FRP	23,900	0.0450	592	
	鋼	196,730	0.1370	555	
2R馬蹄形管	PVC	2,570	—	55	0.3
3R馬蹄形管			—		



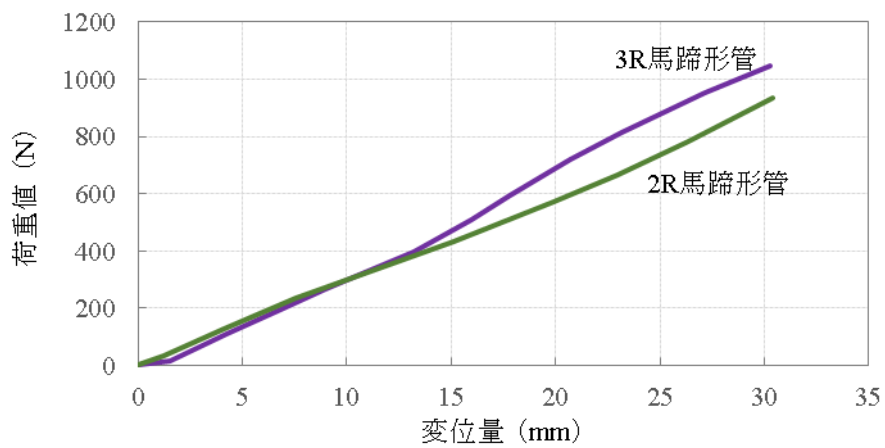
**Fig. 3-2** 馬蹄形管の形状 (2R 及び 3R)



(a)円形管の外圧試験 (b)馬蹄形管の外圧試験 (c)リング引張試験  
**Fig. 3-3** 供試管の外圧試験及びリング引張試験 (単位: mm)



(a)円形管



(b)馬蹄形管

**Fig. 3-4** 供試管の外圧試験結果 (荷重 - 変位)



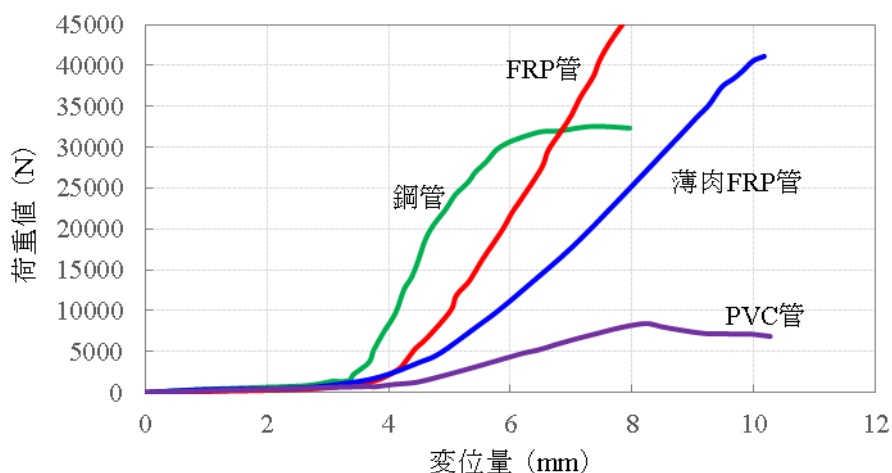


Fig. 3-5 供試管の引張試験結果（荷重－変位）

### 3.4.2 試験装置及び試験条件

試験装置の円筒容器は鋼管で製作し、供試管との離隔を自由座屈試験は 45 mm、拘束座屈試験は 30 mm としている。鋼管は十分な強度と剛性を有しており、内径 246 mm、厚さ約 10 mm、長さ 1,000 mm である。また、装置の両端は Fig. 3-6 に示すとおりのフランジ結合とし、水密性を確保するために更生管の内面に O リングを配置している。これらの構造様式では試験治具の端部締付力が供試管の変形や強度に影響することから、供試管を軸方向に 3 分割型とし、中央(管長 400 mm)部の管を計測用とした。ただし、供試管の軸方向に分離した不連続部の水密性を保持するため、管の外周に厚さ 0.15 mm のラテックスメンブレンを被覆した。なお、分割した隣り合う更生管同士は管芯が一直線となるように突き合わせた。

自由座屈試験は Fig. 3-7 に示すように縦型に供試管を配置し、分割した供試管が円周断面で芯ずれしないことや水圧の不均一性を極力回避できるようにしている。なお、試験手順は以下のとおりである。

- ① 更生管の設置
- ② 更生管の外面に注水

拘束座屈試験は自由座屈試験と同様に Fig. 3-8 に示すとおりの縦型に供試管を配置した。供試管に使用した材料は実際に施工される断面の縮小モデルとして、内側から順に更生管である薄肉 FRP 管または PVC 管、中込材、鋼管である。ここで、鋼管（管厚 2.3 mm）は Fig. 3-9 に示すように管の天地左右の 4 個所に幅 5 mm の亀裂を有した既設管を模擬している。ただし、既設管は中央部に限定してスリット加工を施しているため完全に分離しておらず、管としての剛性は確保している。試験条件としては拘束材料の違いによる座屈強度の差異を確認するために、中込材は Table 3-3 に示す 2 種類の材料（厚さ 10 mm）を用いた。材料にはエアミルクを使用し圧縮強度、比重が 2 倍以上異なる 2 種類の配合としている。変形係数は滞水型の場合  $k=476 \text{ N/mm}^2$ 、超軽量型の場合  $k=90 \text{ N/mm}^2$  である。Fig. 3-10 (a) 及び Fig. 3-10 (b) に中込材の圧縮試験結果（応力とひずみの関係）を示す。変形係数は最大圧縮応力が 1/2 の時の値をその時の圧縮ひずみで除して算出した。さ

らに，中込材の外側に 30 mm の幅で地盤として **Table 3-4** に示す豊浦標準砂を使用し，相対密度  $D_r$  が 70% と 55% を目標値として砂を投入し比較検証を行った．なお，試験手順は以下のとおりである．

- ① 更生管と既設管の設置
- ② 中込材を上部の隙間から注入して一体化
- ③ 既設管の外側には，砂地盤などの現場状況を反映した領域を作製



(a) 装置全体

(b) 供試管

**Fig. 3-6** 外水圧試験装置全体図

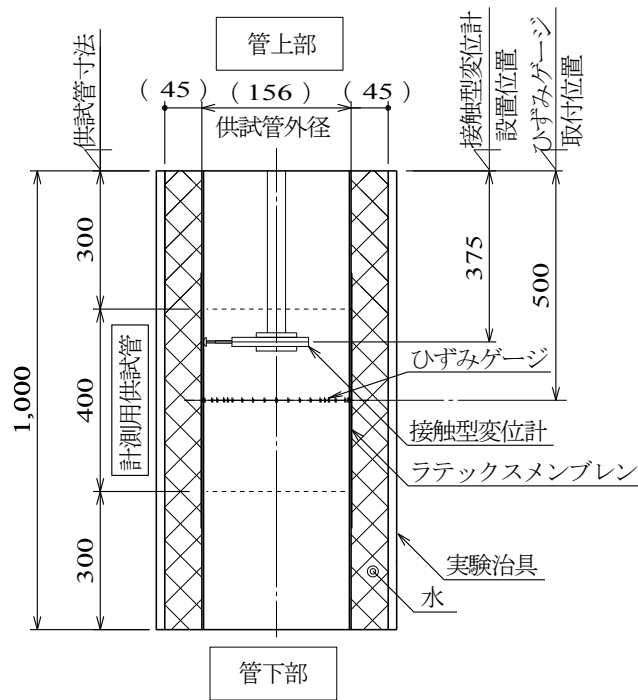


Fig. 3-7 自由座屈試験の概要 (単位 : mm)

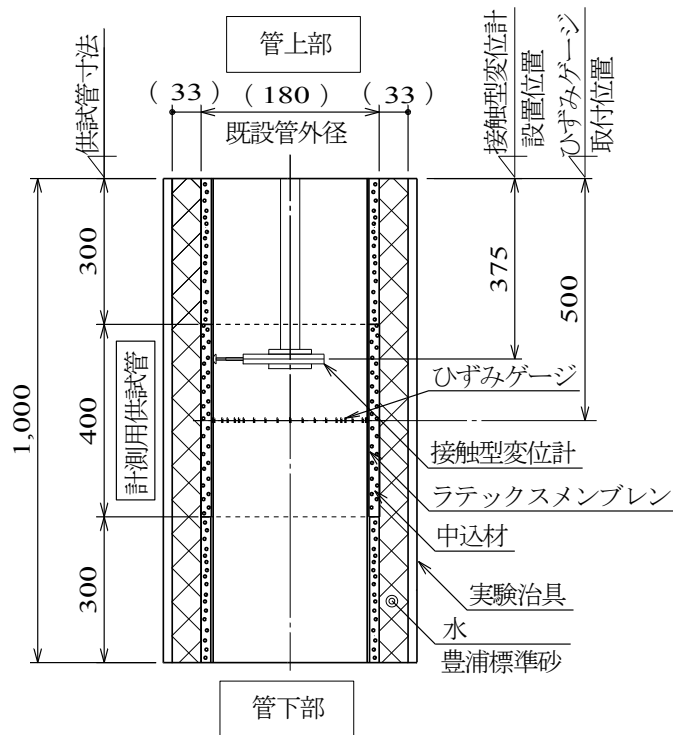
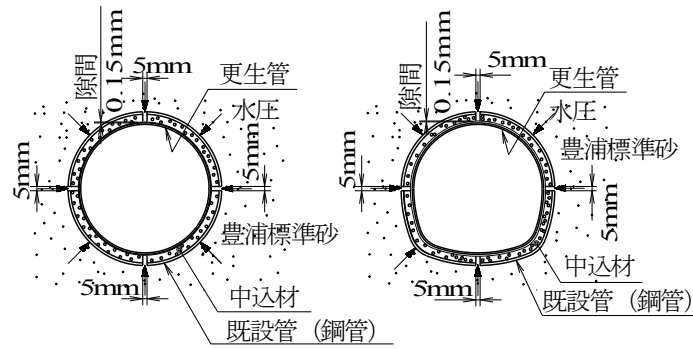


Fig. 3-8 拘束座屈試験の概要 (単位 : mm)

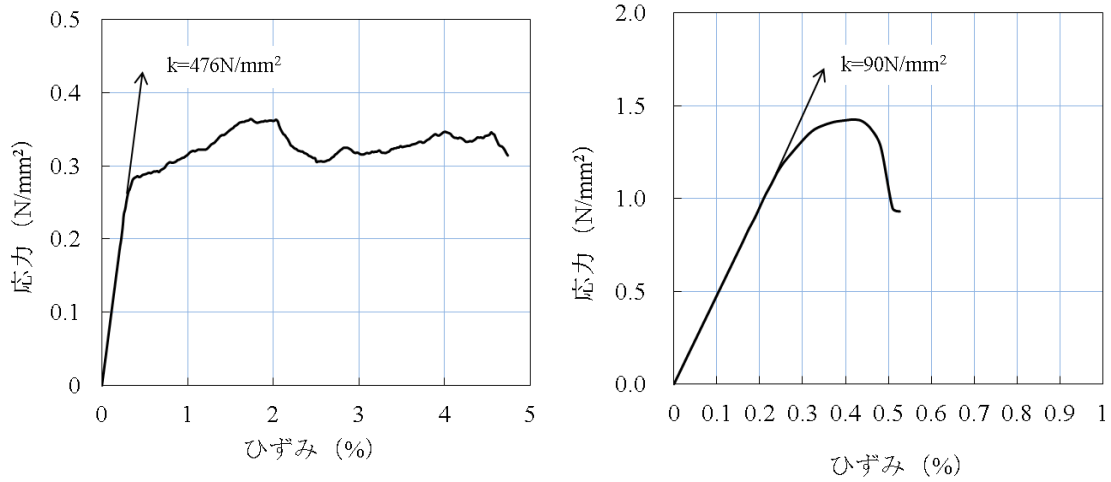


(a) 円形 (b) 馬蹄形

Fig. 3-9 供試管の断面構造 (拘束座屈)

Table 3-3 中込材の仕様

種類	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )	比重	透水係数 (cm/s)	変形係数 (N/mm <sup>2</sup> )
滞水型	1.0以上	1.1±0.1	8.81×10 <sup>-8</sup>	476
超軽量型	0.3以上	0.5±0.1	1.30×10 <sup>-8</sup>	90



(a) 滞水型 (b) 超軽量型

Fig. 3-10 中込材の圧縮応力とひずみの関係

Table 3-4 豊浦標準砂の諸元

主成分	土粒子密度	最大乾燥密度	最小乾燥密度
SiO <sub>2</sub>	(kg/m <sup>3</sup> )	(kg/m <sup>3</sup> )	(kg/m <sup>3</sup> )
90%以上	2,665	1,664	1,364

### 3.4.3 座屈試験方法

自由座屈に関して，外水圧の昇圧速度は手動操作によって管理した．一方，拘束座屈は全ケースともにパソコン制御により，一定の昇圧速度を維持して 0.01 MPa/min で負荷している．更生管に関する挙動の計測項目としては管内面に発生する円周方向ひずみ量及び更生管の内径変形量である．Fig. 3-11 に示すように計測用供試管の内面にひずみゲージを円周方向に 36 点取り付けている．また，内径変形量に関しては供試管内部の回転式接触型変位計によって全周を計測しているが，座屈直前には取り外している．

試験は更生管の材質，形状，拘束条件，中込材の種類及び地盤の相対密度により，Table 3-5 に示す 10 種類のケースとした．Case3-7~3-10 に関する地盤の相対密度は投入した標準砂の重量から計算により算出した．

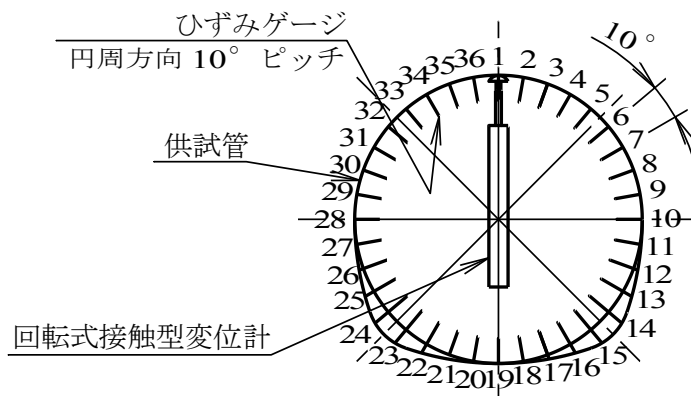


Fig. 3-11 計測用供試管のひずみゲージ取り付け図

Table 3-5 試験ケース

Case 番号	拘束条件	形状	材質	中込材の種類	地盤の相対密度 (%)
3-1	自由座屈	円形管	薄肉FRP	—	—
3-2			PVC		
3-3			FRP		
3-4			鋼		
3-5	自由座屈	2R馬蹄形管	PVC	—	—
3-6		3R馬蹄形管			
3-7	拘束座屈	円形管	薄肉FRP	滞水型	70
3-8				超軽量型	55
3-9				滞水型	70
3-10	拘束座屈	2R馬蹄形管	PVC	滞水型	70

## 3.5 座屈試験結果

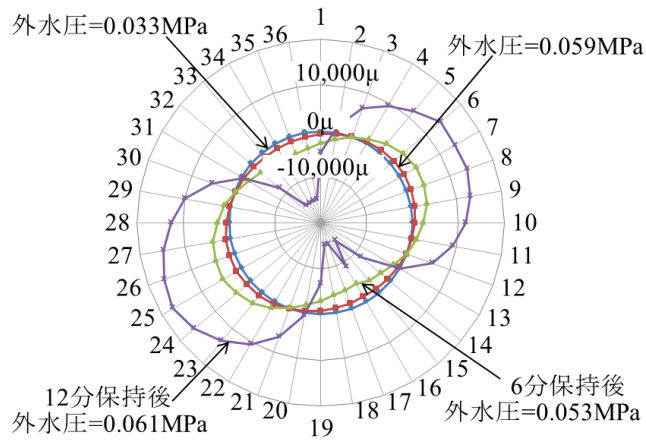
### 3.5.1 自由座屈試験

#### 3.5.1.1 円形管の自由座屈

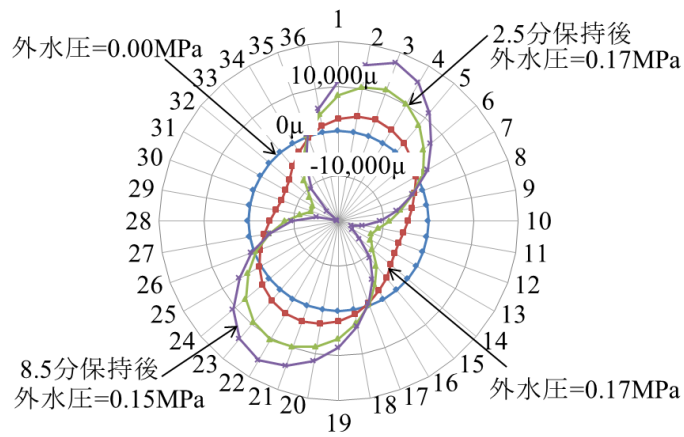
Case3-1～3-4 の更生管内面に発生した円周方向ひずみ量分布図を **Fig. 3-12～3-15** に，Case3-1 の座屈時における内径変形量分布図を **Fig. 3-16** に示す．ひずみ量に関しては引張側を正，圧縮側を負として表記している．座屈時の最大引張ひずみ量をその時の外水圧で除した単位ひずみ量で比較すると管の曲げ剛性 ( $EI$  値) の順になっている．具体的に剛性が大きい方から順に，鋼管：FRP 管：PVC 管：薄肉 FRP 管 = 1,100：83,000：104,000：282,000 ( $\mu$ /MPa) であった．すなわち，曲げ剛性の小さい管ほど外水圧に対して管に発生するひずみ量は敏感に反応することが分かる．

一方で，座屈破壊は線対称を基本として，**Fig. 3-1** に示した変形遷移と符合している．これは円管座屈が管の局所的な初期不整部や断面の不均一部を起点として凸部が発生すると予測されるが，線対称に発達する理由は把握できていない．また，鋼管は外水圧が 1.01～1.05 MPa 時に，ひずみ量は 300～1,000 $\mu$  程度であったが，これ以降，瞬間的に座屈の状況に至った．このため，データ計測速度の関係から鋼管に関しては変形遷移の各段階のデータは得られなかったが，**Fig. 3-17** に示すとおり，最終の破壊は **Fig. 3-1** に示した最終形態に一致した．

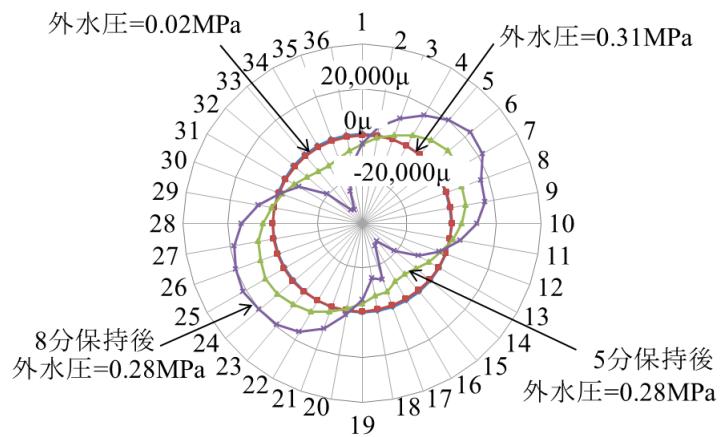
Case3-1 の **Fig. 3-12** は，試験開始直後 (0.033 MPa)，座屈開始 (0.059 MPa) から座屈破壊 (座屈開始から 12 分保持後) に至るまでの更生管内面に発生する円周方向ひずみ量分布図を示したものである．座屈開始から 12 分間は外水圧が上昇せず，ひずみ量と内径変形量が増加する状態であった．更生管のひずみ量分布図から，ほぼ線対称に挙動しながら，時間の経過とともに徐々にひずみが増大し，破壊していることが確認できる．**Fig. 3-16** に示すように，水圧が一定の状態でも，更生管は徐々に変形が進行しており，最大の内径変形量は，載荷直後が 4 mm，6 分後には 10 mm に達している．以下，内径変形量は膨張側が正，収縮側を負として表記している．ここで，Case3-1～3-4 までの 4 種類の試験結果とチモシェンコの自由座屈式 (3-1) 式による計算値を **Table 3-6** に示す．また，管の曲げ剛性 ( $EI$  値) と座屈強度の関係を **Fig. 3-18** に示す．4 種類の管は，いずれも薄肉管に位置付けられるので，座屈強度は管の  $EI$  値に比例して増加しており，自由座屈式の予測値を裏付ける結果となった．



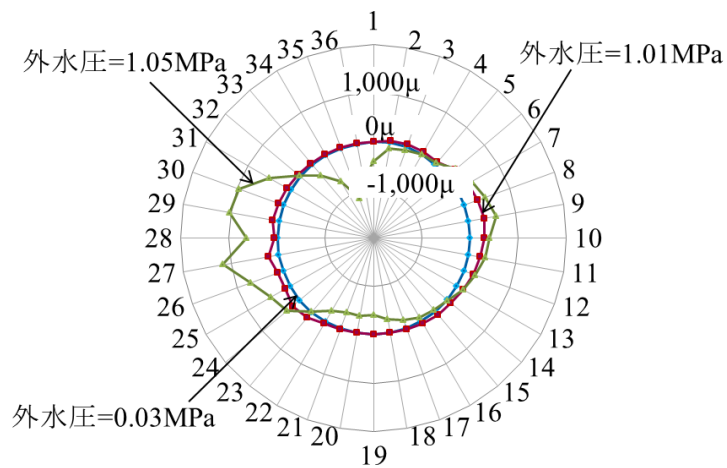
**Fig. 3-12** 薄肉 FRP 管の管内ひずみ量分布  
(Case3-1, 最大引張ひずみ : 17,190 $\mu$ )



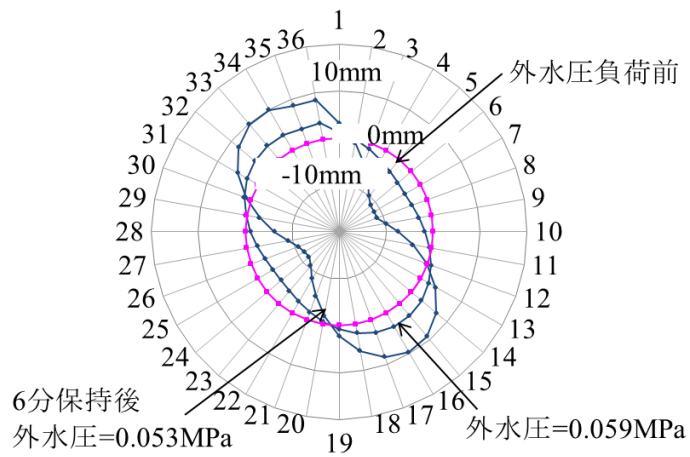
**Fig. 3-13** PVC 管の管内ひずみ量分布  
(Case3-2, 最大引張ひずみ : 17,463 $\mu$ )



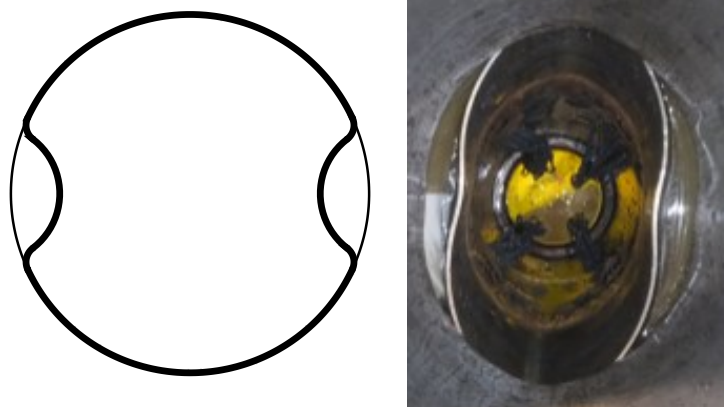
**Fig. 3-14** FRP 管の管内ひずみ量分布  
(Case3-3, 最大引張ひずみ : 23,217 $\mu$ )



**Fig. 3-15** 鋼管の管内ひずみ量分布  
(Case3-4, 最大引張ひずみ : 1,168μ)



**Fig. 3-16** 薄肉 FRP 管の内径変形量分布 (Case3-1, 6 分保持後)

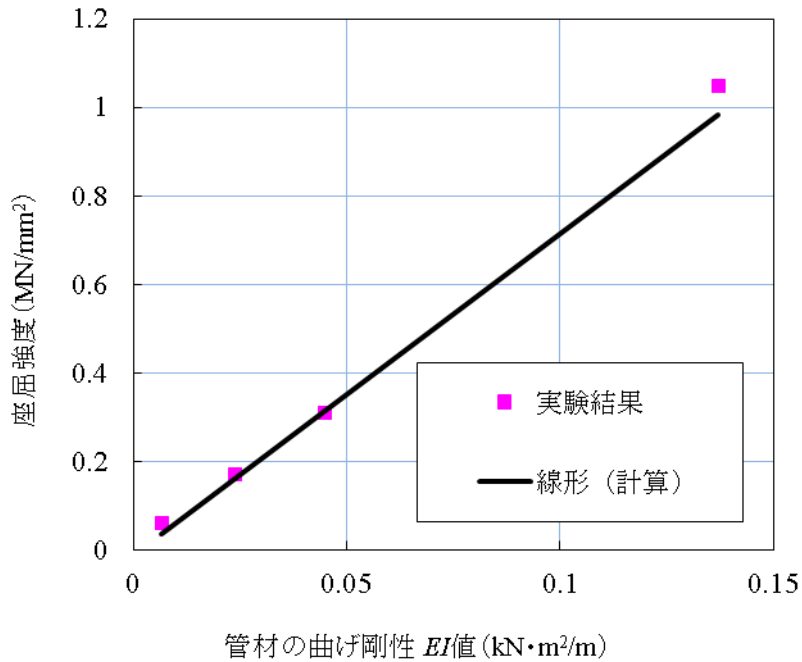


**Fig. 3-17** 座屈時のイメージと試験で得られた破壊状況 (Case3-4)



**Table 3-6** 円形管の自由座屈試験結果

Case 番号	材質	管の曲げ剛性 $EI$ (kN・m <sup>2</sup> /m)	試験結果 $P_k$ (MN/m <sup>2</sup> )	計算値 $P_k$ (MN/m <sup>2</sup> )
3-1	薄肉FRP	0.0067	0.06	0.05
3-2	PVC	0.0240	0.17	0.16
3-3	FRP	0.0450	0.31	0.30
3-4	鋼	0.1370	1.05	0.99



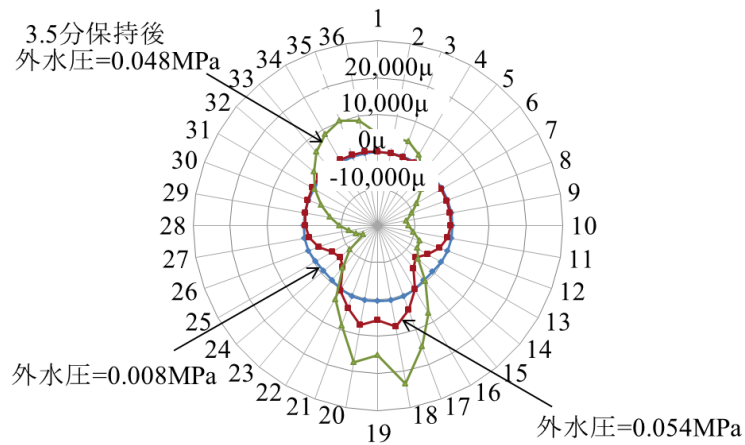
**Fig. 3-18** 自由座屈試験結果と計算値の対比

### 3.5.1.2 馬蹄形管の自由座屈

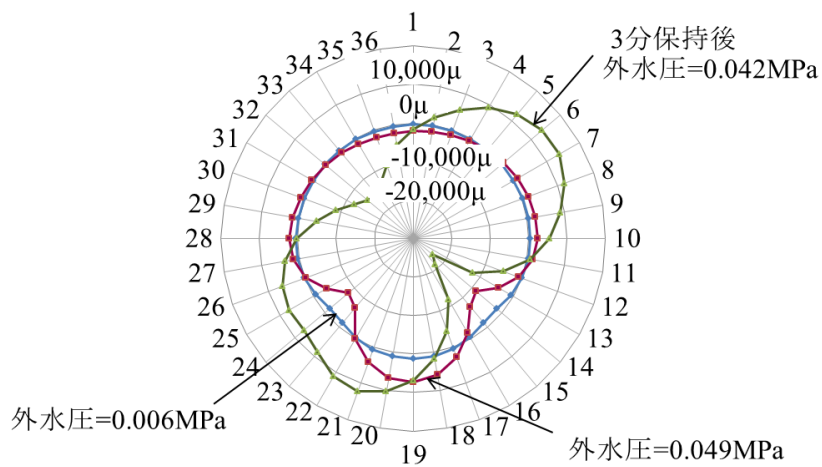
Case3-5 及び Case3-6 の更生管内面に発生した円周方向ひずみ量分布図を **Fig. 3-19** 及び **Fig. 3-20** に示す。2R 馬蹄形については最大の外水圧，すなわち座屈強度は 0.054 MPa，3R 馬蹄形は 0.049 MPa であった。このように，インバート部の曲率による座屈強度の差異は確認できなかった。また，座屈破壊は円形管同様に 8 の字を描く形状に近づくことが確認できた。馬蹄形管の座屈時における内径変形量分布図を **Fig. 3-21** 及び **Fig. 3-22** に示す。いずれの場合も座屈時において，内径変形量は，インバート中央部において最大 9～10 mm 程度管内面方向に変形する結果となった。

ひずみ量に関しては馬蹄形管のインバート部中央付近において，座屈発生後，水圧を保持した最大で 14,000～23,000 $\mu$  の引張ひずみが発生している。このことは，馬蹄形管のインバート部がクラウン部の 2 倍以上の曲率半径を有しており曲げモードによる変形が発生しやすいことに起因していると推察される。また，同じ厚み，同材質である円形管計算値の座屈強度は  $P_k=0.04$  MPa であり，試験で得

られた 2R 馬蹄形管の座屈強度  $P_k=0.054$  MPa, 3R 馬蹄形管の座屈強度  $P_k=0.049$  MPa となった. 円形管計算値を 100 とすると 2R 馬蹄形管は 135, 3R 馬蹄形管は 122.5 であり, 自由座屈において, 馬蹄形の座屈強度は円形管の計算結果と比較して, 22%~35%大きくなる結果となった.



**Fig. 3-19** 2R 馬蹄形管の管内ひずみ量分布  
(Case3-5, 最大引張ひずみ : 23,359 $\mu$ )



**Fig. 3-20** 3R 馬蹄形管の管内ひずみ量分布  
(Case3-6, 最大引張ひずみ : 13,833 $\mu$ )

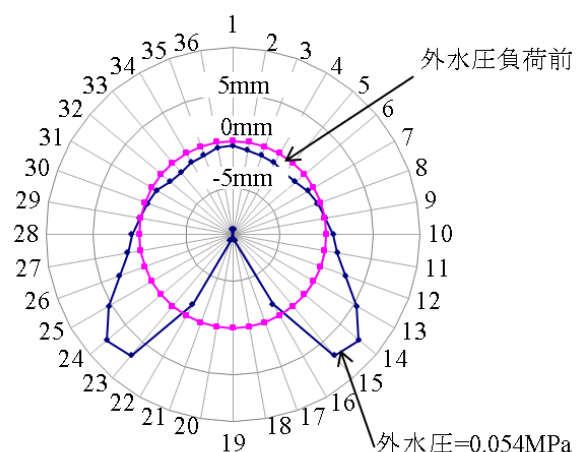


Fig. 3-21 2R 馬蹄形管の内径変形量分布 (Case3-5)

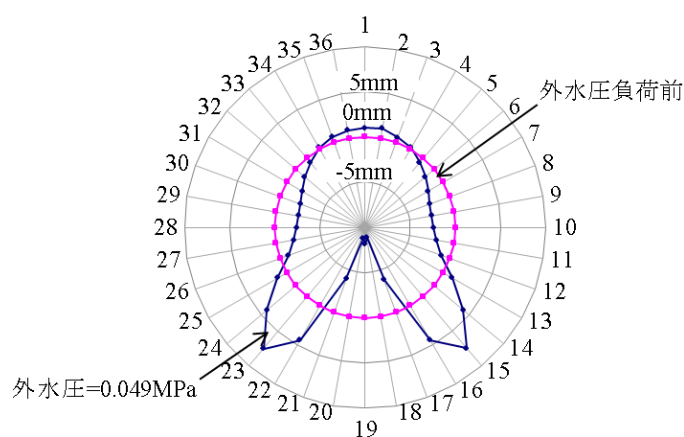


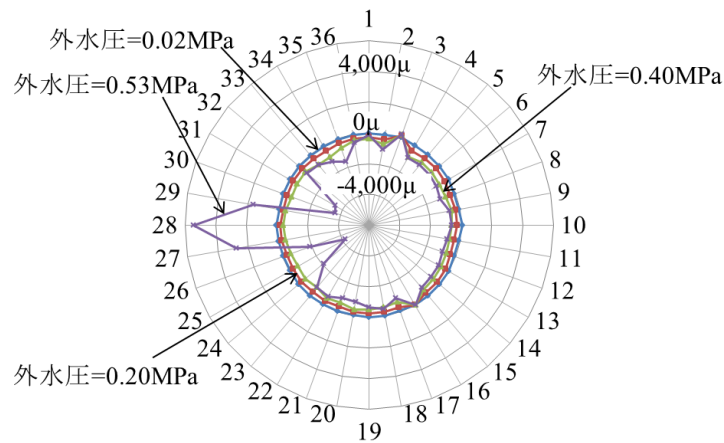
Fig. 3-22 3R 馬蹄形管の内径変形量分布 (Case3-6)

### 3.5.2 拘束座屈試験

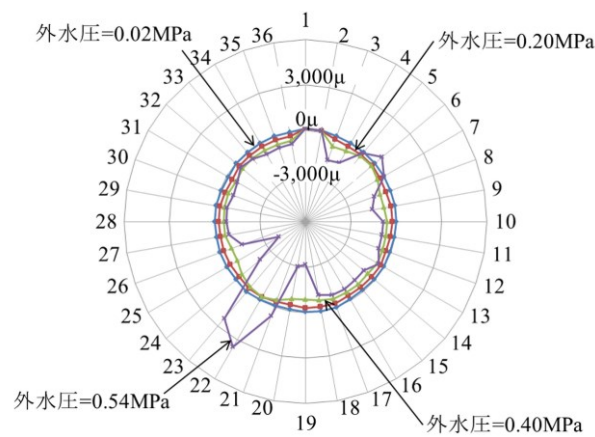
#### 3.5.2.1 円形管の拘束座屈

Case3-7～3-9 の更生管内面に発生した円周方向ひずみ量分布図を Fig. 3-23～3-25 に示す．いずれの試験も円周断面の 1 個所で座屈が発生し，20 度程度の角度範囲において局部的に引張ひずみ量が大きくなり．ひずみ量分布図は全てが相似形となった．また，最大引張ひずみ量は極めて局所的で  $3,500\sim 5,500\mu$  であり，その発生個所以外の部分では  $500\mu$  以内の小さい値となった．つぎに，3 種類の試験結果と Amstutz の拘束座屈式 (3-2) 式による計算値を Table 3-7 に示す．Case3-7～3-9 のいずれの試験結果も座屈時の外水圧は  $0.53\text{ MPa}$  から  $0.65\text{ MPa}$  程度であり，ほぼ同等の耐力が発揮されていることが分かる．拘束条件下での座屈強度の理論式である Amstutz による (3-2) 式の計算値は  $0.48\text{ MPa}$  となり，約 11～35% の相違が認められる．地盤の相対密度と座屈強度の関係性については，明確な傾向を把握することができていないが，更生管に接する中込材とその外側にある既設管による構造部分が支配的であり，砂地盤の力学的な特性の影響は極めて小さかったと

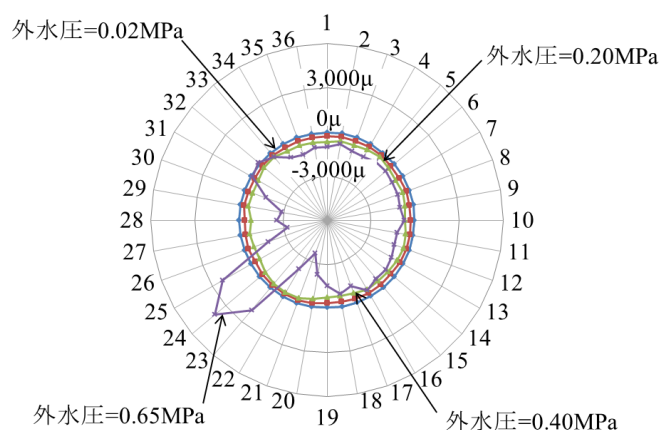
解釈できる。また，中込材は通常の現場で使用される滞水型（圧縮強度が  $1 \text{ N/mm}^2$ ）と超軽量型を用いているが，座屈強度に対する中込材強度の影響は確認されなかった。このように，発生したひずみ量の傾向は，周辺地盤の密度や中込材の圧縮強度，すなわち剛性と強度を変えた条件においても差異は見られなかったが，共通して円周断面の一部が突発的に破壊していることが確認できる。また，自由座屈とは異なり，線対称に変形する現象は発生しなかった。



**Fig. 3-23** 薄肉 FRP 管の管内ひずみ量分布  
(Case3-7, 最大引張ひずみ :  $5,459\mu$ )



**Fig. 3-24** 薄肉 FRP 管の管内ひずみ量分布  
(Case3-8, 最大引張ひずみ :  $3,588\mu$ )



**Fig. 3-25** 薄肉 FRP 管の管内ひずみ量分布  
(Case3-9, 最大引張ひずみ : 3,995 $\mu$ )

**Table 3-7** 拘束座屈試験結果及び計算値

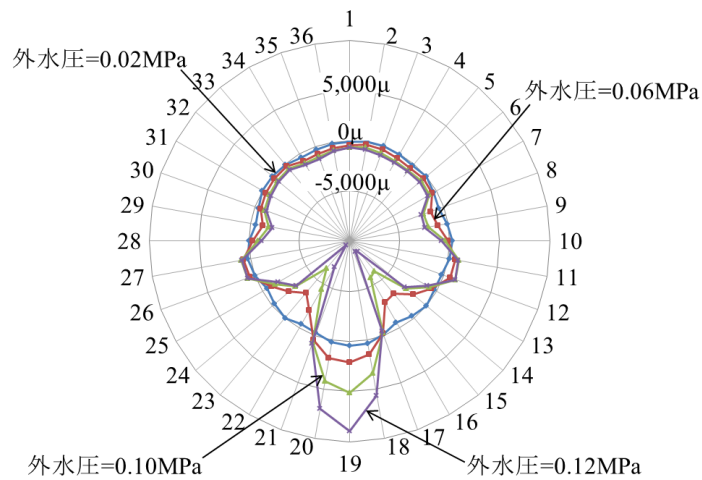
Case 番号	形状	材質	中込材	地盤の	試験結果	計算値
				相対密度	$P_k$ (MN/m <sup>2</sup> )	$P_k$ (MN/m <sup>2</sup> )
				計算値 (%)	$P_k$ (MN/m <sup>2</sup> )	$P_k$ (MN/m <sup>2</sup> )
3-7			滞水型	77	0.53	
3-8	円形管	薄肉FRP		55	0.54	0.48
3-9			超軽量型	68	0.65	
3-10	2R馬蹄形管	PVC	滞水型	71	0.12	—

### 3.5.2.2 馬蹄形管の拘束座屈

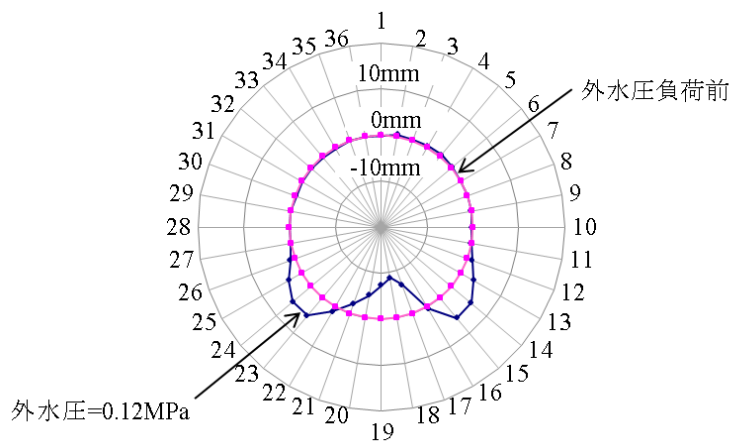
Case3-10 の更生管内面に発生した円周方向ひずみ量分布図を **Fig. 3-26** に示す。馬蹄形管の座屈破壊は 0.12 MPa となった。この時の内径変形量分布図を **Fig. 3-27**、座屈直後の管内状況を **Fig. 3-28** に示す。内径変形量は最大で 10 mm 程度、引張ひずみ量に関してはインバート中央部付近に最大 7,500~9,000 $\mu$  程度発生する結果となった。

このように、発生したひずみ量に関しては側壁下端部に特徴的な圧縮ひずみが発生し、インバート部の曲率が最も支配的であることが分かった。しかしながら、側壁下端のコーナー部の曲率や管厚がインバートの座屈に与える影響、あるいは地盤の拘束効果についてはさらに検討の余地がある。**Fig. 3-26** から、馬蹄形管の座屈はインバート部を起点として管内中心方向へ移動するメカニズムが見られるので、円形管に対する Amstutz の拘束座屈式 (3-2) 式を用いて、インバート部を円形管の一部とみなして座屈耐力を算出した。すなわち、式中の管厚中心半径について、インバート部の半径  $R=0.1515$  m を代入し座屈強度  $P_k=0.08$  MPa が得られる。試験結果は座屈強度  $P_k=0.12$  MPa であり、計算値は安全側の値が算定される結果となった。このことは、インバートを一つのアーチ構造とみなすと、その支点と

なる側壁下端部の支持状態が大きく影響していると思われるが，十分な検討ができるデータを手に入れている。ただし，円形管として扱うことによって，簡便に安全側の座屈強度の推定が可能である。



**Fig. 3-26** 2R 馬蹄形管の管内ひずみ量分布 (Case3-10, 最大引張ひずみ : 8,982 $\mu$ )



**Fig. 3-27** 2R 馬蹄形管の内径変形量分布 (Case3-10)



Fig. 3-28 2R 馬蹄形管における試験終了直後の管内状況 (Case3-10)

### 3.6 馬蹄形管の座屈強度推定

試験結果は馬蹄形管の場合，自由座屈状態において，同材質で同じ厚みの円形管の座屈強度と差異はなかった．一方，拘束座屈状態においては(3-2)式の半径  $R$  にインバート部の半径を代入して，Fig. 3-29 に示すように座屈強度の推定が可能である．馬蹄形管において，円周断面の管厚が同一である場合は必ず座屈の起点はインバート部となり，常に特徴的な挙動を示すことから，円形管として扱うことによって，簡便に安全側の座屈強度の推定が可能である．

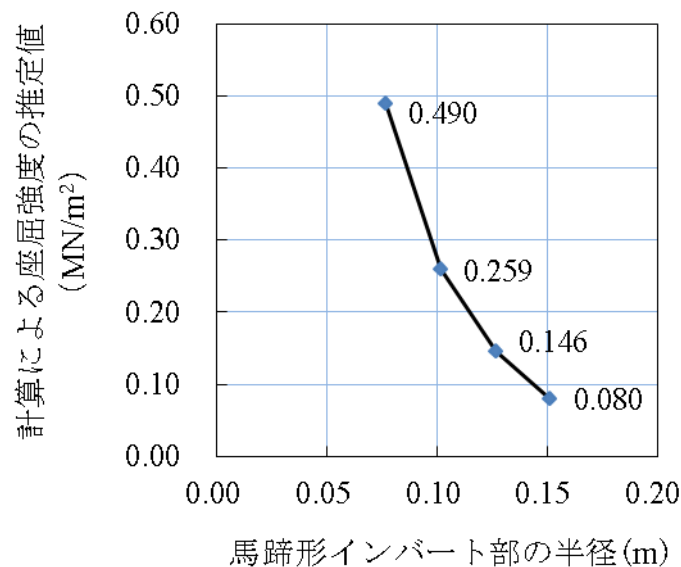


Fig. 3-29 拘束状態における座屈強度の推定値 (馬蹄形管)

### 3.7 まとめ

本検討では更生管に関する座屈現象について、各形状の座屈挙動を明らかにした上で、模型試験結果と既往の理論式から求まる座屈強度を比較検証した。本検討から以下のことが明らかとなった。

1. 自由座屈における円形管は二次モードで破壊し、座屈破壊は任意の位置で発生する。座屈破壊は線対称を基本として、**Fig. 3-1**に示した変形遷移と符合した特徴的な挙動が確認できた。その座屈強度は管の曲げ剛性に比例する。また、現行の設計基準で採用されているチモシェンコによる算定式の計算結果と精度良く一致することが分かった。
2. 自由座屈における馬蹄形管の座屈破壊はインバート中央部を起点として発生し、同じ厚み、同材質である円形管計算値の座屈強度と比較して、22%~35%大きくなる結果となった。
3. 既製管挿入工法等で施工される更生管の周囲に中込材を打設する場合には、円形管の座屈強度は Amstutz による算定式の計算結果と一致する。
4. 拘束座屈状態において、馬蹄形管の座屈破壊はインバート中央部を起点として発生することが分かった。その座屈強度は Amstutz による算定式中の管厚中心半径にインバート部の曲率半径を用いることで推定を行う手法であり、その適用の可能性が示唆された。



## 第 4 章 中込材充填率が更生管の外水圧座屈耐力に与える影響

### 4.1 概要

老朽化の進んだパイプラインやトンネル等の基幹施設の力学的な機能回復を目的として、既設管内に更生管を内挿後、既設管との空隙部に中込材を打設することにより多層構造として更生する技術がある。このような更生を実施した大口径のパイプラインやトンネルにおいて突発的な座屈破壊が発生しており、そのメカニズムの解明と座屈強度の推定手法の検証が喫緊の課題となっている。本研究では、中込材の充填率が座屈強度に及ぼす影響を解明するために、室内座屈模型試験を実施した。実験モデルは実際に施工される施設の 1/10 スケールとし、呼び径 150 の円形供試管を用いて、中込材の充填不良時における更生管の挙動解明を実施した。これらの検討結果から、外水圧を受けるパイプラインなどの地中構造物に内挿される更生管の限界座屈強度推定手法を提案した。

## 4.2 はじめに

耐用年数を迎える農業水利施設や老朽化の進んだパイプラインを中心に漏水や突発的な事故が年間 300 か所以上に及んでおり、適切な補修補強技術の開発は喫緊の課題となっている。老朽施設や損傷・劣化に伴う更生についてみると、耐用年数を迎えた農業用水路施設のうち、大断面のトンネルでは更新よりも更生を選択するケースが多い。その最大の理由としては更新或いは新たな構築に膨大な費用を要することが挙げられる。一方で、大口徑パイプラインを対象とした中込材充填によって一体化された更生管の土圧や外水圧作用時の力学的な挙動メカニズムは十分解明されていないのが現状である。

現行の土地改良事業計画設計基準及び運用・解説 設計「水路トンネル」(以下、農水設計基準)では、既設トンネルで変形が拘束された状態の挿入管の限界座屈強度の推定式を示しているが、隙間の生じない完全拘束を前提としており、中込材の力学的特性、空隙・隙間の発生や充填率などの影響を考慮せず、管の材質によって座屈に関する安全率を 1.5 又は 3.0 と設定しているにとどまっている(農林水産省農村振興局整備部設計課, 2015)。

農水設計基準ではトンネルの変状対策工法として、補強・補修工法が分類、列記されている。その代表的なものとして、既製管挿入(パイプインパイプ)工法が挙げられる。この工法は Fig. 4-1 に示すように新たな管材(以下、更生管と呼ぶ)を挿入後、既設トンネルとの隙間にセメント系の中込材を充填し、構造的に多層化することで安定性を確保するものである。しかしながら、既設管の老朽化が進んでいる場合にはひび割れ部からの浸入水や継ぎ目部からの漏水によって、中込材の硬化不良が生じる。さらに、更生管の上部には、既設管との隙間部に適切な充填が困難な場合もあり、広範囲にわたって空隙が残ることもある。中込材の硬化収縮が大きい場合には、必然的に更生管と中込材の境界に隙間が連続して発生し、中込材による適切な拘束効果が発揮できず、設計で推定している限界座屈強度よりも低い外水圧で破壊に至る場合も確認されている。谷村ら(2000)は那珂導水路の水戸トンネル内巻鋼管(直径 4,500mm, 肉厚 21 mm)の座屈事故に関する検討結果をまとめ、中込材に関する充填性の重要性を整理した。福島県の相馬トンネルでも中込材の硬化不良と想定以上の外水圧作用によって内巻鋼管(直径 1,350 mm, 肉厚 8~9 mm)が管底部から大きく座屈破壊している(相馬第二地区トンネル変形調査検討委員会, 2006)。Amstutz(1970)は既製管内に挿入された鋼管の座屈実験結果と隙間を考慮した限界座屈強度の理論式を提案するとともに、その予測精度について言及し、現在では農水設計基準に引用されている。王ら(2017)は中込材を充填した一体管構造の更生管に関する座屈理論と設計方法を示し、厚肉管に限定して、座屈理論はその限界座屈強度を過小評価することがあることを示している。また、更生管の座屈メカニズムの検証とともに、隙間や中込材の物性の影響を実験的に解明している。

以上のように、更生管に関する限界座屈強度の推定に関して理論式の提示から実験的な検証まで数多くの研究が実施されてきているが、中込材の拘束効果や空

隙の影響については実験的な検証も十分ではなく、既設管、中込材と更生管の一体性も含めてその効果と限界座屈強度の解明は緒に就いたばかりである。本章では、更生管上部の中込材に空隙が生じやすいことに注目し、空隙の位置と規模を実施工で想定される状況に併せて室内模型で再現し、その空隙率が座屈強度に与える影響を解明する。また、空隙率を考慮した座屈強度の予測式を提案する。

### 4.3 拘束座屈の設計

現状、管路における拘束座屈の設計は Amstutz が提案した (4-1) 式が広く使用されている。前述の **Fig. 4-1** に示すような既製管挿入工法による施工後の断面において、管に断面力が作用し、変位が生じるとした座屈理論に基づき、誘導したものである。中込材などで外部拘束状態にある更生管は外側への変形は制限され、拘束がない状態と比較して高い外水圧に耐えることができるという仮定に基づいている。併せて **Fig. 4-2** に示すように、更生管は両端の変形開始点 A 又は B において、変位、たわみ角及び曲げモーメントが 0、変形区間では当初より大きい曲率半径をもって余弦関数 1.5 波長で変形すると仮定している。

$$P_a = \frac{\sigma_N}{\frac{R}{t} \left( 1 + 0.35 \cdot \frac{R}{t} \cdot \frac{\sigma_F^* - \sigma_N}{E_c^*} \right)} \quad (4-1)$$

ここで、 $P_a$  : Amstutz 算定式による座屈強度 (MN/m<sup>2</sup>)、 $R$  : 管厚中心半径 (m)、 $t$  : 管厚 (m)、 $E_c^* = E_c / (1 - \nu^2)$ 、 $E_c$  : 管の圧縮弾性係数 (MN/m<sup>2</sup>)、 $\nu$  : 管のポアソン比、

$$\sigma_F^* = \mu \cdot \frac{\sigma_F}{\sqrt{1 - \nu + \nu^2}}, \quad \mu = 1.5 - 0.5 \cdot \frac{1}{\left( 1 + 0.002 \cdot \left( \frac{E_c}{\sigma_F} \right) \right)^2},$$

$\sigma_F$  : 管の圧縮強度 (MN/m<sup>2</sup>)、 $\sigma_N$  : 管に発生する直応力度 (MN/m<sup>2</sup>) (次式により試算して求める。)

$$\left( \frac{K_0 + \sigma_N}{R + \frac{\sigma_N}{E_c^*}} \right) \left( \frac{E_c^*}{E_b^*} + 12 \cdot \frac{R^2}{t^2} \cdot \frac{\sigma_N}{E_b^*} \right)^{1.5} = 3.36 \cdot \frac{R}{t} \cdot \frac{\sigma_F^* - \sigma_N}{E_b^*} \cdot \left( 1 - \frac{1}{2} \cdot \frac{R}{t} \cdot \frac{\sigma_F^* - \sigma_N}{E_b^*} \right) \quad (4-2)$$

$K_0$  : 管と中込材の空隙 ( $0.15 \times 10^{-3}$  m)、 $E_b^* = E_b / (1 - \nu^2)$ 、 $E_b$  : 管の曲げ弾性係数 (MN/m<sup>2</sup>)

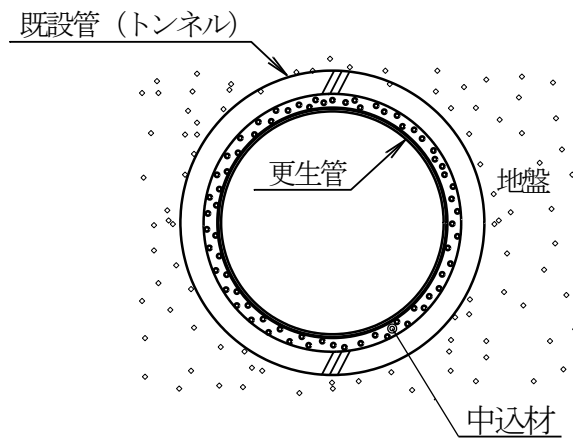


Fig. 4-1 既製管挿入工法の施工断面

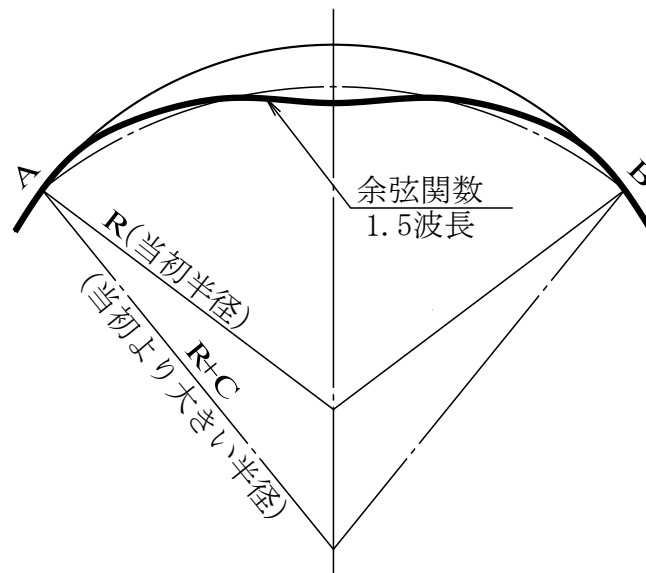


Fig. 4-2 Amstutz 式で仮定された管の変形

ここで、更生管として FRP(M) 管を考慮する場合、平面ひずみ条件における更生管の曲げ弾性係数及び圧縮弾性係数をそれぞれ  $E_b^*$ 、 $E_c^*$  とすると、座屈強度  $P_a$  は (4-2) 式から管に発生する直応力度  $\sigma_N$  を算定し、次に (4-1) 式より求める。

#### 4.4 模型座屈試験

##### 4.4.1 模型座屈試験概要

試験には Fig. 4-3 に示す縦型の外水圧試験装置を使用し、更生管として、内径 150 mm、厚み 1.8 mm の FRP 製供試管を用いた。供試管は、試験治具の端部締付力による更生管拘束の影響をなくするため 3 分割型とし、中央(管長 400 mm)部を計測用とした。また、更生管と中込材の隙間一定保持と両端と中央の管体長手方向における継ぎ目の水密性を保持するため、更生管の外周に厚さ 0.15 mm のラテッ

クスメンブレンを被覆した。ただし、このラテックスメンブレンは中込材との隙間はなく、密着性はあるが接着はされていない。外水圧に関しては **Fig. 4-4** に示すように、パソコンに入力した電圧値(電気信号)を電空変換器にて空気圧(空気信号)に変換することで、昇圧速度を  $0.01 \text{ MPa/min}$  で制御しながら負荷する定速度載荷手法を採用した。計測項目としては更生管内面に発生するひずみ量及び更生管の変形量である。ひずみ計測は **Fig. 4-5** に示すように、供試管の内面にひずみゲージを円周方向に等間隔で 36 点を貼り付けして、ひずみ分布を把握している。また、供試管の変形状態については、**Fig. 4-6** に示すように、管内部に回転式接触型変位計を設置し、1 回転させて全周の変形状態を把握した。計測インターバルは、外水圧の圧力値と併せてデータロガにより 15 秒間隔で計測を行っている。

また、座屈試験に使用した材料は内側から順に更生管である FRP 管、その外側には **Fig. 4-7** に示すように、ラテックスメンブレン、中込材としてエアミルク、最も外側には鋼管を使用した。ここで、鋼管(管厚  $2.3 \text{ mm}$ )は全長が  $1,000 \text{ mm}$  であり、計測部分である中央の  $400 \text{ mm}$  長さ限定して、天地左右の 4 個所に幅  $5 \text{ mm}$  の亀裂(スリット)を設けた。このスリットの位置は断面的に大きなモーメントが作用する位置に対応しており、実際にもクラックが生じる事例も多い。その他の位置に亀裂が生じる場合もあるが、亀裂を均等に配置し、更生管の外面に作用する外水圧をある程度均等に作用させることとした。



**Fig. 4-3** 外水圧試験装置全体図

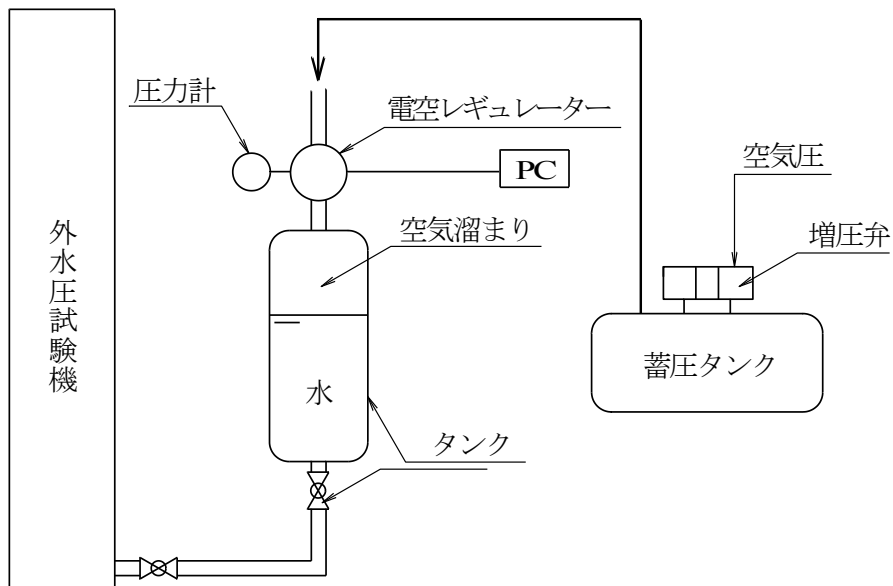


Fig. 4-4 外水圧の制御システム

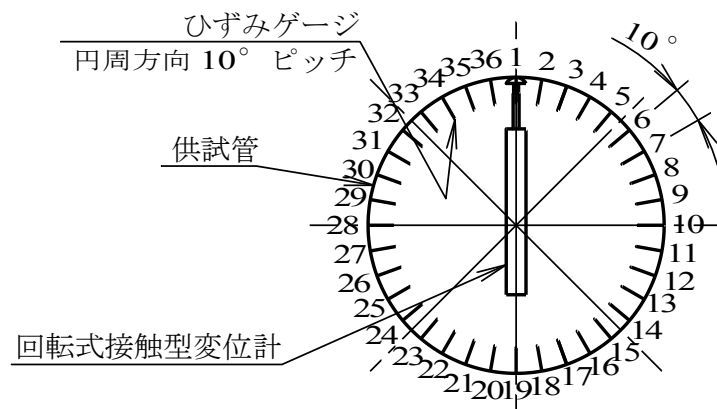


Fig. 4-5 計測用供試管のひずみゲージ貼付け図



Fig. 4-6 回転式接触型変位計設置図

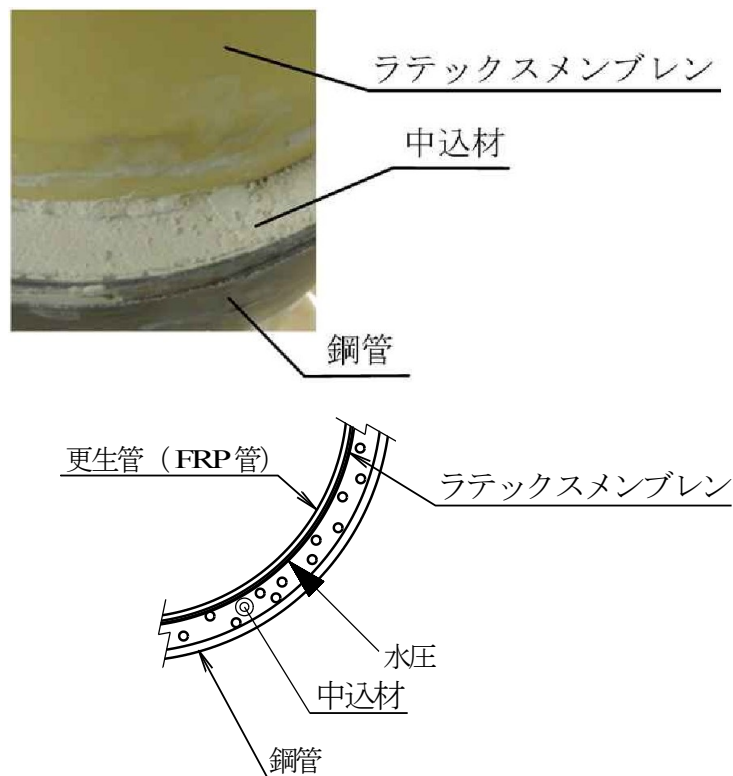


Fig. 4-7 供試管の材料配置

#### 4.4.2 試験条件

座屈試験は Fig. 4-3 ならびに Fig. 4-8 に示す縦型の試験装置を用いて、供試管の外側から水圧を負荷する方法とした。また、供試管は長さが全体で 1,000mm とし、試験ケースとしては Table 4-1 に示す中込材の空隙率が異なる 4 種類とした。なお、供試管の曲げ剛性は外圧試験により得られた Table 4-2 に示す曲げ弾性係数及び実測した管厚を用いて計算により算出した。供試管の断面構造は Fig. 4-9～4-12 に示すとおりとした。また、中込材は Table 4-3 に示す比重が 1 以上の滞水型を使用した。

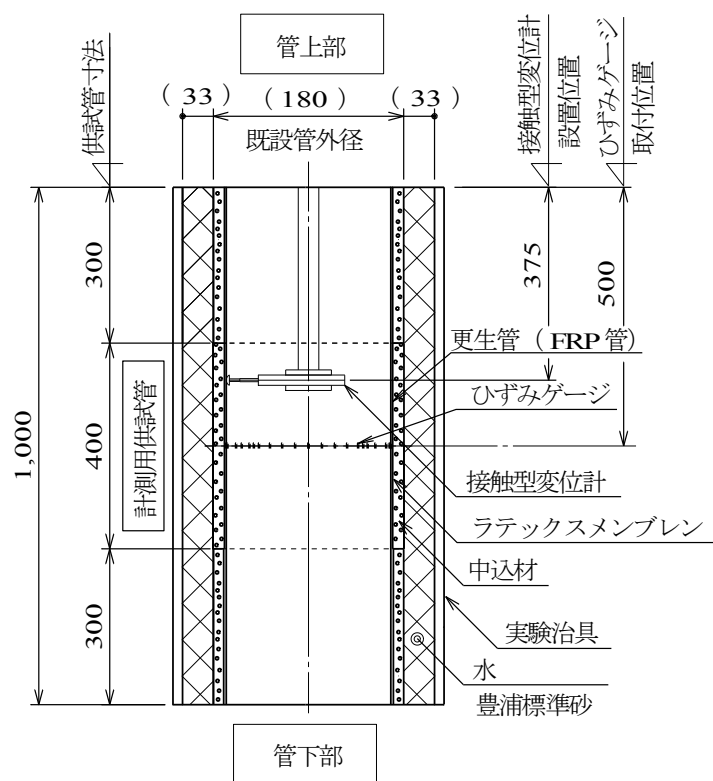


Fig. 4-8 座屈試験の概要 (単位 : mm)

Table 4-1 座屈試験ケース

Case 番号	供試管 材質	中込材 空隙角度	中込材 空隙率
4-1		0°	0%
4-2	FRP	30°	8%
4-3		90°	25%
4-4		125°	35%

Table 4-2 供試管の特性値

内径 (mm)	150
管厚 (mm)	1.8
ポアソン比	0.3
圧縮強度 (MN/m <sup>2</sup> )	43
圧縮弾性係数 (MN/m <sup>2</sup> )	33,350
曲げ弾性係数 (MN/m <sup>2</sup> )	13,760



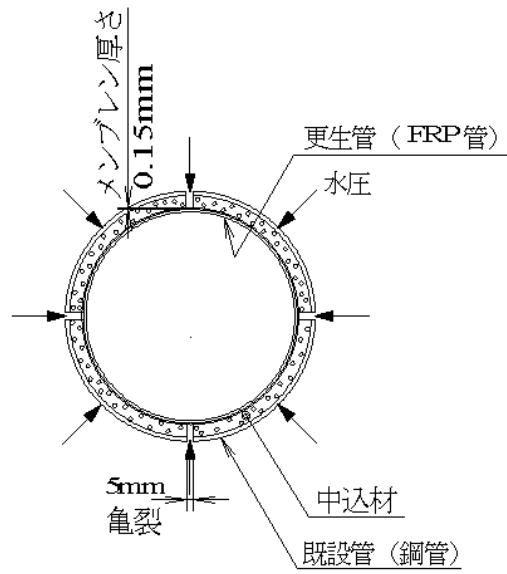


Fig. 4-9 供試管の断面構造（空隙率 0%）

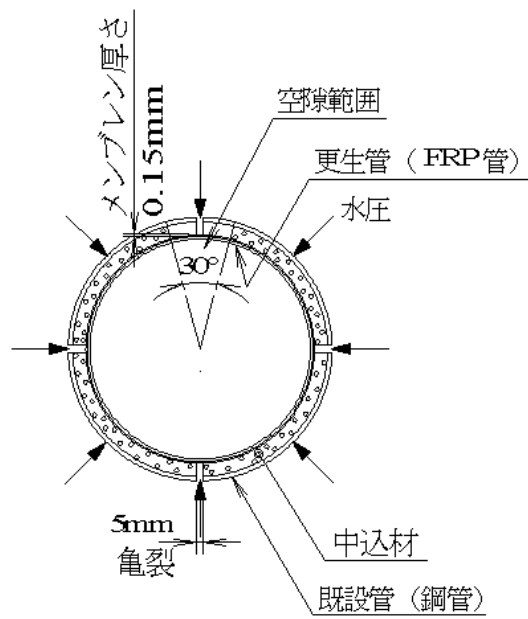


Fig. 4-10 供試管の断面構造（空隙率 8%）

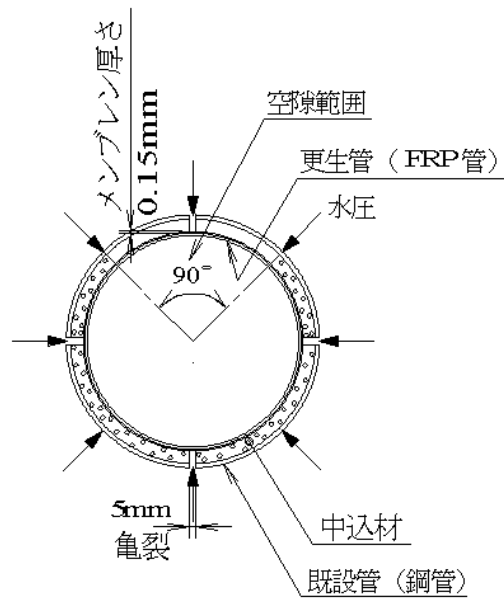


Fig. 4-11 供試管の断面構造（空隙率 25%）

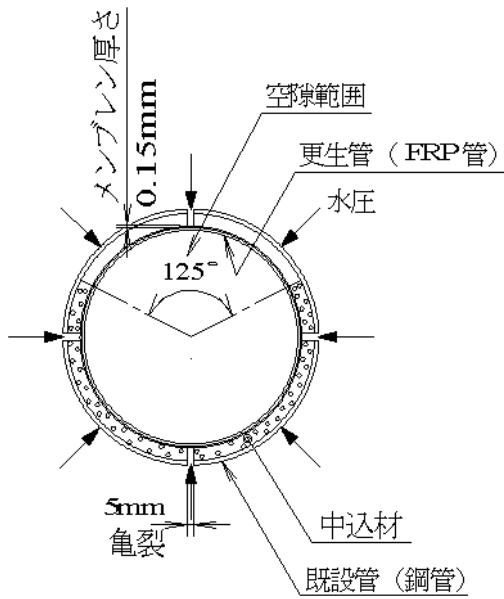


Fig. 4-12 供試管の断面構造（空隙率 35%）

Table 4-3 中込材の仕様

種類	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )	比重	透水係数 (cm/s)	変形係数 (N/mm <sup>2</sup> )
滞水型	1.4	1.12	$8.81 \times 10^{-8}$	476

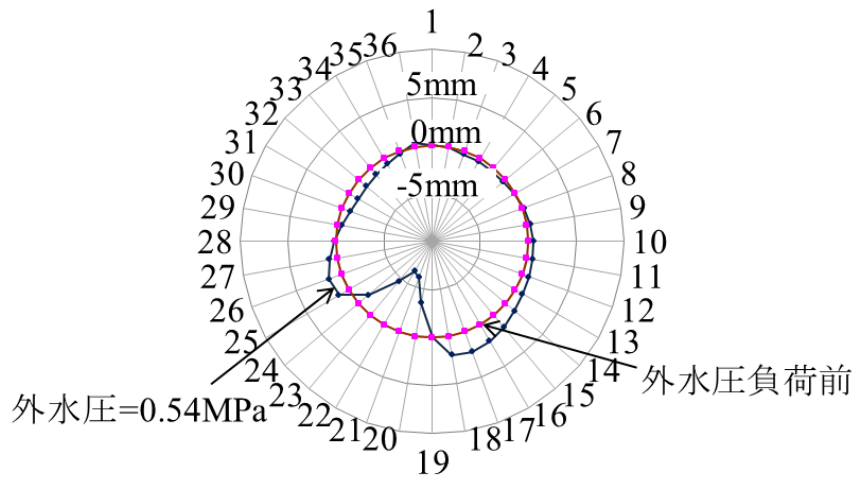
#### 4.5 試験結果と考察

全ての試験結果を **Table 4-4** に，Case 4-1 の座屈時における内径変形量分布図及び更生管内面に発生した円周方向ひずみ量分布図を **Fig. 4-13** 及び **Fig. 4-14** に示す．なお，座屈の判断は更生管が内面方向に大きく変位し，発生するひずみが急激に増加した時点とした．また，破壊状態までは計測できていないが，座屈による変形は圧力上昇が止まっても進行し，破壊している．

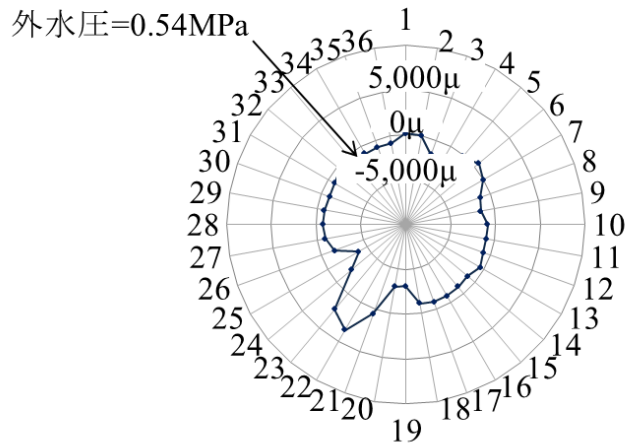
試験から得られた座屈強度は 0.54 MPa であった．Amstutz による (4-1) 式から求まる座屈強度計算値は 0.48 MPa であり，両者を比較すると約 13% の差がある．また，座屈が発生した個所については No.22 の位置であったが，縦型で中込材を充填しており，円周方向の品質や充填率のバラツキは極めて小さいと判断されるので，水圧载荷の時間的な差や中込材と更生管の接触面の状態などに起因する僅かな不整に起因した挙動と思われる．

**Table 4-4** 座屈試験結果

Case 番号	空隙率 (%)	座屈強度 (MPa)
4-1	0	0.54
4-2	8	0.29
4-3	25	0.23
4-4	35	0.16



**Fig. 4-13** 座屈時の内径変形量分布（空隙率 0%）



**Fig. 4-14** 座屈時の管内ひずみ量分布  
(空隙率 0%, 最大引張ひずみ : 3,588 $\mu$ )

**Table 4-4** の結果から中込材の空隙率が 8% (Case4-2), 25% (Case4-3) 及び 35% (Case4-4) の座屈強度はそれぞれ順に 0.29 MPa, 0.23 MPa, 0.16 MPa であった。この時の変形量及びひずみ量をそれぞれ **Fig. 4-15**～**4-20** に示す。いずれも空隙部では管の内面方向に変形する傾向があり、空隙率が大きくなるに従い座屈強度の低下が確認された。言い換えれば、中込材が充填されている個所が先に座屈破壊を引き起こすことはないと考えられる。

一般に、農業用水路において大断面のパイプラインやトンネルの更生では既製管挿入工法の実績が多く、管材としては鋼管または FRPM 管などの比較的薄肉の更生管が採用されている。更生されたパイプやトンネルは、土圧と外水圧に対して十分な安全性を有していることが必須であるが、ひび割れや変形が許容範囲内であれば土圧による構造的な安定性は更生前にも確保できていると考えられる。一方で外水圧に対しては、管厚が薄い更生管は座屈破壊の危険性が高く、老朽化の進んだトンネルやパイプラインの水密性を改善することが極めて重要な項目となる。その理由として、座屈強度は管材の厚みに大きく影響されることに加えて、中込材の品質や充填率も大きく関係する。中込材の充填方法は管内にあらかじめ取り付けられたグラウトホールから既設管と更生管の隙間に中込材を注入するものであるが、空隙がない完全な充填を目指す場合は注入圧力を高くする必要がある。しかしながら、更生管は薄肉管であり、大きな注入圧力を負荷すれば施工時の段階で座屈破壊してしまう可能性がある。逆に圧力を全く負荷しなければ更生管上部に空隙が残り、施工後の外水圧が直接更生管の一部に作用することによって、設計値以下で座屈破壊する。

今回の試験結果より空隙が大きくなるにつれて座屈強度の低下が明らかとなったことから、中込材の施工管理に関しては細心の注意を払い、完全な充填を行うことが重要であることは言うまでもないが、中込材の充填歩留まりなどから空隙率が推定できれば、座屈破壊に対する余裕を推定することができる。また、充填

が十分であっても既設管外部からの湧水や浸入水により中込材が分離し、固結しない場合は拘束効果が大きく低減するので同様のリスクがある。これらの設計で考慮できない不測の状況に対しては、施工面での対策を合わせて検討する必要がある。具体的には、既設管外側から湧水等の浸入が想定される場合は、中込材の外周面に外水の遮断処置を施す、或いは比重が 1.0 以上で、水中不分離性を有する中込材を選定する等の対策が非常に重要である。

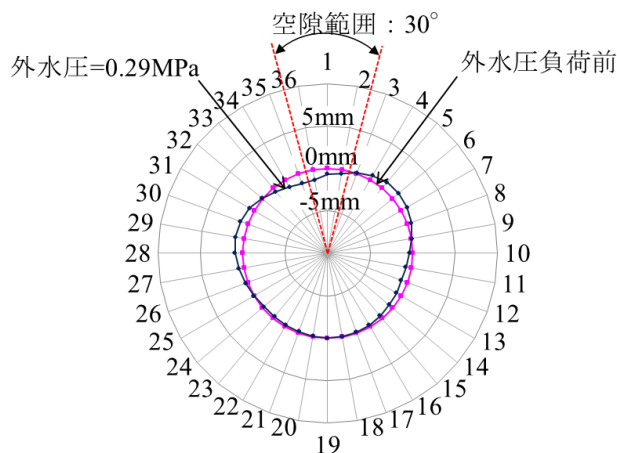


Fig. 4-15 座屈時の内径変形量分布（空隙率 8%）

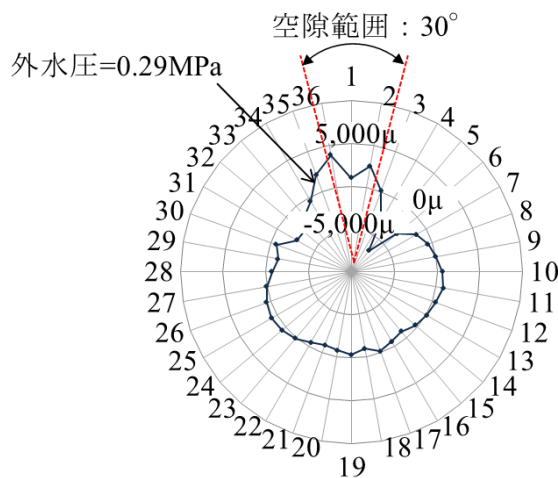


Fig. 4-16 座屈時の管内ひずみ量分布  
（空隙率 8%，最大引張ひずみ：3,833μ）

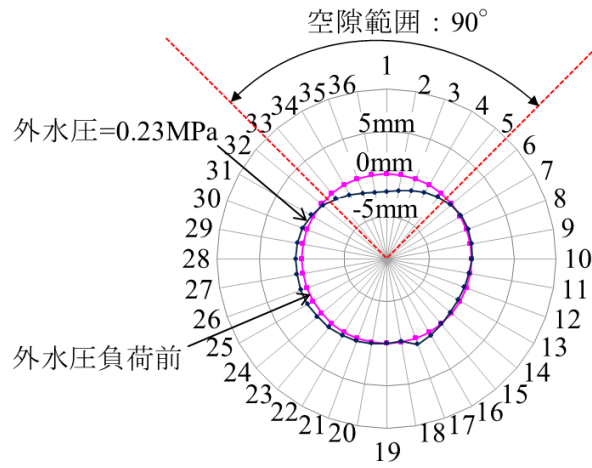


Fig. 4-17 座屈時の内径変形量分布（空隙率 25%）

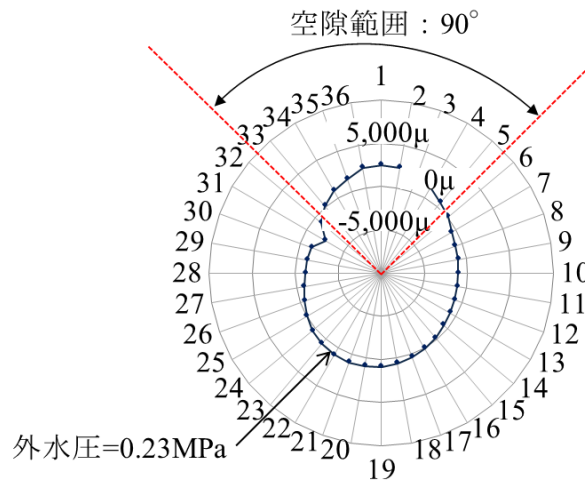


Fig. 4-18 座屈時の管内ひずみ量分布  
（空隙率 25%，最大引張ひずみ：2,374μ）

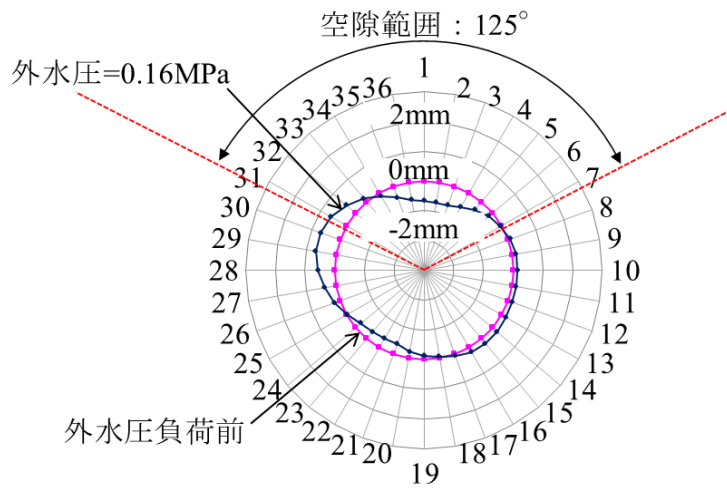


Fig. 4-19 座屈時の内径変形量分布（空隙率 35%）

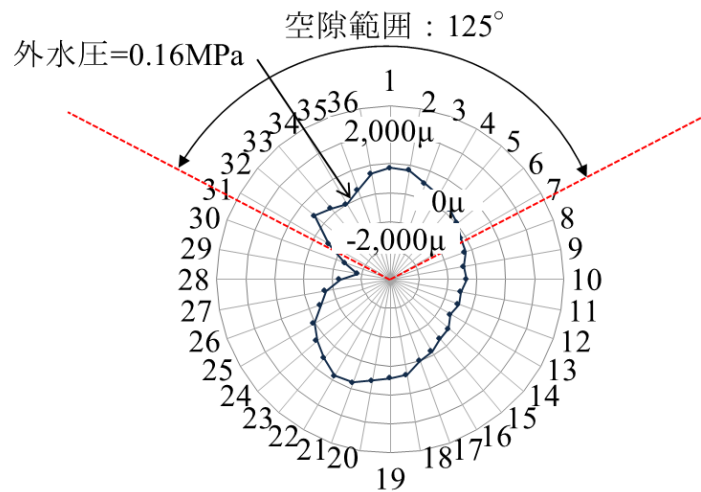


Fig. 4-20 座屈時の管内ひずみ量分布  
(空隙率 35%, 最大引張ひずみ : 863 $\mu$ )

#### 4.6 座屈強度の推定

既設管に存在する亀裂の幅や本数がどのように座屈強度に影響するのか、また、亀裂位置と空隙範囲の位置関係の影響等は解明されていないが、最も単純な条件である空隙率と座屈強度の関係を整理する。具体的には、Amstutz (4-1)式 (拘束座屈条件) とチモシェンコ (4-3)式 (1954「挫屈理論」で掲載している自由座屈条件) を用いて、空隙率と座屈強度の関係を整理すると Fig. 4-21 のように表すことができる。空隙率の増加とともに、自由座屈で求まる座屈強度に漸近し、低圧力破壊の危険性が高くなることが明らかとなった。空隙率 35%では (4-1)式による拘束座屈強度算定結果の 1/3 まで低下する結果が得られた。

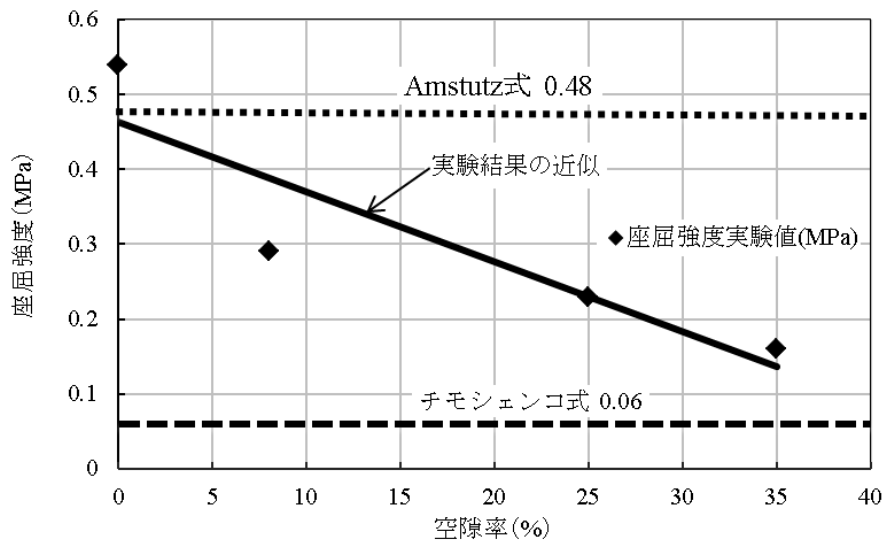


Fig. 4-21 座屈強度と空隙率の関係

$$P_t = \frac{2E}{1-\nu^2} \cdot \left(\frac{t}{D}\right)^3 \quad (4-3)$$

ここで  $P_t$  : チモシェンコ算定式による座屈強度 (MN/m<sup>2</sup>),  $D$  : 管内径 (m),  $t$  : 管厚 (m),  $\nu$  : ポアソン比,  $E$  : 管の曲げ弾性係数 (MN/m<sup>2</sup>) である。また, 座屈強度  $P_k$  と空隙率  $K$  (%) の関係を一次式で近似すると (4-4) 式で表される。

$$P_k = -0.01K + 0.48 \quad (4-4)$$

ただし,  $P_k$  の値が自由座屈 (4-3) 式による算定結果を下回らないことを前提として,  $0 \leq K \leq 42$  の範囲となる。

ここで, 汎用的に予測式として使用するために (4-4) 式を (4-1) 式による  $P_a$ , (4-3) 式による  $P_t$  を用いて変形すれば (4-5) 式が得られる。

$$P_k = -K (P_a - P_t) / 42 + P_a \quad (4-5)$$

#### 4.7 まとめ

本検討では既製管挿入工法における更生管上部の中込材空隙率を変化させ, 更生管の座屈強度を模型試験により求めた。その結果, 空隙率が大きくなるに従い座屈強度の低下が確認された。本検討から以下のことが明らかとなった。

1. 既製管挿入工法等で最も多く採用される更生管の周囲に中込材を打設する工法に関して, 更生管は空隙がなければ全ての外周に対して均等な拘束状態となり, その座屈強度は現行の設計基準に記載されている Amstutz による算定式で求まる計算値より 13% 高い数値となった。
2. 空隙が存在する場合, いずれも空隙部では更生管の内面方向に変形する傾向があり, 空隙率が大きくなるに従い座屈強度の低下が確認された。言い換えれば, 中込材が充填されている個所が先に座屈破壊を引き起こすことはないと考えられる。
3. 1. の中込材に関して更生管上部に 25% の空隙が存在するとした場合, Amstutz による算定式で求まる計算値と比較すると, 1/2 以下の座屈強度となった。また, 得られた **Fig. 4-21** に示した座屈強度と空隙率の関係のグラフから空隙率が 42% となると, チモシェンコ式による自由座屈計算結果と一致することが明らかとなり, 更生管上部における中込材の充填率は非常に重要であることが分かった。



## 第 5 章 更生管外面の隙間が外水圧座屈耐力に与える影響

### 5.1 概要

最近では既設管内に人が入れない内径が 800mm 未満の小口径管において，下水道で開発が進んだ管渠更生工法と呼ばれる工事の採用が増加傾向にある．その代表的な構造管として単独管や複合管が挙げられ，前者は中込材を打設しないが，後者は中込材の打設を行って既設管と一体化することによって生じる力学的な境界条件に大きな違いがある．現行の土地改良事業計画設計基準及び運用・解説 設計「パイプライン」ではこれらの工法に関する記述はなく，明確な設計手法は存在しないのが実状である．

本章では施工後において更生管に作用する外水圧座屈強度に関する模型試験を行い，単独管の場合は既設管と更生管の間に生じる隙間，複合管構造の場合は中込材と更生管に生じる隙間の大きさの違いによる更生管の座屈強度を整理し，隙間の影響をまとめた．

## 5.2 はじめに

近年，農業用水路施設は築造後 40～50 年を迎える施設が増加しており，老朽化に伴う管渠更生工法の採用検討が活発化している．これらの工法は下水道事業において，先んじて開発ならびに 1986 年以降に施工実績を重ねてきた．高度成長期以降，都市化が進み交通量の急激な増加や埋設物の輻輳化に伴い，再掘削による更新が困難になってきている背景から既設管を撤去することなく更生する手法のニーズが高まっている．農業用水においても年月の経過により，パイプライン上に宅地開発や構造物が築造され，再掘削による更新が不可能な場合には管渠更生工法が選択されるケースが増加している．その理由として，厚生労働省労働基準局長通達 基発第 0322002 号により，「推進工法によるずい道工事のうち労働者が推進管内に立ち入るものについては，緊急時の迅速な避難等を考慮して，当面，内径 80cm 以上のヒューム管，さや管等を使用するように努めること．」が基準となり，人が管内に入って作業ができない内径 80cm 未満の口径で施工技術が確立されているのは管渠更生工法に限定されることによる．

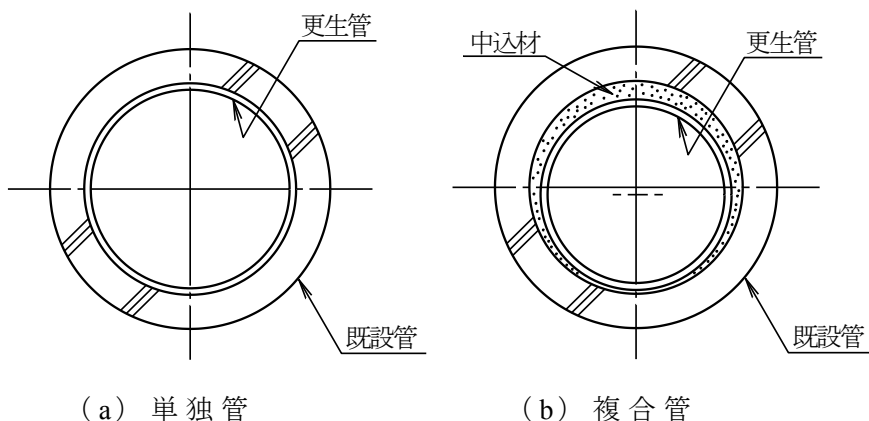
管渠更生工法は単独管に分類される二層構造管のように既設管に圧接するタイプと複合管のように既設管との隙間にモルタル等の中込材により一体化した構造に分類される．いずれも更生管の外周には，更生管の硬化収縮，既設管内面の凹凸変状や中込材の施工品質の差異により隙間を生じる場合があるが，この時の外水圧による更生管の座屈挙動が明確にされていないのが現状である．

Amstutz (1970) は既設管内に挿入された鋼管の座屈実験結果と隙間を考慮した限界座屈強度の理論式を提案するとともに，その予測精度について言及し，現在では農水設計基準に引用されている．井上ら (2005) は二層構造管のバックリング挙動と設計法の提案を行い，管厚選定図表を設計ツールとしてまとめた．谷村ら (2000) は導水路トンネルの内巻鋼管の変形に関する検討において，既設トンネル内に内挿した鋼管とエアミルクの拘束座屈状態での隙間変化に関する考察を行い，隙間の大きさと座屈強度の関係を整理した．

ここでは，単独管及び複合管に着目し，更生管の外周に生じる隙間がその座屈強度に与える影響について模型座屈試験により明らかにした．

### 5.3 単独管及び複合管構造

日本管路更生工法品質確保協会が発行した管路更生の設計手法入門 第1回「更生工法の入門」によれば、単独管は「既設管と一体構造とならない更生管」と定義され、**Fig. 5-1 (a)** に示す断面構造となっている。



**Fig. 5-1** 単独管及び複合管の断面構造

一方、複合管は「既設管とその内側の更生材が中込材により一体構造となって外力に抵抗するものとし、新管と同等以上の耐荷能力及び耐久性を有するもの。」と定義され、**Fig. 5-1 (b)** に示す断面構造となっている。

単独管は縮径または折りたたまれた更生管が熱に加えて空気圧や水圧により拡張され、既設管の内面に圧接された状態で施工が完了となる。しかしながら、既設管の内面は一定の平滑性を有しているが、劣化等による変状の存在により更生管外面との間に隙間が生じる可能性がある。また、更生管自体が施工後の冷却時に0.5%程度収縮することは既知の事実となっており、隙間が生じることは否めない。加えて、既設管の継手部に曲げ角度が付いている場合や曲管部では更生管の拡張時に使用する空気圧や水圧によって、更生管には曲点外向きに働くスラスト力が作用し、その内側には隙間が生じることも知られている。さらに、既設管がとう性管の場合は土圧により鉛直方向にたわみが発生しており、その形状は真円とは異なるもので、更生管が既設管内面に沿って完全に圧接されず隙間が生じる場合も考えられる。

複合管は既設管と更生管の隙間に中込材を充填する工法であり、施工が完全であれば既設管、中込材及び更生管が一体化される構造となる。この理由としては中込材に特長があり、既設管内に水が存在しても分離しない配合であり、かつ硬化収縮がなく、付着性が高い樹脂系モルタル材料を使用している。一方で、流水や浸入水の存在による施工環境や中込材の注入圧力等の施工管理による出来形の差異は十分に予測され、単独管と同様に隙間が生じる場合も想定される。

本章では上述の隙間に着目し、その大きさが更生管の外水圧座屈耐力に与える影響を確認するために、内径150mmの模型管を作製し座屈試験を行った。

## 5.4 模型座屈試験

### 5.4.1 模型座屈試験方法

試験には **Fig. 5-2** に示す縦型の外水圧試験装置を使用し，更生管として，内径 150 mm，厚み 1.8 mm の FRP 製供試管を用いた．供試管は，試験治具の端部締付力による更生管拘束の影響をなくすため 3 分割型とし，中央（管長 400 mm）部を計測用とした．また，更生管と中込材の隙間一定保持と両端と中央の管体長手方向における継ぎ目の水密性を保持するため，更生管の外周に厚さ 0.15 mm のラテックスメンブレンを被覆した．ただし，このラテックスメンブレンは中込材との隙間はなく，密着性はあるが接着はされていない．外水圧に関してはパソコンに入力した電圧値（電気信号）を電空変換器にて空気圧（空気信号）に変換することで，昇圧速度を 0.01 MPa/min で制御しながら負荷する定速度載荷手法を採用した．計測項目としては更生管内面に発生するひずみ量及び更生管の変形量である．ひずみ計測は **Fig. 5-3** に示すように，供試管の内面にひずみゲージを円周方向に等間隔で 36 点を貼り付けして，ひずみ分布を把握している．また，供試管の変形状態については，**Fig. 5-4** に示すように，管内部に回転式接触型変位計を設置し，1 回転させて全周の変形状態を把握した．計測インターバルは，外水圧の圧力値と併せてデータロガにより 15 秒間隔で計測を行っている．

また，座屈試験に使用した材料は内側から順に更生管である FRP 管，その外側にはラテックスメンブレン，単独管にはないが，複合管の場合は中込材としてエアミルク，豊浦標準砂，最も外側には鋼管を使用した．ここで，鋼管（管厚 2.3 mm）は全長が 1,000mm であり，計測部分である中央の 400 mm 長さに限定して，天地左右の 4 個所に幅 5 mm の亀裂（スリット）を設けている．



**Fig. 5-2** 外水圧試験装置全体図

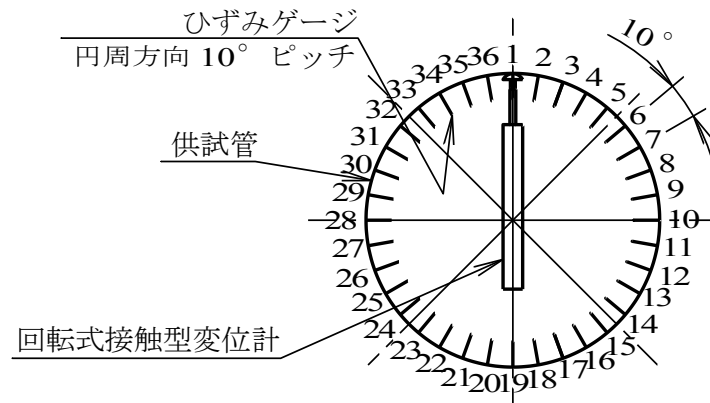


Fig. 5-3 計測用供試管のひずみゲージ貼付け図



Fig. 5-4 回転式接触型変位計設置図

#### 5.4.2 試験条件

座屈試験は Fig. 5-5 及び 5-6 に示す縦型の試験装置を用いて、供試管の外側から水圧を負荷する方法とした。また、供試管は長さが全体で 1,000mm とし、試験ケースとしては Table 5-1 に示す単独管構造と複合管構造で既設管との隙間が異なるそれぞれ 4 種類の合計 8 ケースとした。なお、隙間の最小値は使用したラテックスメンブレンの厚さ 0.15 mm であるが、全ての隙間の大きさにはラテックスメンブレンの厚さ 0.15 mm を含んでおり、複合管はその値を採用した。一方、単独管はパルテム技術協会発行の「ホースライニング 技術資料」によると、直径方向の硬化収縮率は 0.53%との記載があることから、今回の条件に当てはめると  $153.6 \text{ mm} \times 0.53 / 100 / 2 = 0.4 \text{ mm}$  となるため、その値を採用した。その他の隙間の大きさに関しては供試管内径の 2% (3 mm) を上限として、0.5 mm または 1 mm 単位で設定した。また、供試管の曲げ剛性は外圧試験により得られた Table 5-2 に示す曲げ弾性係数及び実測した管厚を用いて計算により算出した。

次に供試体の断面構造は Fig. 5-7 に示すとおりとし、中込材は Table 5-3 に示す比重が 1 以上の滞水型を使用した。また、最外層の豊浦標準砂は相対密度を 70% で作製した。

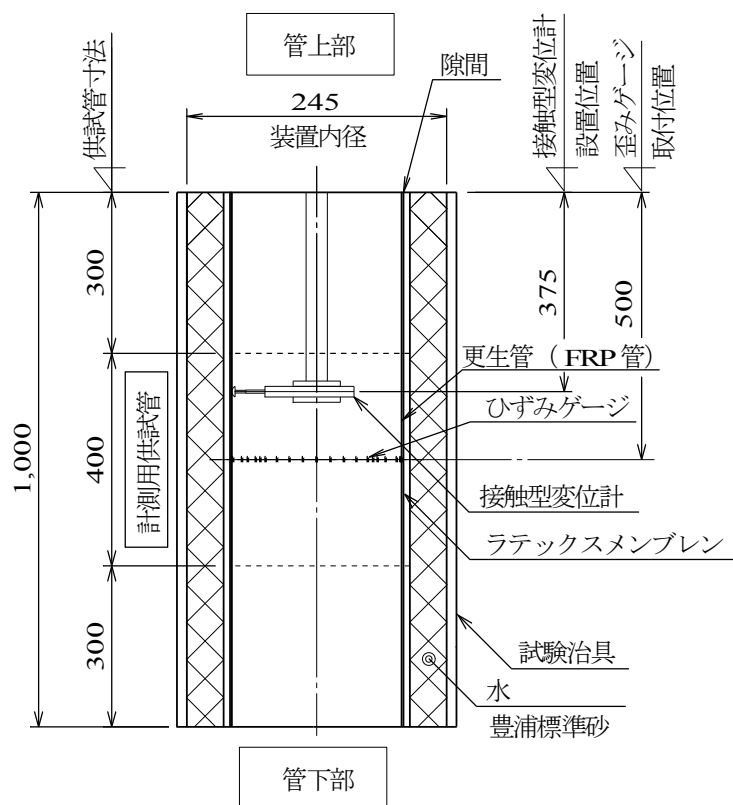


Fig. 5-5 座屈試験の概要（単独管）（単位：mm）

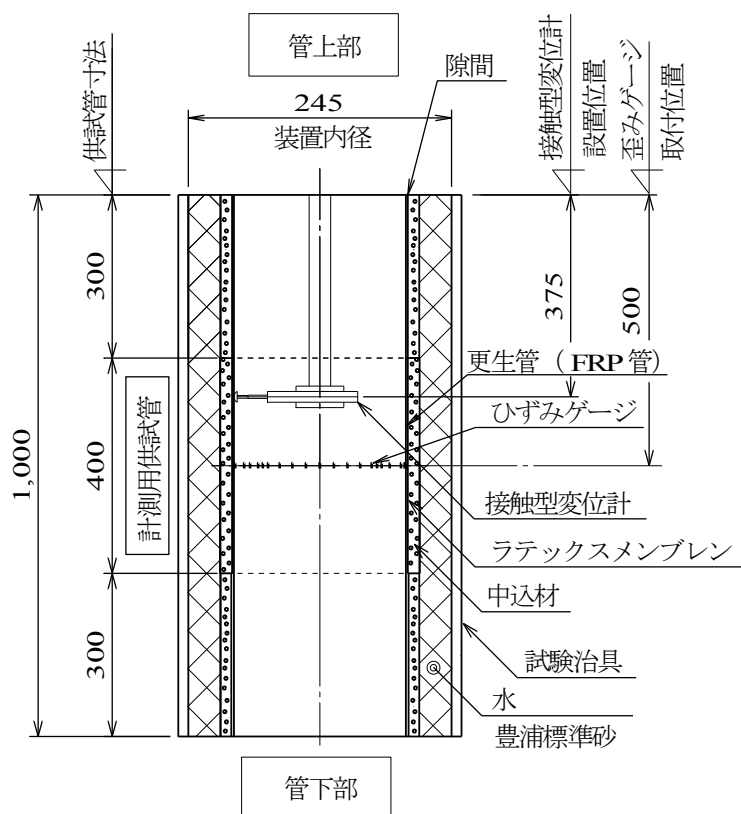


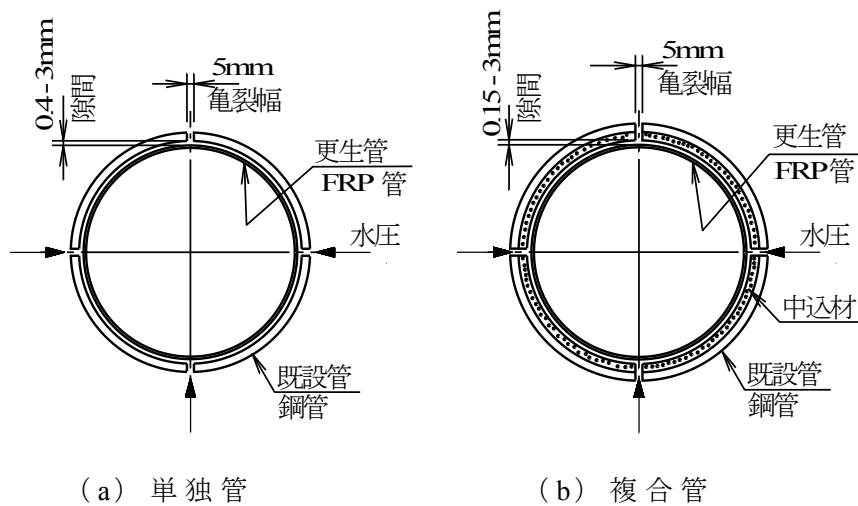
Fig. 5-6 座屈試験の概要（複合管）（単位：mm）

**Table 5-1** 座屈試験ケース

Case 番号	区分	更生管外面の 隙間(mm)
5-1	単独管	0.4
5-2		1.0
5-3		1.5
5-4		3.0
5-5	複合管	0.15
5-6		1.0
5-7		2.0
5-8		3.0

**Table 5-2** 供試管の特性値

内径(mm)	150
管厚(mm)	1.8
ポアソン比	0.3
圧縮強度(MN/m <sup>2</sup> )	43
圧縮弾性係数(MN/m <sup>2</sup> )	33,350
曲げ弾性係数(MN/m <sup>2</sup> )	13,760



**Fig. 5-7** 供試体の断面構造

**Table 5-3** 中込材の仕様

種類	圧縮強度 N/mm <sup>2</sup>	比重	透水係数 cm/s	変形係数 N/mm <sup>2</sup>
滯水型	1.4	1.12	$8.81 \times 10^{-8}$	476

## 5.5 試験結果と考察

Case5-1～5-4の更生管内面に発生した円周方向ひずみ量分布図を Fig. 5-8～5-11に、座屈時における内径変形量分布図を Fig. 5-12～5-15に示す。以下、ひずみ量に関しては引張側を正、圧縮側を負として表記している。なお、座屈の判断は更生管が内面方向に移動し、発生するひずみが急激に増加した時点とした。また、破壊状態までは計測できていないが、座屈による変形は圧力上昇が止まっても進行し、破壊している。試験結果を Table 5-4に示す。試験から得られた座屈強度は隙間が小さい方から順に、0.31 MPa, 0.21 MPa, 0.19 MPa, 0.13 MPaであり、隙間が大きくなるにつれて座屈強度の低下が明らかとなった。また、その大きさは最大と最小で2倍以上の差が生じることが確認できた。

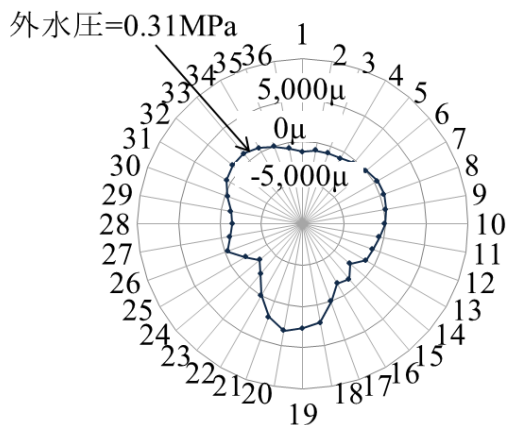


Fig. 5-8 管内ひずみ量分布  
(Case5-1, 最大引張ひずみ : 3,112 $\mu$ )

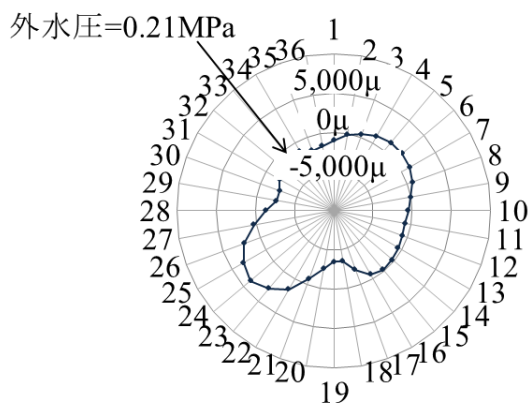
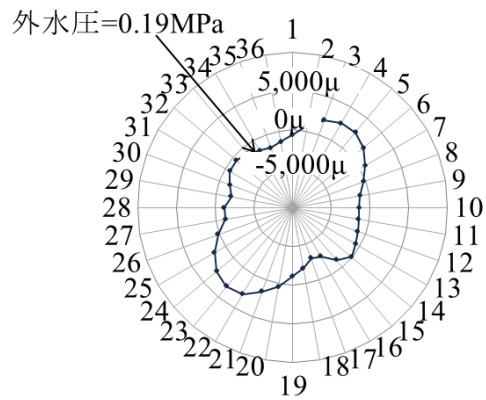
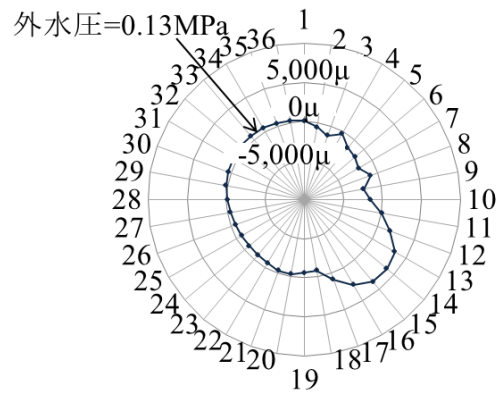


Fig. 5-9 管内ひずみ量分布  
(Case5-2, 最大引張ひずみ : 3,861 $\mu$ )

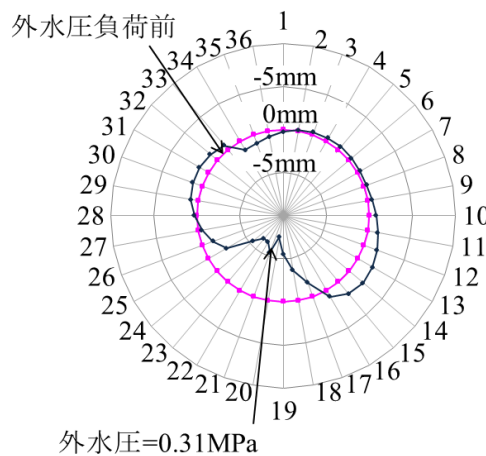




**Fig. 5-10** 管内ひずみ量分布  
(Case5-3, 最大引張ひずみ : 3,242 $\mu$ )



**Fig. 5-11** 管内ひずみ量分布  
(Case5-4, 最大引張ひずみ : 3,805 $\mu$ )



**Fig. 5-12** 内径変形量分布 (Case5-1)

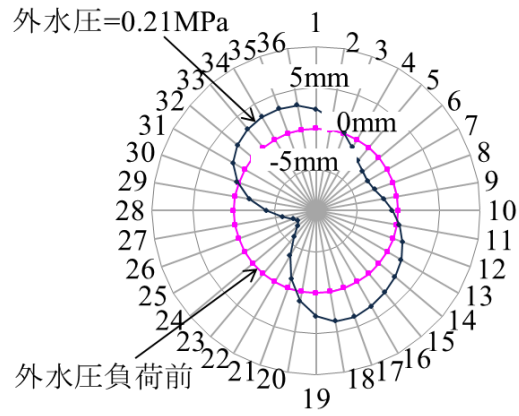


Fig. 5-13 内径变形量分布 (Case5-2)

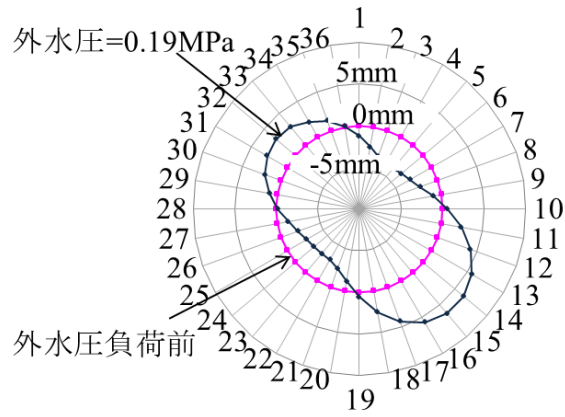


Fig. 5-14 内径变形量分布 (Case5-3)

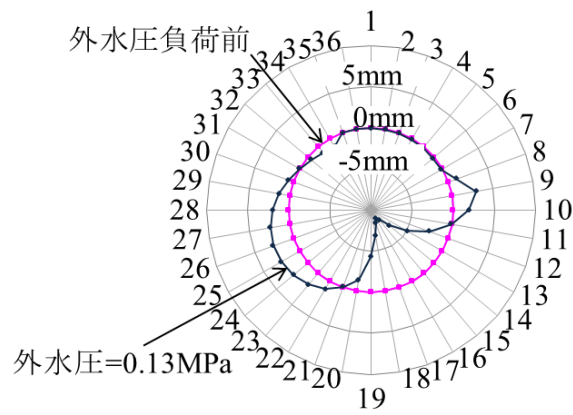
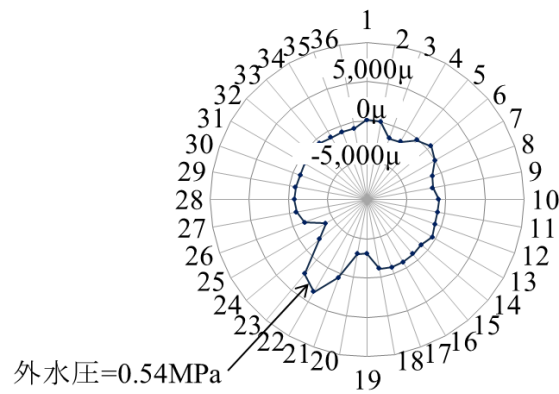


Fig. 5-15 内径变形量分布 (Case5-4)

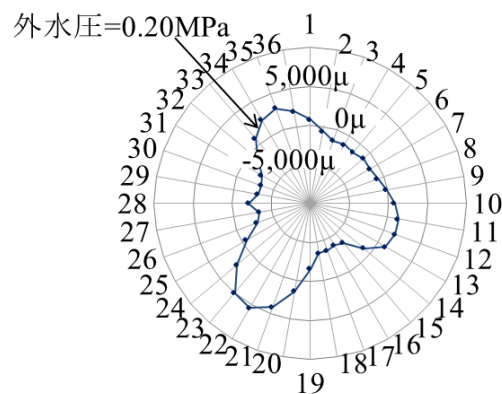
**Table 5-4** 座屈試験結果 (Case5-1～5-4)

Case	隙間(mm)	座屈強度(MPa)
5-1	0.40	0.31
5-2	1.00	0.21
5-3	1.50	0.23
5-4	3.00	0.13

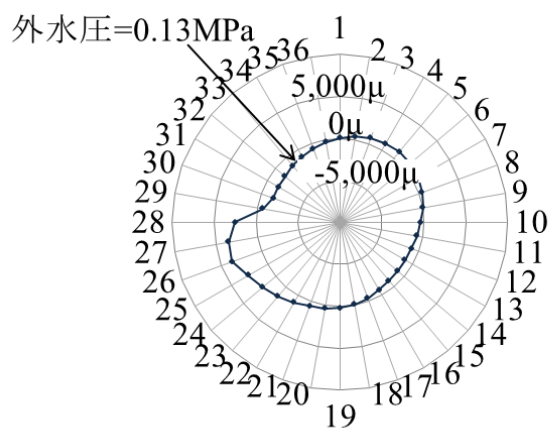
Case5-5～5-8 の更生管内面に発生した円周方向ひずみ量分布図を **Fig. 5-16～5-19** に，座屈時における内径変形量分布図を **Fig. 5-20～5-23** に示す．また，座屈試験結果を **Table 5-5** に示す．試験から得られた座屈強度は隙間が小さい方から順に，0.54 MPa，0.20 MPa，0.13 MPa，0.13 MPa であり，隙間が大きくなるにつれて座屈強度の低下が明らかとなった．その大きさは最大と最小で 4 倍程度の差が生じることが確認できた．



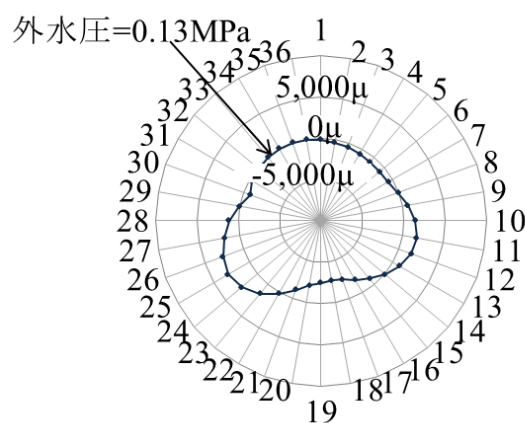
**Fig. 5-16** 管内ひずみ量分布  
(Case5-5, 最大引張ひずみ : 3,588 $\mu$ )



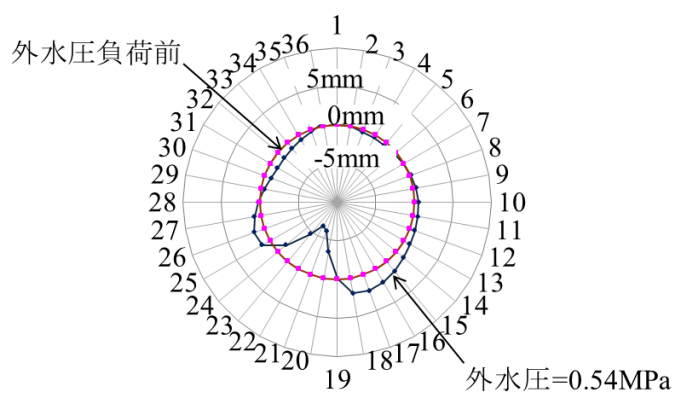
**Fig. 5-17** 管内ひずみ量分布  
(Case5-6, 最大引張ひずみ : 5,487 $\mu$ )



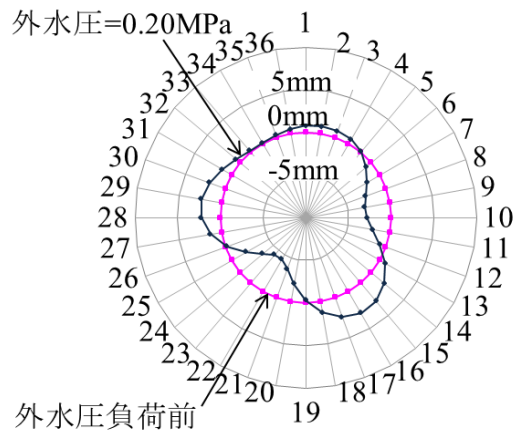
**Fig. 5-18** 管内ひずみ量分布  
(Case5-7, 最大引張ひずみ : 3,700 $\mu$ )



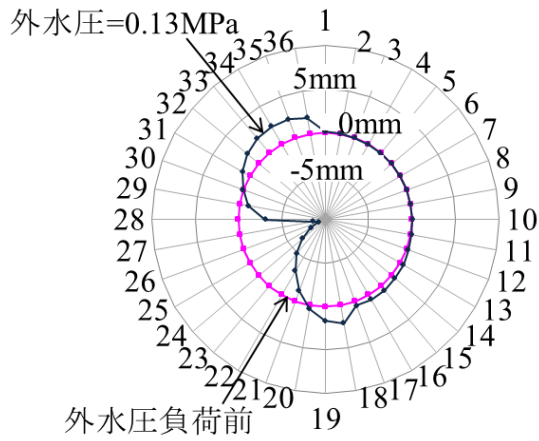
**Fig. 5-19** 管内ひずみ量分布  
(Case5-8, 最大引張ひずみ : 2,986 $\mu$ )



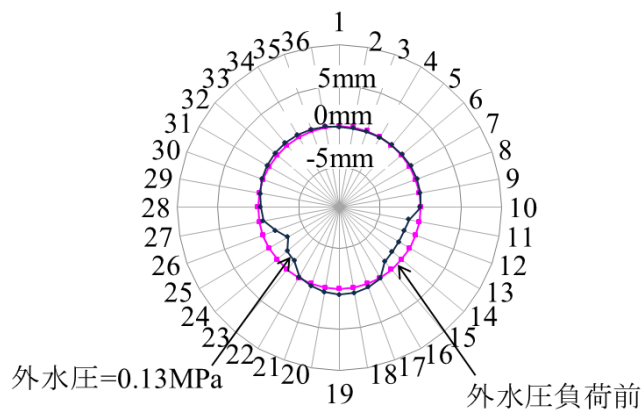
**Fig. 5-20** 内径変形量分布 (Case5-5)



**Fig. 5-21** 内径变形量分布 (Case5-6)



**Fig. 5-22** 内径变形量分布 (Case5-7)



**Fig. 5-23** 内径变形量分布 (Case5-8)

**Table 5-5** 座屈試験結果 (Case5-5～5-8)

Case	隙間(mm)	座屈強度(MPa)
5-5	0.15	0.54
5-6	1.00	0.20
5-7	2.00	0.13
5-8	3.00	0.13

## 5.6 座屈強度の推定

パイプラインにおける拘束座屈の設計は現行の土地改良事業計画設計基準及び運用・解説 設計「水路トンネル」(以下、農水設計基準)において、既設トンネルで変形が拘束された状態の挿入管の限界座屈強度の推定式が示されている。ここでは、Amstutzが提案した(5-1)式(拘束座屈条件)とチモシェンコ(5-2)式(自由座屈条件)により更生管外面の隙間と座屈強度の関係を整理して **Fig. 5-24** 及び **5-25** に示す。

$$P_k = \frac{\sigma_N}{\frac{R}{t} \left( 1 + 0.35 \cdot \frac{R}{t} \cdot \frac{\sigma_F^* - \sigma_N}{E_c^*} \right)} \quad (5-1)$$

ここで、 $P_k$  : Amstutz 算定式による座屈強度 ( $\text{MN/m}^2$ )、 $R$  : 管厚中心半径 (m)、 $t$  : 管厚 (m)、 $E_c^* = E_c / (1 - \nu^2)$ 、 $E_c$  : 管の圧縮弾性係数 ( $\text{MN/m}^2$ )、 $\nu$  : 管のポアソン比、

$$\sigma_F^* = \mu \cdot \frac{\sigma_F}{\sqrt{1 - \nu + \nu^2}}, \quad \mu = 1.5 - 0.5 \cdot \frac{1}{\left( 1 + 0.002 \cdot \left( \frac{E_c}{\sigma_F} \right)^2 \right)},$$

$\sigma_F$  : 管の圧縮強度 ( $\text{MN/m}^2$ )、 $\sigma_N$  : 管に発生する直応力度 ( $\text{MN/m}^2$ ) (次式により試算して求める。)

$$\left( \frac{K_0}{R} + \frac{\sigma_N}{E_c^*} \right) \left( \frac{E_c^*}{E_b^*} + 12 \cdot \frac{R^2}{t^2} \cdot \frac{\sigma_N}{E_b^*} \right)^{1.5} = 3.36 \cdot \frac{R}{t} \cdot \frac{\sigma_F^* - \sigma_N}{E_b^*} \cdot \left( 1 - \frac{1}{2} \cdot \frac{R}{t} \cdot \frac{\sigma_F^* - \sigma_N}{E_b^*} \right)$$

$K_0$  : 管と中込材の空隙 (m)、 $E_b^* = E_b / (1 - \nu^2)$ 、 $E_b$  : 管の曲げ弾性係数 ( $\text{MN/m}^2$ )

$$P_k = \frac{2E}{1 - \nu^2} \cdot \left( \frac{t}{D} \right)^3 \quad (5-2)$$

ここで  $P_k$  : チモシェンコ算定式による座屈強度 ( $\text{MN/m}^2$ )、 $D$  : 管内径 (m)、 $t$  : 管厚 (m)、 $\nu$  : ポアソン比、 $E$  : 管の曲げ弾性係数 ( $\text{MN/m}^2$ ) である。

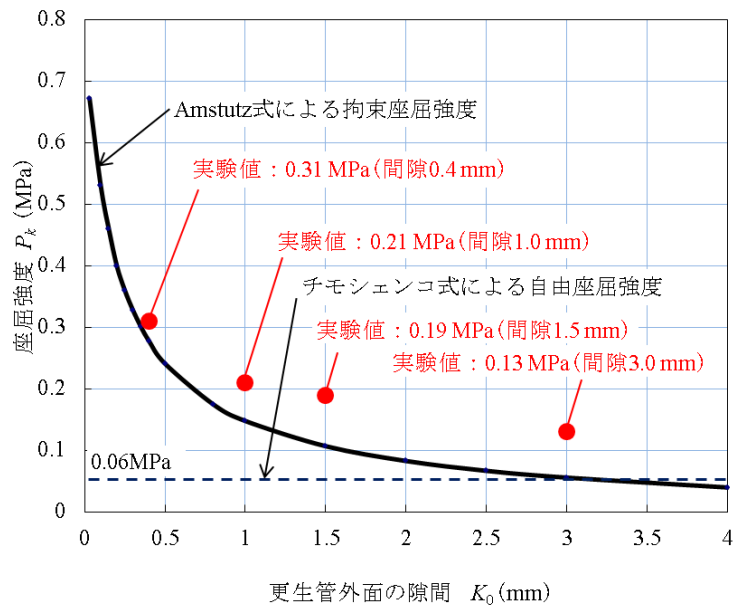


Fig. 5-24 更生管外面の隙間と座屈強度の関係（単独管）

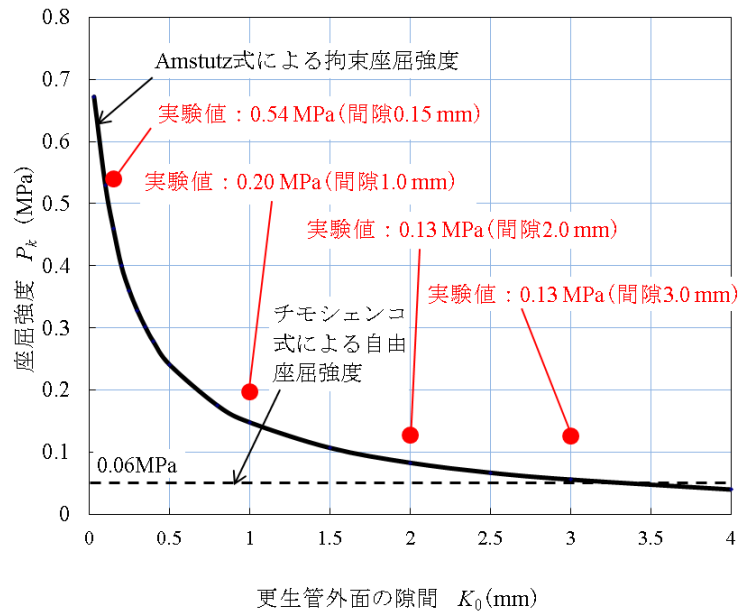


Fig. 5-25 更生管外面の隙間と座屈強度の関係（複合管）

一般に，農業用水路において，小口径管のパイプラインの更生では技術確立が為されておらず，現状は更新という選択肢が主流となっている．しかしながら，年月の経過により地上に構造物が築造された場合等は更生工法を採用せざるを得ないことから，直線的な線形部分を中心に採用検討が活発化している．こうした背景の中で，軽量で施工技術が確立されているプラスチック系の比較的薄肉の管材を使用した管渠更生工法が採用されつつある．一般に更生後は，土圧と外水圧に対して十分な安全性を有していることが必須であるが，パイプラインのひび割れや変形が許容範囲内であれば土圧による構造的な安定性は更生前にも確保でき

ていると考えられる。一方で外水圧に対しては、管厚が薄い更生管は土被りが大きく、外水位が高い条件下では座屈破壊の危険性が高く、老朽化の進んだパイプラインの水密性を改善することが極めて重要な項目となる。その理由として、座屈強度は更生管の剛性及び外面の隙間に大きく影響を受ける。単独管の場合、既設パイプラインの屈曲部では更生管の内側に隙間が生じる。また、継手部に継目の開きや段差がある場合やパイプライン自体の劣化や摩耗により凹凸が存在する場合はその大きさに応じて隙間が生じる。更には熱による拡張タイプの施工では冷却後、材料その物が収縮し、隙間を生じさせる。複合管の場合、既設パイプラインと更生管の隙間に中込材を注入するものであるが、空隙がない完全な充填を目指す場合は注入圧力を高くする必要がある。しかしながら、更生管はリブ構造ではあるものの、剛性の低い素材であり、大きな注入圧力を負荷すれば施工時の段階で変形や座屈破壊をしてしまう可能性がある。逆に圧力を全く掛けないと更生管上部に隙間や部分的な空隙が残り、施工後の外水圧が直接更生管の一部に作用することによって、設計値以下で座屈破壊する。

今回の試験結果より、単独管ならびに複合管とも隙間が大きくなるにつれて座屈強度の低下が明らかとなり、両者とも類似の急激な座屈強度の低下傾向を示すことが確認された。更生管外面の隙間が更生管内径の2%になると、座屈強度は0.13 MPaとなり、通常的设计で使用される隙間を用いた Amstutz (5-1) 式による拘束座屈算定結果と比較して、約 1/5 倍の非常に小さな値となった。従って、設計時点では正確な埋設条件や既設パイプラインのカメラ調査データ等を把握し、安全設計を行う必要がある。言い換えれば隙間の大きさを考慮した拘束座屈設計或いは諸条件が不明な場合は自由座屈による設計を行う必要がある。特に、更生管の内径に対して2%以上の隙間が予測される場合はチモシェンコ (5-2) 式による自由座屈算定が望ましい。



## 5.7 まとめ

本検討では更生管外面の隙間に着目して座屈強度の大きさを明らかにした。また、模型実験結果と既往の理論式から求まる座屈強度を比較検証した。本検討から以下のことが明らかとなった。

1. 単独管ならびに複合管ともに、更生管外面の隙間が更生管内径の 2% に近づくと従い、チモシェンコ (5-2) 式による自由座屈算定結果に漸近することが明らかとなった。
2. 更生管外面の隙間が更生管内径の 2% になると、座屈強度は 0.13 MPa となり、通常の設計で使用される隙間を用いた Amstutz (5-1) 式による拘束座屈算定結果と比較して、約 1/5 倍の非常に小さな値となり、隙間の大きさが更生管の座屈強度に与える影響が非常に大きいことが明らかとなった。
3. 一般に、更生工法の場合は Amstutz による拘束座屈設計が主流であるが、更生管外面に発生する隙間の大きさが予測できない場合や更生管内径に対して 2% 以上の隙間が予測される場合はチモシェンコ (5-2) 式による自由座屈算定が望ましい。

## 第 6 章 結論

社会基盤施設の老朽化によって、当初設計時の期待された機能を発揮できないことで重大な事故や障害に至る事例が増加しており、トンネルやパイプラインに内挿されたパイプが、外水圧の作用で座屈破壊した事例では、水利システム全体が機能しなくなるなどの重大な事態に至っている。一般的に既設のトンネルやパイプラインに挿入される更生管は、中込材の注入によって既設施設内での安定性を確保するが、中込材の効果やその要求性能は、十分に解明されていないのが現状である。

以上のことを踏まえ、本研究では、比較的大断面で適用事例が多い馬蹄形管に着目し、埋設下での挙動について土槽試験と FEM 解析により明らかにした。また、円形更生管及び馬蹄形更生管の座屈挙動ならびに座屈強度を模型試験により確認し、既往の理論式と対比した。併せて、事故事例のある中込材の充填率に着目した模型試験を実施し、空隙率と座屈強度の関係を整理した。一方、小口径で採用が拡大しつつある管渠更生工法については施工時に発生する更生管外面の隙間に着目し、上記同様に模型試験を行い、既往の理論式から求まる座屈強度との比較検証を行った。

以下に本研究の各章で得られた結論を示すと同時に、再度これらの要約をまとめ、今後の課題と期待を述べて本論文の結論とする。

第 2 章では、埋設下における馬蹄形管の挙動について、模型土槽試験と FEM 解析により確認を行った。その結果、馬蹄形管の特徴的な挙動を確認し、本検討から以下のことが明らかとなった。

- ① 試験結果から馬蹄形の場合は負圧荷重を受けると、インバート中央部という決まった位置で座屈していることが確認できた。また、試験結果では荷重を与えない場合が最も座屈しやすく、荷重が上昇するとともに座屈し難くなる傾向を確認した。
- ② 模型土槽試験装置により馬蹄形管の上部に土圧を荷重させた場合、円形管と比較して鉛直たわみ量が大きくなることを確認した。またコーナー R 部に応力が集中する現象も確認できた。また、本試験の解析を行った結果、荷重とたわみ量の関係において試験結果と解析結果が同様の曲線を描いており、FEM 解析の有効性が示された。
- ③ 埋設下において土圧が作用している状態で馬蹄形管に負圧が作用した場合、試験結果及び解析結果ともインバート部が急激に管内面方向に移動する現象が確認できた。また、試験結果と解析結果の比較では、インバート部における座屈時のひずみ状態及び荷重とたわみ量の関係は同様の傾向を示すことが確認され、外水圧に対する検討において解析の適用の可能性が示

された。一方で、座屈圧力に関して試験結果と解析結果を比較すると、40kPaと110kPaと大きな差異が確認されたため、今後、追加の検証が必要である。

第3章では、円形更生管の自由座屈形態ならびに拘束座屈形態の2種類に関する更生管の座屈挙動を確認した。また、馬蹄形更生管の座屈強度を明らかにした。

- ① 自由座屈における円形管は二次モードで破壊し、座屈破壊は任意の位置で発生する。座屈破壊は線対称を基本として、変形遷移と符合した特徴的な挙動が確認できた。その座屈強度は管の曲げ剛性に比例する。また、現行の設計基準で採用されているチモシェンコによる算定式の計算結果と精度良く一致することが分かった。
- ② 自由座屈において2R馬蹄形と3R馬蹄形を比較すると、インバート部の曲率による座屈強度の明確な差異は確認できなかった。また、馬蹄形管の座屈破壊はインバート中央部を起点として発生し、同じ厚み、同材質である円形管計算値の座屈強度と比較して22%~35%大きくなる結果となった。
- ③ 拘束座屈において、円形管の試験結果とAmstutzの拘束座屈式による計算値を比較すると、11~35%の相違が認められた。結果としては計算値の方の値が小さく、安全側の結果となった。よって、既製管挿入工法等で施工される更生管の周囲に中込材を打設する場合には、条件に不整がなければ、円形管の座屈強度はAmstutzによる算定式を用いた計算結果で問題がないと考えられる。
- ④ 拘束座屈において、円形管の座屈強度は周辺地盤の密度や中込材の圧縮強度、すなわち剛性と強度を変えた条件においても差異は見られなかったが、共通して円周断面の一部が突発的に破壊していることが確認できた。
- ⑤ 拘束座屈において、馬蹄形管の座屈破壊はインバート中央部を起点として発生することが分かった。その座屈強度はAmstutzによる算定式中の管厚中心半径にインバート部の曲率半径を用いることで推定を行う手法であり、その適用の可能性が示唆された。

第4章では、中込材の充填不良時における拘束状態とした更生管の挙動を解明した。これらの検討結果から、外水圧を受けるパイプラインなどの地中構造物に内挿される更生管の限界座屈強度推定手法を提案した。

- ① 既製管挿入工法等で最も多く採用される更生管の周囲に中込材を打設する工法に関して、更生管は空隙がなければ全ての外周に対して均等な拘束状態となり、その座屈強度は現行の設計基準に記載されているAmstutzによる算定式で求まる計算値より13%高い数値となった。
- ② 空隙が存在する場合、いずれも空隙部では更生管の内面方向に変形する傾向があり、空隙率が大きくなるに従い座屈強度の低下が確認された。言い換えれば、中込材が充填されている個所が先に座屈破壊を引き起こすこと

はないと考えられる。

- ③ 中込材に関して更生管上部に 25%の空隙が存在するとした場合，Amstutz による算定式で求まる計算値と比較すると，1/2 以下の座屈強度となった。また，空隙率が 42%となると，チモシェンコ式による自由座屈計算結果と一致することが明らかとなり，更生管上部における中込材の充填率は非常に重要であることが分かった。
- ④ 既設管外側から湧水等の浸入が想定される場合は，中込材の外周面に外水の遮断処置を施す，或いは比重が 1.0 以上で，水中不分離性を有する中込材を選定する等の対策が非常に重要である。

第 5 章では，管渠更生工法における更生管の外水圧座屈強度に関する模型試験を行い，単独管の場合は既設管と更生管の間に生じる隙間，複合管構造の場合は中込材と更生管に生じる隙間の大きさの違いによる更生管の座屈強度を整理し，隙間の影響をまとめた。

- ① 単独管ならびに複合管ともに，更生管外面の隙間が更生管内径の 2%に近づくに従い，チモシェンコ式による自由座屈算定結果に漸近することが明らかとなった。
- ② 更生管外面の隙間が更生管内径の 2%になると，座屈強度は通常の設計で使用される隙間を用いた Amstutz 式による拘束座屈算定結果と比較して，約 1/5 倍の非常に小さな値となり，隙間の大きさが更生管の座屈強度に与える影響が非常に大きいことが明らかとなった。
- ③ 一般に，更生工法の場合は Amstutz による拘束座屈設計が主流であるが，更生管外面に発生する隙間の大きさが予測できない場合や更生管内径に対して 2%以上の隙間が予測される場合はチモシェンコ式による自由座屈算定が望ましい。
- ④ 設計時点では正確な土被りや地下水位といった埋設条件や既設パイプラインのカメラ調査データ等を把握し，既設管内面の凹凸状態や線形等を確認することで，確実な座屈に対する安全設計を行う必要がある。

以上の各章で得られた結論をとりまとめて要約すると次のようになる。

◆本研究では、老朽化した既設管とその内部に挿入する更生管外周面との隙間、中込材の強度や空隙の発生とその規模が更生管の安全性、すなわち外水圧作用時の座屈強度に及ぼす影響を明らかにするために、縮小モデルを用いた模型実験を実施した。実験的に更生管が座屈に至るメカニズムを解明するとともに、実用的な座屈強度推定式の提示と検証を実施した。

◆特殊な形状である馬蹄形管を用いた更生管については、その変形と周辺地盤の応力場に着目し、模型実験と弾塑性有限要素法による数値解析によって馬蹄形管が破壊に至るメカニズムを明らかにした。すなわち、馬蹄形管は外荷重が作用すると側壁全体が圧縮変形することによって荷重を分担するため、管全体の水平方向への変形量は極めて小さくなる。さらに、側壁下端部とインバートが接続するコーナー部には大きなひずみが発生するとともに、地盤反力もこの曲点部に集中する。すなわち、馬蹄形管のクラウン部と側壁部は安定した応力状態を維持するものの、インバート部は両端のコーナー部からの圧縮が増大するとともに、下部地盤から上方への反力が増加する圧縮と曲げの複合応力状態が顕著になり座屈破壊に至る。このような応力状態で管外周面から外水圧が作用した場合は、管全体が内空へ縮小するモードが発生し、わずかな応力分布の偏差によって容易に座屈破壊することを示した。更生管の座屈強度に関する推定は、外水圧作用の影響を適切に評価することが最も重要であり、そのことが示唆された。

◆既設管内に挿入された円形更生管の外水圧に対する座屈強度については、縮小モデルによる模型実験を実施して破壊に至る挙動を明らかにした。4種類の材質と剛性を有する更生管の自由座屈実験によって管の曲げ剛性（EI 値）と座屈強度は線形的な関係にあり、提示した推定式によって高い精度で予測できること、また、任意の個所から突発的な破壊が発生することを明らかにした。加えて、円形更生管の周囲に中込材を打設したモデルの拘束座屈実験では、管全体が均等に圧縮する初期状況から、水圧の増大によって極めて狭い範囲に引張のひずみが生じて、突発的に破壊に至るメカニズムを明らかにした。そのひずみの集中領域は高々中心角 20 度の範囲であり、座屈箇所は管などの初期不整の影響に起因するため特定することはできない。馬蹄形管については、外水圧負荷によってインバート中央部に限定して引張ひずみが急激に増大しはじめ、究極的にはインバート中央部が内空へ突発的に変形し、破壊に至ることが明らかとなった。この座屈強度は、インバートの曲率半径を基に予測することができ、馬蹄形更生管の完全拘束条件における座屈強度推定式を提示した。

◆既設管と更生管の隙間に充填される中込材の影響については、中込材充填不良などの空隙が増大することによって強度低下するメカニズムを解明し、座屈強度は連続する空隙の大きさと線形関係にあり、その座屈強度推定式を示した。更生管外周面に 25%の空隙が生じた場合には座屈強度は 1/2 まで低下することが分かった。更生管外周面に生じる薄層隙間の影響については中込材充填の有無に関わらず、更生管直径のわずか 2%相当の隙間が生じた場合、座屈強度は 1/5 まで低

下することが明らかとなり，その薄層隙間厚さを変数として，拘束状態における座屈強度の推定式を示した．

◆本研究の成果として，老朽化の進んだ既設管内に新管を挿入する場合，その更生管の外水圧に対する安全性は，更生管の座屈強度に支配され，中込材に発生する連続した空隙や更生管外周面に生じる薄層隙間の大きさを指標とすることによって，実務的なレベルでその座屈強度を予測できることを示した．提示した座屈強度推定式は馬蹄形状の更生管にも適用可能で，トンネルなどの地中構造物に頻発する裏込め空洞の影響予測にも応用することができる．

以上の本研究で得られた結論を踏まえ，今後の課題と期待を以下に述べる．

### 今後の課題と期待

本研究を通して，現行の設計基準で記載されている理論式による座屈強度の妥当性が確認できた．一方で，中込材の充填率の影響や更生管外面の隙間の大きさの違いによる座屈強度の低下も明らかとなった．これらの結果はあくまで実際に施工される断面の縮小モデルによる模型試験の結果によるものであり，数値解析等を含めた幅広い検討には至っていない．今後の課題としては数値解析による検証，さらには地盤密度や中込材強度の違いによる影響を確認するための追加評価等を行って，得られた知見の精度向上が必要であると考えられる．

本文にも記載したが，更生管が座屈破壊するとその復旧に莫大な費用と工期が必要となるため，今後益々，採用が増加傾向にある更生工法を安全に施工するためにも，設計時点や施工前に十分な施工環境の確認と必要に応じた事前対策を行うことが重要である．

最後に本研究の成果が管更生分野において，安全に施工するための知見として活用されること，さらには更生管の座屈問題に関する研究が発展することを期待する．

## 謝辞

本研究では多くのご指導とご協力を賜りました。ここに深く感謝の意を表します。計画段階からご指導をいただき、茨城大学での研究スタートの端緒を開いていただきました中石克也名誉教授，本論文を整理，まとめるにあたり，終始ご指導ならびにご鞭撻を賜りました茨城大学農学部教授の毛利栄征先生，株式会社地盤構造解析研究所（元東京大学名誉教授）の田中忠次先生，国立研究開発法人農業・食品産業技術総合研究機構の有吉充博士，東京農工大学大学院農学研究院教授の向後雄二先生，ならびに茨城大学農学部教授の木下嗣基先生に心より感謝申し上げます。皆様には，本研究を始めるきっかけを与えていただき，論文の内容に関しましても親身なご指導やご助言をいただきました。特に，本論文の主内容となっております模型試験装置の構造，試験方法や論文の表現方法等，多岐に亘りご指導を賜りました。学位論文の審査にあたっては東京農工大学農学研究院農業環境工学専攻・地域生態システム学科教授の斎藤広隆先生ならびに宇都宮大学農学部農業環境工学科（生産環境工学）農学研究科農業環境工学専攻准教授の大澤和敏先生に快く審査を引き受けていただき，また貴重なご指導とご助言をいただきました。衷心より感謝申し上げます。

本研究はパイプラインやトンネルに適用される更生工法において，更生管の座屈強度を評価したものであります。本工法はストックマネジメントの考え方が導入された現在では多くの採用が計画されており，農業水利施設の維持管理に大きく寄与する期待があります。一方で，設計条件と施工品質の差異により，設計値以下の外水圧で更生管が座屈する可能性を示唆しました。本研究を通じて，一部の基本となる現象や挙動を解明する成果は得られたと考えておりますが，目標に到達するためには更なるデータの蓄積と数値解析等の検証が必要であり，今後も研究に取り組んでいく所存です。

本論文は茨城大学農学部，国立研究開発法人農業・食品産業技術総合研究機構 農村工学研究部門及び株式会社栗本鐵工所化成品事業部との共同研究成果であり，到底，私一人では成し得たものではなく，多くの方々からご指導とご協力をいただきました。研究の遂行にあたっては，株式会社栗本鐵工所化成品事業部技術開発部の皆様には種々の場面でご支援とご協力をいただきました。

最後に，終始暖かい目で見守ってくれた家族に感謝の意を表する次第です。

## 引用文献リスト

### 1. 引用文献

- [1]農林水産省（参照2019.10.25）：農業水利施設におけるストックマネジメントの取組について，（オンライン），入手先  
<<http://www.maff.go.jp/j/nousin/mizu/sutomane/attach/pdf/index-42.pdf>>.
- [2]谷村大三郎，西尾誠高，深井直光，今田 徹，堀井秀之（2000）：導水路トンネルの内巻鋼管の変形に関する検討－水戸トンネルの事例－，トンネル工学研究論文・報告集，**10**，245-250.
- [3]農林水産省農村振興局整備部設計課（2015）：土地改良事業計画設計基準及び運用・解説 設計「水路トンネル」，農業農村工学会，339-345,539-571.
- [4]日本管路更生工法品質確保協会（2007）：管路更生の設計手法入門 第1回「更生工法の入門」
- [5]農林水産省農村振興局（2008）（参照2019.7.25）：農業水利施設の機能保全の手引き－パイプライン編－の策定について，（オンライン），入手先  
<[http://www.maff.go.jp/j/council/seisaku/nousin/gizyutu/h20\\_1/pdf/data04-1.pdf](http://www.maff.go.jp/j/council/seisaku/nousin/gizyutu/h20_1/pdf/data04-1.pdf)>.
- [6]日本管路更生工法品質確保協会（参照2019.11.3）：管渠更生工法年度別・累計施工実績，（オンライン），入手先<<http://hinkakukyo.jp/results/index.html>>.
- [7]日本管路更生工法品質確保協会（2007）：管路更生の設計手法入門 第4回「二層構造管の考え方」
- [8]日本下水道協会（2013）：下水道内挿用強化プラスチック複合管 JSWAS K-16 27-31.
- [9]水門鉄管協会（2013）：水門鉄管技術基準，66-81，94-95.
- [10]藤田博愛（1961）：大口径鋼管の設計上の問題点とその合理的管厚算定法について（I），水道協会雑誌，第318号
- [11]碓 昌也，毛利栄征，田中忠次，宮崎 徹，吉原正博，岡氏敏樹（2004）：パイプ・イン・トンネルの限界状態予測－馬蹄形パイプの座屈試験－，農業土木学会講演要旨集，260-261.



- [12]井上孝治, 毛利栄征, 田中忠次, 宮崎 徹, 吉原正博 (2004) : パイプ・イン・トンネルの限界状態予測－馬蹄形パイプの座屈挙動解析－, 農業土木学会講演要旨集, 428-429.
- [13]長島 敬 (1968) : 外水圧を受ける埋設鉄管の設計ならびに外水圧軽減に関する理論的・実験的研究, 土木学会論文集第 157 号
- [14]老朽化した埋設カルバートの復旧に関する研究委員会 (2013) : 既設および更生した管きよの力学挙動と設計に関する技術資料 (案), 地盤工学会, 135-153.
- [15]王 劍宏, 小泉 淳, 中野雅章, 杉山仁實, 田中 弘 (2017) : 充填式導水管路における内挿管の座屈に関する試験的な研究, 土木学会論文集 F1 (トンネル工学), 73(2), 59-70.
- [16]相馬第二地区トンネル変形調査検討委員会 (2006) : 新農業水利システム保全整備事業相馬第二地区 第 1 号トンネル変形に関する調査検討 報告書, 7-9.
- [17]井上裕司, 東田淳, 吉村洋, 白井久順, 大杉朗隆 (2005) : 更生下水道管 (二層構造管) のバックリング挙動と設計法, 第 50 回地盤工学シンポジウム, 271-278.
- [18]東田 淳, 井上裕司, 吉村 洋, 水窪俊博 (2015) : 更生管の変形拘束外水圧バックリング式における隙間  $k_0$  の感度分析, 土木学会第 69 回年次学術講演会, 653-654.
- [19]Amstutz,E.(1970):Buckling of pressure-shaft and tunnel linings, *International Water Power and Dam Construction*,22,391-399.
- [20]チモシェンコ (1954) : 挫屈理論, 仲 威雄, 濤川馨一, 久田俊彦 訳, コロナ社, 138-155.
- [21]井上孝治, 碓 昌也, 毛利栄征, 田中忠次 (2004) : 埋設下における馬蹄形管の挙動解析, クリモト技報 No.51 号 26-33
- [22]日本管路更生工法品質確保協会 (2008) : 管路更生の設計手法「内圧管の設計手法」
- [23]東田 淳 (2001) : 弾性論による地中埋設管のバックリング挙動の検討, 土と基礎, 地盤工学会誌, 19-22.

- [24]I.D.Moore(1989) : Elastic Buckling of Buried Flexible Tubes— A Review of Theory and Experiment, ASCE, *Journal of Geotechnical Engineering*, Vol.115, No3, 340-359.
- [25]S.Kyriakides, S.-K.Youn (1984) : On the collapse of circular confined rings under external pressure, *International Journal of Solids and Structures*, Volume 20, Issue 7, 699-713
- [26]Bolton,M.D. (1987) : The Strength and Dilatancy of Sands, *Geotechnique* 36(1), 65-78
- [27]田中忠次 (1992) : 有限要素法による変形・安定解析(主として砂質土を対象として), わかりやすい土質力学原論(第1回改訂版), 社団法人地盤工学会, 109-154
- [28]龍岡文夫, Mohammed S. A. Siddiquee, Choon-Sik Park, 坂本 信, 安部文洋 (1993) : MODELLING STRESS-STRAIN RELATIONS OF SAND, 土質工学会論文報告集, 33 卷 2 号, 60-81
- [29] 土木学会 (2016) : トンネル標準示方書[共通編]・同解説/[シールド工法編]・同解説
- [30]碓 昌也, 毛利栄征, 宮崎 徹, 吉原正博, 岡氏敏樹 (2003) : 老朽トンネルの改修を伴うパイプ・イン・トンネル工法に関する検討, 農業土木学会講演要旨集, 564-565.
- [31]碓 昌也, 間宮 聡, 毛利栄征, 有吉 充, 吉原正博 (2015) : 外水圧が作用する更生管の安全性検証, 農業農村工学会講演要旨集, 790-791.
- [32]パルテム技術協会 (2018) : パイプラインの更生工法 ホースライニング工法 技術資料 ー農業用水編ー, 44.
- [33] 土の強さと地盤の破壊入門編集委員会(1991):土の強さと地盤の破壊入門(入門シリーズ), 土質工学会
- [34] 土木学会 応用力学委員会 計算力学小委員会 (2008) : いまさら聞けない計算力学の常識, 丸善