

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	コア切込み法による プレストレス推定に関する研究
Title(English)	Study on Estimation Method of Prestress by the Incision-Core-Method
著者(和文)	渡瀬博
Author(English)	Hiroshi Watase
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:甲第10163号, 授与年月日:2016年3月26日, 学位の種別:課程博士, 審査員:大即 信明,松川 圭輔,岩波 光保,日野出 洋文,高橋 邦夫
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:甲第10163号, Conferred date:2016/3/26, Degree Type:Course doctor, Examiner:,,,,,
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

博 士 論 文

コア切込み法による
プレストレス推定に関する研究

2016年2月

理工学研究科 国際開発工学 大即研究室

渡瀬 博

第1章 序論	1
1.1 研究背景	1
1.2 プレストレス推定に関する文献調査	8
1.2.1 コア応力解放法	
1.2.2 フラットジャッキ法	
1.2.3 鉄筋解放ひずみ法	
1.2.4 スリット法	
1.2.5 ひび割れ開閉による応力推定	
1.2.6 既往の研究における課題の整理	
1.3 収縮に起因する内部拘束力を考慮したコア貫通方式による応力解放法	16
1.3.1 推定手法の概要	
1.3.2 コア貫通方式の課題	
1.4 研究目的および論文構成	18
1.4.1 研究の目的	
1.4.2 論文の構成	
第2章 コア切込み方式の開発	22
2.1 当初提案したコア貫通式による収縮要因を考慮した1方向PC構造の応力推定手法	22
2.1.1 基本事項	
2.1.2 測定方法および手順	
2.1.3 応力解放時のひずみによる有効応力の推定	
2.1.4 まとめ	
2.2 コア切込み方式の開発	42
2.2.1 コア貫通方式の課題と改良手法の概要	
2.2.2 切込み深さに対する解析的検討	
2.2.3 供試体による検証実験	
2.2.4 撤去桁を用いた検証実験	
2.3 削孔機材に関する検討	59
2.4 2章の結論	64
第3章 1方向PC構造のプレストレス推定に関する検討	65
3.1 概要	65
3.2 応力推定の各変数に関する検討	66
3.2.1 応力推定における各変数の感度分析	
3.2.2 コンクリートのヤング係数に関する検討	

3.2.4 部材間拘束に関する検討	
3.3 塩害劣化した PC 梁供試体を用いた応力推定	97
3.3.1 海水暴露供試体の諸元	
3.3.2 実験方法	
3.3.3 実験結果	
3.4 3章の結論	110
第4章 2方向 PC 構造への適用に関する検討	111
4.1 概要	111
4.1.1 2方向 PC 部材について	
4.1.2 2方向 PC 部材への適用方法	
4.2 2方向 PC 部材の応力手法の提案	113
4.2.1 2点計測による推定手法 (A 法)	
4.2.2 1方向プレストレスが既知の場合における推定方法 (B 法)	
4.3 2方向 PC 部材を用いた実験的検証	121
4.3.1 2方向 PC 版供試体	
4.3.2 2方向応力推定法の検証	
4.4 4章の結論	130
第5章 既設構造物に対する適用性の検証	131
5.1 塩害劣化したポストテンション方式 PCT 橋の残存プレストレス調査	131
5.2 既設栈橋床版における 2 方向 PC の応力推定 (葛葉栈橋床版)	142
5.3 5章の結論	148
第6章 結論	149
謝辞	152

第1章 序論

1.1 研究の背景

(1) プレストレストコンクリートについて

構造の概念を図1.1.1に示すが、鉄筋コンクリート（RCと略す）は、コンクリートの引張力に弱いという欠点を補うため内部に鉄筋を埋め込むことで補強された構造である。これに対しプレストレストコンクリート（PCと略す）構造は、圧縮に強いコンクリートの利点を活かし予め圧縮力を作用させることで、荷重による引張力に抵抗する構造で、断面の応力分布は図1.1.2のようになる²⁾。PC構造はRC構造に比べ断面性能に優れ、①スリム化による構造物の軽量化、②スパンの長大化、③ひび割れ制御の容易さとこれに伴う④耐久性の向上、といった多くの利点を有する。よって、長大橋をはじめとして、栈橋床版等の港湾構造物、格納容器、建築の梁部材等に幅広く活用され発展を遂げている。

圧縮力の導入方法としては、一般的に鉄筋の約3～5倍の降伏点強度を有する高強度鋼材に引張力を与え、コンクリートに反力として定着する。鋼材の定着方式としては2種類あり、コンクリートの打設前に鋼材を緊張し、付着力により定着するプレテンション方式と、コンクリートの打設後にあらかじめ埋め込まれたシース管に鋼材を挿入し、鋼材を緊張後に両端をクサビ式もしくはネジ式でコンクリートに定着するポストテンション方式がある。

歴史を辿ると、プレストレスの原理としては1886年アメリカのJacksonによる着想が最初で、1928年にフランスのフレシネーが高強度鋼材（引張強度として $1,800\text{N/mm}^2$ ）を使用したPCの実用化に成功したのが近年のPC技術発展の契機と言われている。

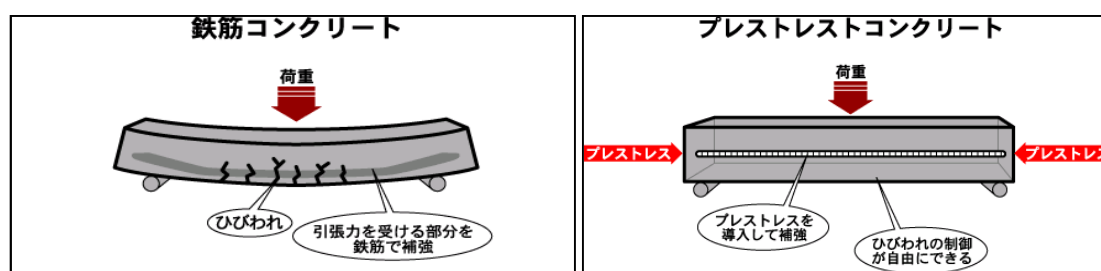


図1.1.1 RC構造とPC構造の概念¹⁾

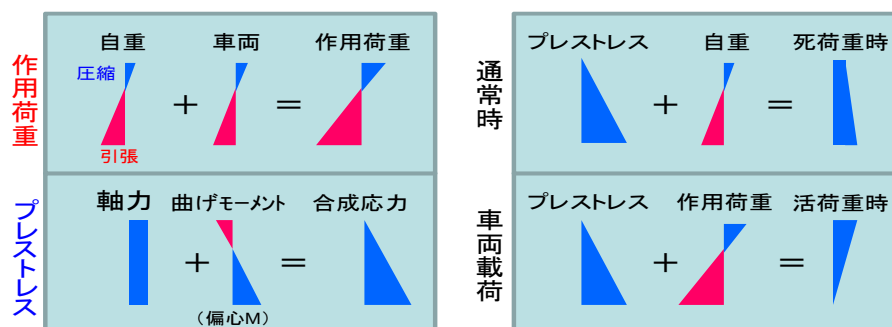


図1.1.2 プレストレスによる断面の応力分布

(2) わが国におけるPC構造物の発展と老朽化の進行

国内でPCの研究が始まったとされるのは1940年頃からで、実施工としては1951年にプレテンション方式の枕木(写真1.1.1)や橋梁(石川県長生橋, 写真1.1.2-3 参照)が建設されたのが最初である。なお長生橋については、その後50年にわたって供用されたが、2001年の河川改修時に止む無く撤去された。

以後、約半世紀以上が経過して、橋長15m以上の橋梁(図1.1.3)は鋼橋を含めると約15万橋あり、そのうちの4割にあたる6万橋がPC橋として建設された³⁾。当時のPC構造は、ひび割れを許容しないフルプレストレスで設計されたものが多く、耐久性に優れるため、その多くが現在もなお現役で供用されている。

なかでも建設後50年以上が経過した高齢の橋(図1.1.4)は約6千橋余りあり、年々増え続けている状況にある。また、既設PC構造物の建設ピークは高度経済成長期にあり、短期間に限られた人的物的に限られた資源のもと建設された構造物が多数存在する。これらの中には、初期欠陥を抱えた耐久性に乏しい構造物も少なくない。こうした橋が、建設後50年を迎えることで、今後益々、構造物の維持管理の充実が求められる状況にある。



写真1.1.1 PCマクラギ(例)



写真1.1.2 国内初のPC橋(長生橋)



写真1.1.3 長生橋の現状

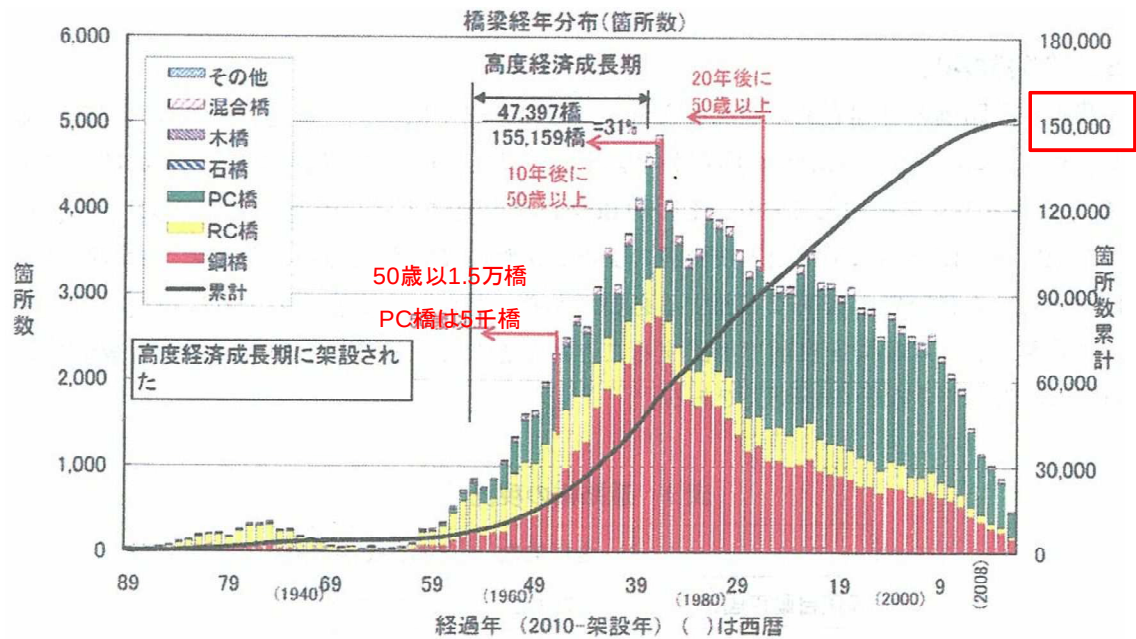


図 1.1.3 橋梁数(15m 以上, 2011 年度統計)²⁾

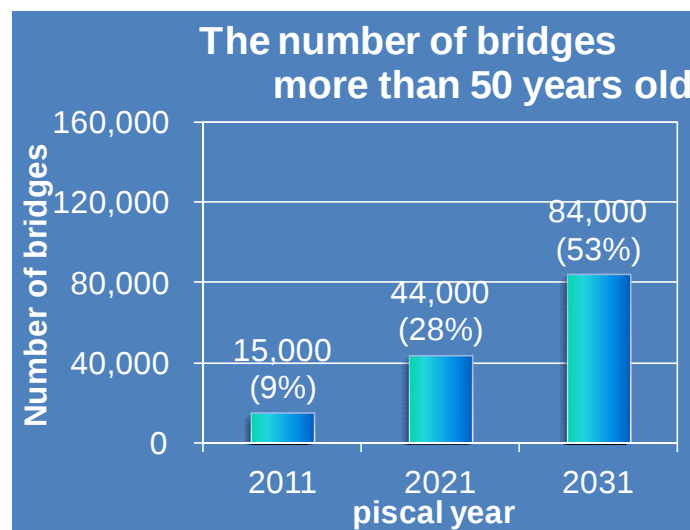


図 1.1.4 高齢化の進行

(3) PC 構造物の維持管理上の課題

日本経済が好調であった頃の思想に大量生産・大量消費の考え方がある。また、コンクリートはメンテナンスフリーであるといった安全神話がかつてあり、長きにわたり維持管理が軽視された時代が続いた。そうした背景のもと、新設構造が優先される傾向があり、維持管理は必ずしも十分には実施されなかった。

厳しい塩害環境に置かれた構造物での鋼材腐食や、大型車両通行による床版疲労など、変状をきたした構造物もしばしば見られる。劣化してしまった最も大きな要因としては、建設当時の設計思想による所が大きい。当時の設計は、構造計算が主体で、構造物が置かれる供用環境であるとか耐久性に対する配慮に欠けていたことは、現在の設計法と比較しても明らかである。PC 構造物で塩害対策がとられるようになったのは、1984 年に塩害対策指針⁴⁾が発刊されて以降である。

最近では、笹子トンネルの天井版崩落事故が記憶に新しい。2012 年 12 月 2 日に山梨県内の中央自動車道笹子トンネルの天井 P C 板が約 130m の区間に渡って落下し、走行車両複数台を巻き込み 9 名の尊い犠牲者を出した事故である。これは P C 版自体には原因となる劣化はなかったが、付属物扱いで点検項目になかった吊り用アンカー部が劣化していたことや、フェイルセーフ機能のない構造形式に問題があった。

また、道路先進国の米国では、1920 年代から幹線道路網の整備が始まり、60 年が経過した 1980 年代に入ると各地で橋や道路が壊れ使用不能となった「荒廃するアメリカ」と言われる状況に陥った。それまで建設予算を削減し続けた結果であり、政府はその後予算を増やし改善に努めた。改善された社会インフラは、その後の米国の発展を支え続けている。

近年になり橋梁の急速な高齢化を目前に控え、維持管理の重要性が見直される中、様々な検討、法整備による近接目視点検の義務化、維持管理マニュアル類の整備、自治体ごとの長期修繕計画の立案等の維持管理対策が実施されている。PC 構造物においても、この急速な高齢化に対し、いかにして効率よく適切な維持管理をするかが重要な課題となる。

PC 構造物の安全性を確保する上で最も重要な構造的要因は、「PC 鋼材が健全か？所定のプレストレスが導入されているか？」といった点と考えられる。現状では、殆どの橋梁について健全性は保たれているが、中にはプレストレス不足が疑わしい橋梁も存在する。しばしば見られる劣化としては、

- ① 鋼材の腐食や破断 (写真 1.1.4~1.1.7)
- ② シース沿いのひび割れ (写真 1.1.8)
- ③ 曲げひび割れやたわみ変形 (写真 1.1.9)

といった変状がある。

また、プレストレス不足の原因としては、「施工時の緊張力不足」や「グラウトの充填不足による鋼材腐食」といった建設当初の技術力不足といった施工要因によるものや、

「塩害による鋼材腐食」といった環境要因による劣化が考えられる。

プレストレスの減少要因を整理すると、

□材料要因

PC鋼材のリラクセーション

コンクリートの乾燥収縮

コンクリートのクリープ収縮

コンクリートの弾性短縮

※これらは設計で考慮するので基本的には問題にならない。

□設計要因

塩害等の耐久性に配慮していない (写真 1.1.4-1.1.7)

横桁や支点拘束が考慮されていない

□施工要因

グラウト充填不足による鋼材腐食 (写真 1.1.8)

緊張力不足によるたわみや曲げひび割れ (写真 1.1.9)

□環境要因

塩害によるPC鋼材の腐食や破断 (写真 1.1.4-1.1.7)



写真 1.1.4 獅子ヶ鼻大橋 (S49 施工)



写真 1.1.5 フランジ側面の腐食ひび割れ



写真 1.1.6 内部の鋼材腐食



写真 1.1.7 吊り足場による補修状況



写真 1.1.8 鋼材位置のひび割れ (S46 施工) 写真 1.1.9 高欄のたわみ変状 (S45 年施工)

腐食が進行して PC 鋼材が破断した場合、当然であるが破断位置付近のプレストレスは消失する。通常 1 本の主桁には PC 鋼材が多数配置されており、また多主桁の構造形式をとるものも多いため、数本が破断することだけでただちに落橋するといった事態には至らない。しかし、最近では妙高大橋の鋼材破断事例⁵⁾ (写真 1.1.10) でも知られているように、破断場所が特定の断面に集中する可能性のあるブロック桁形式や、単一の主桁からなる箱桁形式においては、クリティカルになるケースも想定される(写真 1.1.11) ため、正しい診断のもと適切な対策が求められる。

こうした際、現状のプレストレスを定量的に評価することができれば、構造物の安全性を適切に診断することができる。また、対策としては一般的に外ケーブル補強工法(図 1.1.5) が実施されるが、その際過剰なプレストレスを導入してしまうと上縁側が圧縮破壊する恐れがあり、追加プレストレスの設定においては注意を要する。適切な追加プレストレス補強量を設計する上でも、現状のプレストレスを精度よく推定する技術が有効となる。

最大の問題点は、既設構造物のプレストレスを精度よく調べる方法が、未だ確立されていないことにある。劣化の定量評価が不十分であると、適切な判断、適切な対策の立案が困難となる。このような背景の中、PC 構造物の維持管理においては、プレストレス推定手法の確立が切望される状況にある。



写真 1.1.10 妙高大橋の鋼材破断⁴⁾



写真 1.1.11 英国 Ynys-y-Gwas 橋の落橋事故

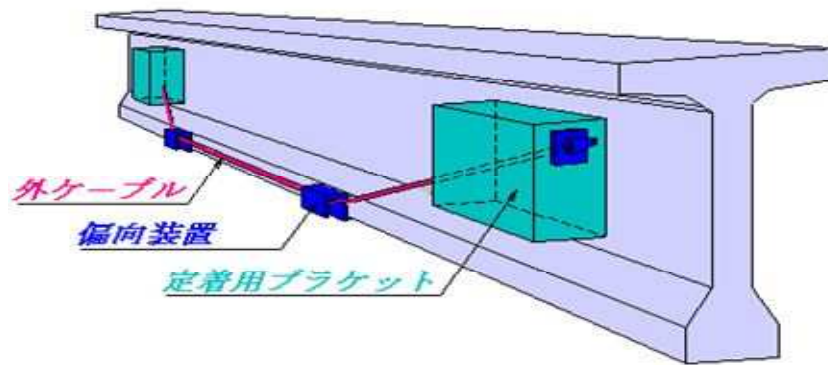


図 1.1.5 外ケーブル補強工法（概念図）

1.2 プレストレス推定に関する文献調査

1.2.1 コア応力解放

コア応力解放法は、岩盤工学や、鋼構造の分野で活用されている技術である。これをコンクリートに応用した、コア削孔あるいは切込みを入れることによる応力解放法がいくつか提案されてきている。加藤らは、コアドリルの切込みによる応力解放法を提案⁶⁾している。図 1.2.1 に示すように、測定する箇所のコンクリート表面に 3 軸ひずみゲージを貼付け、切込みによって生じるひずみを測定することによって、コンクリートに作用している応力を推定する。完全に応力を解放するには、切り込む溝の径の 0.31~0.33 倍程度の深さに切り込む必要があるとしており、さらに使用するひずみゲージの長さも影響するとしている。標準の組み合わせは、溝の径が 100mm、ひずみゲージ長 60mm、溝の切込み深さは 31mm である。切り込む溝の深さが浅くてすむため、鉄筋などの配置に関係なく適用できることが利点である。ただし、この方法では、コンクリートの弾性係数の測定が必要となる。

ひずみゲージを貼り付けるこれらの方法では、コア削孔時に使用する冷却水により、ひずみゲージの防水に起因する絶縁不良の問題や、ひずみゲージとリード線との接続と切り離しの手間などの問題がある。これらの問題を解消するため、小牟礼らは、防水型の 3 軸ひずみゲージを開発している⁷⁾。

野永らは、切削する溝の径を小さくして、構造物への負担を小さくする方法を提案している⁸⁾。小径コアと称する直径 30mm のコンクリートコアドリルを用いて切込みを入れるため、長さ 6mm の特殊な 3 軸のユニットゲージを用いる。また、特殊なコアドリルを用い、溝の切削中もひずみの連続的な測定を可能にしている。ひずみの測定値には、温度の影響、コア切削の際の冷却水の浸水の影響、コンクリート内外の温度差や乾湿差の影響が含まれており、ゲージの特性とあわせて補正の必要性を示唆している。小径コアは、構造物に対してはやさしいが、長さ 6mm のひずみゲージでコンクリートのひずみを測定することは、骨材の影響を直接受けるため、誤差が大きいことが予想され

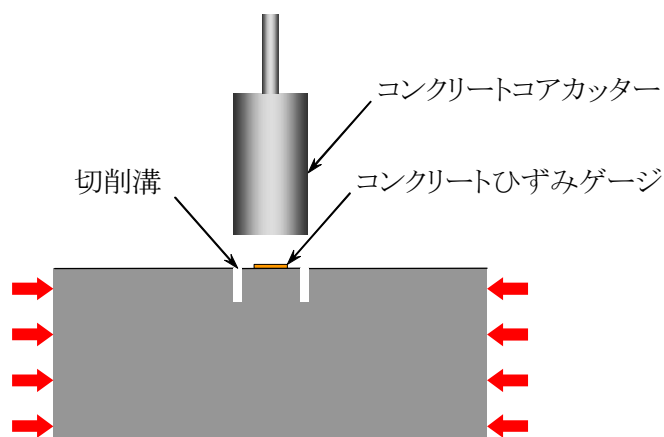


図 1.2.1 ひずみゲージを用いた応力解放法の原理

る。

コンクリートに切込みを入れることは同様であるが、コアドリルの代わりにディスクカッターを用いる方法が、樋口らによって提案されている⁹⁾。切込みの形状を正方形とし、汎用のディスクカッターを用いて溝を切り込むため、コアドリルを用いる方法に比べて、装置などが簡略化できることを特徴としている。溝の深さは、他の方法とほぼ同様で、切込みの辺長の 0.3 倍で見かけ上応力が 100%解放されるとしている。また、測定ひずみに対する影響要因の検討も行っている。切込み辺長 50mm を標準とすると、部材厚さは 100mm 以上であればひずみへの影響は問題ないこと、鉄筋による拘束の影響もかぶりが 20mm 以上では問題ないこと、粗骨材の集中などの影響は測定ひずみに 10%程度の影響を与える可能性があることなどを明らかにしている。

また、最近では、コアドリルを用いて切込みをいれて応力を解放する点では先述の方法と同様であるが、解放されるコアのひずみではなく、コアの周囲のコンクリートの解放される応力に着目して作用応力を推定する手法が、肥田らによって開発されている^{10),11)}。コア周辺での応力変動は、切込み周辺の極めて微小な範囲であるため、切り込みに近い位置のひずみを計測できるようゲージ長 5mm の 3 軸ひずみゲージが使用されている。コアのひずみを測定する方法に比べて作業性は向上するものの、野永らの方法と同様に、骨材寸法より小さなひずみゲージでコンクリートのひずみを測定することは、骨材の影響を直接受けるため、誤差が大きいことが予想される。

1.2.2 フラットジャッキ法

(1) 手法の原理

岩盤工学あるいは鉱山工学分野で誕生した方法に、フラットジャッキを利用した応力解放法 (flat jack method ; 以下、フラットジャッキ法) がある¹²⁾。岩盤に作用する応力は未知の場合が多く、計算などによる推定も困難なため、岩盤に作用する概略応力を推定する方法として開発された方法である。ダイヤモンドディスクカッターによって細い溝を切削し、その切削した溝にフラットジャッキを挿入して、切削によって生じた変位を元に戻すことによって作用応力を推定するものである。第 1 章でも紹介したフラットジャッキ法は、文献で紹介されていた手法を改良したものである。フランスで開発された手法であり¹³⁾、切削溝の形状および切削に使用する機器、計測の方法や装置などを工夫し、精度および簡便性の向上を図っている。以下では、フランスで改良および開発されたフラットジャッキ法について概説する。

フラットジャッキ法は、プレストレスあるいは外力などによって、圧縮応力の作用するコンクリート部材に、ある幅を持った溝 (slot) を切削したとき、コンクリートの応力が解放され、もとの切削溝の幅が狭くなる現象を利用する。図 1.2.2 は、プレストレスなどにより圧縮応力が作用する場合の例を模式的に示したものである。このコンクリートに幅 d_0 の溝を切削すると、溝周辺の圧縮応力が解放されるため、図 1.2.2(a) の

ように切削溝の幅が d_0 から d' に狭まる。次に、その切削溝にフラットジャッキを挿入し、油圧によって切削溝を押し広げ、溝の幅がもとの値 d_0 になる時にフラットジャッキに与えられた油圧から、プレストレスを推定する。もとの幅に押し広げられたときのフラットジャッキに加圧された油圧は、解放されたコンクリートの応力に等しくはないが、両者はほぼ比例関係にあることから、あらかじめ、キャリブレーションによって両者の関係を明らかにしておくことによって、コンクリートに作用する応力を推定する。基本原理は以上のようなものである。

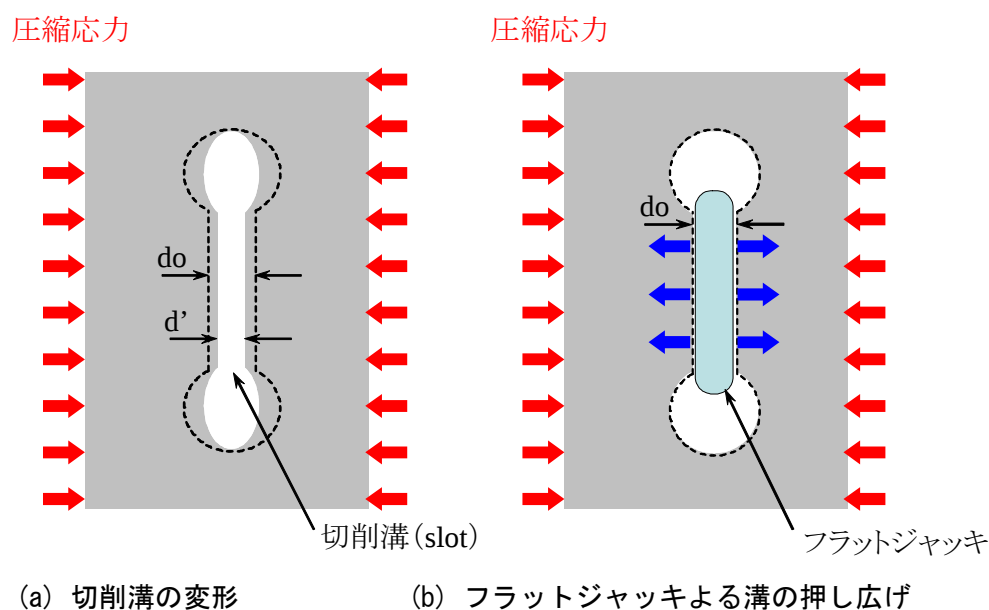


図 1.2.2 フラットジャッキ法の原理

(2) 測定手順

ここでは、実際の測定手順を紹介する。まず、測定する箇所に変位計を取り付ける。変位計が両側に埋め込まれた金属フレームを、切削溝をはさんで固定した 2 本のアンカーボルトに取り付ける (写真 1.2.1 参照)。次に、溝 (slot) の切削を行う。溝は図 1.2.2



写真 1.2.1 変位計の取付けおよび調整



写真 1.2.2 コアの削孔状況



写真 1.2.3 片側のコア削孔完了



写真 1.2.4 溝の切削完了



写真 1.2.5 フラットジャッキ



写真 1.2.6 フラットジャッキによる加圧状況

に示すような、鉄アレーのような形状をしている。これは、まず両サイドに小径のコアを切削し、その2つのコア削孔を結ぶように溝を切削するためである。この形状にすることにより、溝の両端部に発生する応力集中を緩和している。**写真 1.2.2** および**写真 1.2.3** はコア削孔の状況、**写真 1.2.4** は溝の切削状況である。溝の切削中は、フレームに組み込まれた変位計によって変位を測定および収録しておく。切削の完了後、溝に**写真 1.2.5** に示す専用のフラットジャッキを挿入し、変位が溝の切削前の値に戻るまでフラットジャッキを油圧ポンプによって加圧する。このとき、変位と油圧を継続的に測定および収録する。変位と油圧の関係によって、コンクリートに作用している応力を推定する。**写真 1.2.6** に加圧状況を示す。

このように、フラットジャッキ法は、システム化され、測定の精度向上が配慮された手法である。さらに、コンクリートの弾性係数を必要としないなどの利点がある。一方で、特殊な装置が必要で作業工程を多種複雑であること、引張応力の作用する部材には適用できないこと、コンクリート部材厚と切削溝の深さとの関係やフラットジャッキの塑性変形による影響など、解決すべき課題もいくつか残されている。なお、測定精度などの詳細は、文献^{13),14)}を参照されたい。

1.2.3 鉄筋解放ひずみ法

以下に紹介するのは、PC 構造物を対象として、残存プレストレス（あるいは有効プレストレス）を推定する方法として開発されたもので、鉄筋切断法とも称される。概要を図 1.2.3 に示すが、測定手順は調べたい作用応力方向の鉄筋をはつりだし、ひずみゲージを貼り付けた後、ディスクグラインダ等により鉄筋を切断し、解放されるひずみを計測することでプレストレストを推定する¹⁵⁾。コンクリートそのものではなく、構造物に配置された鉄筋に着目した点ではユニークだが、コンクリートと鉄筋は付着によって一様に変形するため、鉄筋切断により生じる鉄筋の解放ひずみには、コンクリートの乾燥収縮やクリープの影響も含まれるため、有効プレストレスを推定するには、測定されたひずみから乾燥収縮やクリープの影響を適切に考慮する必要がある。一般的な PC のクリープ量は、プレストレスによる弾性変形に対して 2 倍前後あるが、一方既設構造物に生じているクリープ量を精度よく評価することは難しいため、応力推定における誤差を生じやすいと考えられる。

横山らの研究では、クリープおよび乾燥収縮を考慮した場合の推定精度は、 100μ 程度であり、外観調査などと組み合わせることにより、既設 PC 橋の残存プレストレストの推定に十分実用できるとしている。本手法では、切断した鉄筋を接続するための機械式継手もあわせて開発されている。実橋への適用試験も行われ、はつりや断面修復も含めた適用性の検討が行われている。

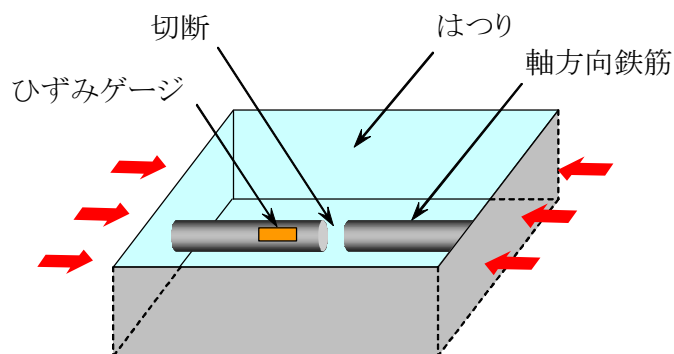


図 1.2.3 鉄筋切断法の概略

1.2.4 スリット法

近年、スリット切削時の解放ひずみをデジタル画像相関法により計測し、作用応力を推定する手法（光学的全視野ひずみ計測によるスリット応力解放法）が開発され、コンクリート標準示方書にも「スリット法」という名称で紹介されている。

かつて光学的全視野計測法ではアナログ写真機が利用されていた時代があり実用性にかけていた。近年デジタル画像の発達によりコンピュータによる処理が容易になったことで飛躍的に発展し、様々の分野で応用されている。全視野計測法には、大別して2種類あり、ひとつはレーザー干渉を利用した方法と、もう一方はCCD素子といったエリアセンサで取り囲んだ情報をもとにする方法で、応力解放で利用されているデジタル画像相関法はこれの后者にあたる。測定原理は、測定対象物の表面模様のランダム性をもとにして、測定対象物の変形前後をデジタルカメラ等で撮影し、得られたデジタル画像の輝度値分布から、測定対象物表面の変形量と方向を同時に求めることができる¹⁶⁾。

プレストレストコンクリートの応力測定への適用については、出水や肥田ら^{17), 18)}の研究によると、応力方向に対して垂直にコンクリートカッターでスリットを切削し（写真1.2.7参照）、専用のスキャナー装置でスリット周辺のひずみ変動を測定する（写真1.2.8参照）。そして、FEM解析でひずみ分布（図1.2.4参照）を再現するシュミレーション（逆解析）を行い、部材に作用していた応力を推定する。実橋への適用性についても検討されており、既設PC構造物の応力推定においても適用可能であると結論づけている。

この手法の最大の利点は、解放ひずみについて一度に多点計測できることにある。多点計測することで、コンクリート材料特有の不均一性の問題を回避することができる。ただ課題もあり、コンクリート材料のクリープや乾燥収縮の影響をFEM解析でどのように再現するかで、今後はこれらを評価できる解析ツールの開発や検証が必要である。

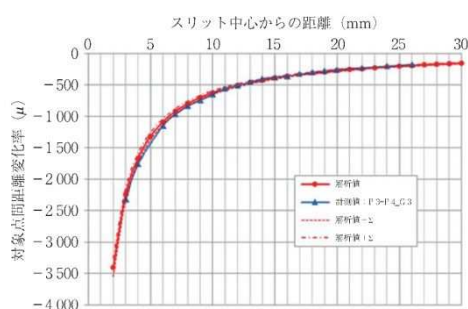


写真1.2.7 スリット切削 写真1.2.8 スキャン装置 図1.2.4 解放ひずみの分布（例）

1.2.5 ひび割れ開閉による応力推定

曲げモーメントの増加時に、引張縁での応力が零になった時に曲げひび割れが開口し、除荷した後に再び閉じるという挙動に着目し、既設構造物のプレストレス力の絶対値を非破壊的に推定する方法である。

古くから知られている方法であるが、最近では恒国ら¹⁹⁾の研究報告がある。PC 梁供試体において載荷時における支間中央下縁のひずみとひび割れ幅を図 1.2.5 のようなセンサ配置で計測した所、ひび割れ幅と下縁ひずみについて図 1.2.6 の関係性がみられる、曲線の折れ点荷重からプレストレスを推定できるとしている。応力計算は式 1.1 によるもので供試体試験において十分な推定精度を確認している。

$$\sigma_{ce} = P_e \cdot \left(\frac{1}{A} + \frac{e_p \cdot y}{I} \right) - \frac{M_d \cdot y}{I} - \frac{M_l \cdot y}{I_e} = 0 \quad (1.1)$$

また、曲げひび割れの変状が発生した既設 PC 構造物に対し、車両載荷による検証もなされており、同様の傾向を確認しプレストレスを推定できたとしている。

本手法の長所は、理論が単純明快で特殊な機材も必要としないことから、供試体試験のレベルにおいては幅広く活用できることに有る。また、曲げひび割れ変状がありプレストレスが大きく低下した構造物に対して適用できる点にある。ただ課題としては、実構造物において曲げひび割れが発生しているような PC 構造物は少なく、また曲げひび割れを発生するような荷重を載荷することは構造物への損傷度の観点から望ましくないとされている。また、長期材齢の構造物ではクリープや乾燥収縮による応力が伴うため、これをどう評価するかといった問題がある。

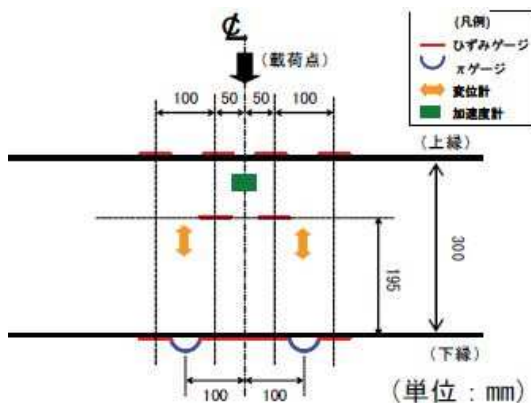


図 1.2.5 計測概要

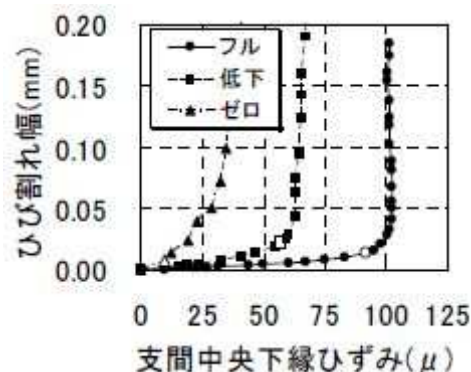


図 1.2.6 載荷による下縁ひずみとひび割れ幅

1.2.6 既往の研究における課題整理

応力解放によって解放される応力やひずみには、プレストレス以外の要因が含まれている。それはコンクリート特有の乾燥収縮とクリープに起因する要因、つまりは内部拘束応力の存在である。応力解放では、そうした要因を含んだ全作用力が解放される。よって、プレストレスを正しく推定するには、全作用力から内部拘束応力を除去することが重要となる。

全作用力＝プレストレス＋内部拘束応力

プレストレス＝全作用応力－内部拘束応力

乾燥収縮・クリープを鋼材が拘束することで生じる内部拘束応力とは、コンクリートはひずみが経時的に進行する弾塑性体であり無筋構造においては図 1.2.7 のように自由に変形する。一方で鋼材は収縮・クリープしない弾性体であるため、コンクリートと鋼材は付着と平面保持の仮定により同一ひずみになる。すると、図 1.2.8 のように鋼材には圧縮応力が、コンクリートには引張応力が発生することになる。

従来法はこうした内部拘束力の影響を無視しているため、実構造物においては特に十分なプレストレスの推定精度を期待することができない。プレストレスの推定精度を向上するには、内部拘束力の評価が極めて重要である。

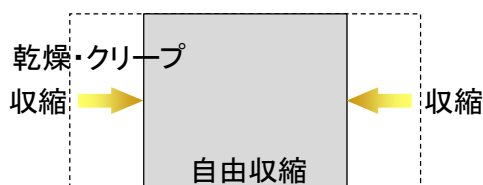


図 1.2.7 無筋コンクリートの収縮

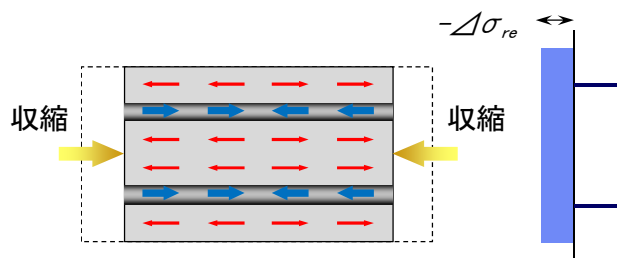


図 1.2.8 鋼材による内部拘束

1.3 収縮に起因する内部拘束力を考慮したコア貫通方式による応力解放法

1.3.1 推定手法の概要

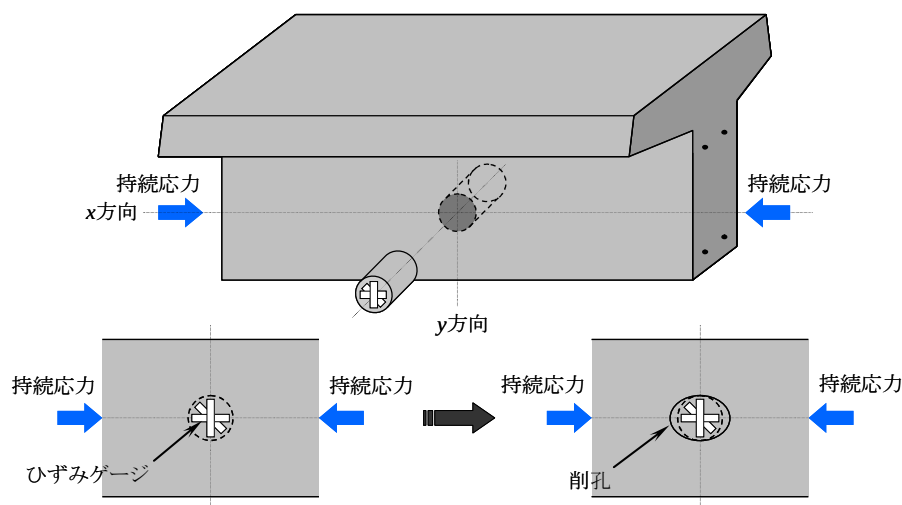


図 1.3.1 コア貫通方式による応力推定法（概要）

詳細は2章2.1で解説するためここでは概要について説明する。当初提案した応力推定法は、コア応力解放法の原理をモチーフにしたもので、1方向に応力が卓越したP C部材を対象としている。本推定手法は従来法では考慮していなかった以下の3つの要因について検討を加え、これらを評価することで煩雑なキャリブレーション実験を必要としない理論式を提案している。

- ① コンクリートのクリープによる内部拘束応力
- ② コンクリートの乾燥収縮による内部拘束応力
- ③ コンクリートの乾燥収縮における内外差による内部拘束応力

さらに、この提案手法の長所としては、評価式において2方向の解放ひずみの差を利用することで等方性に近い乾燥収縮の影響が小さくなるよう配慮している。これがダメージゲージ的な役割を果たし、以下のような誤差要因を軽減していると考えられる。つまりは

- ① 設計と実構造物における乾燥収縮差による誤差
- ② 粗骨材分布の不均性による局所的な乾燥収縮差による誤差
- ③ 内外温度差による内部拘束による誤差

これらの要因について考察し、これらを提案する応力推定式で評価したことで、軸力配置されたP C部材において、従来のコア応力解放法が実際のプレストレスの8～9割程度しか評価できなかったものが、10割分を評価することができ、推定精度が飛躍的に向上している。

1.3.2 コア貫通方式の課題

しかし、提案手法は実用化にあたっては、以下のような課題がある。

- ① コア貫通方式のため、P C 鋼材が偏心配置された曲げ部材において、P C 鋼材の配置されていない箇所（例えば T 桁のウェブなど）が適用箇所となる。しかし、ウェブはプレストレス応力が低く、プレストレス評価における応力推定誤差の及ぼす影響が大きい。
- ② 構造物への損傷度を懸念する構造物の管理からは理解が得られにくく、採用される機会が少ない。
- ③ 適用範囲が 1 方向 P C 構造に限定されている。

開発手法を実用化する上では、上記の課題について改善する必要がある。

1.4 研究目的および論文構成

1.4.1 研究の目的

本研究においては、当初提案した収縮による内部拘束の要因を考慮したコア応力解放にもとづく有効応力推定手法の実用化に向けた諸課題について取り組み、実用化のため浅い切込み方式にした改良方法を提案する。そして、これの妥当性について実験等により検証し、改良手法の妥当性について示す。

また、これまで適用外とされていた2方向PC部材の応力推定について検討し、新たな手法を提案し、これについて検証することで、開発技術の実用性および信頼性を向上することを目的とする。

1.4.2 論文構成

本研究の構成について、第1章では、研究背景からプレストレス推定の必要性について示し、既往の文献調査から従来法の課題について整理し、研究目的を述べる。第2章では、過去に開発した貫通コア方式による1方向PC部材の有効応力推定手法の概要を解説し、切込み方式の改良検討について記述した。第3章では推定式内の変数について感度分析等の検討を行い、応力の推定誤差について検討した。また、暴露供試体を用いた検証実験より、改良手法の有効性を示した。そして第4章では、応力推定手法の適用範囲を広げるため、2方向PC部材への適用性について検討し、供試体実験による検証結果を示した。第5章では、実構造物への適用性を検証するため、実構造物の応力推定結果について述べた。以上より、本論文において、提案した応力推定方法の実用化研究のフローを図1.4.1に示す。

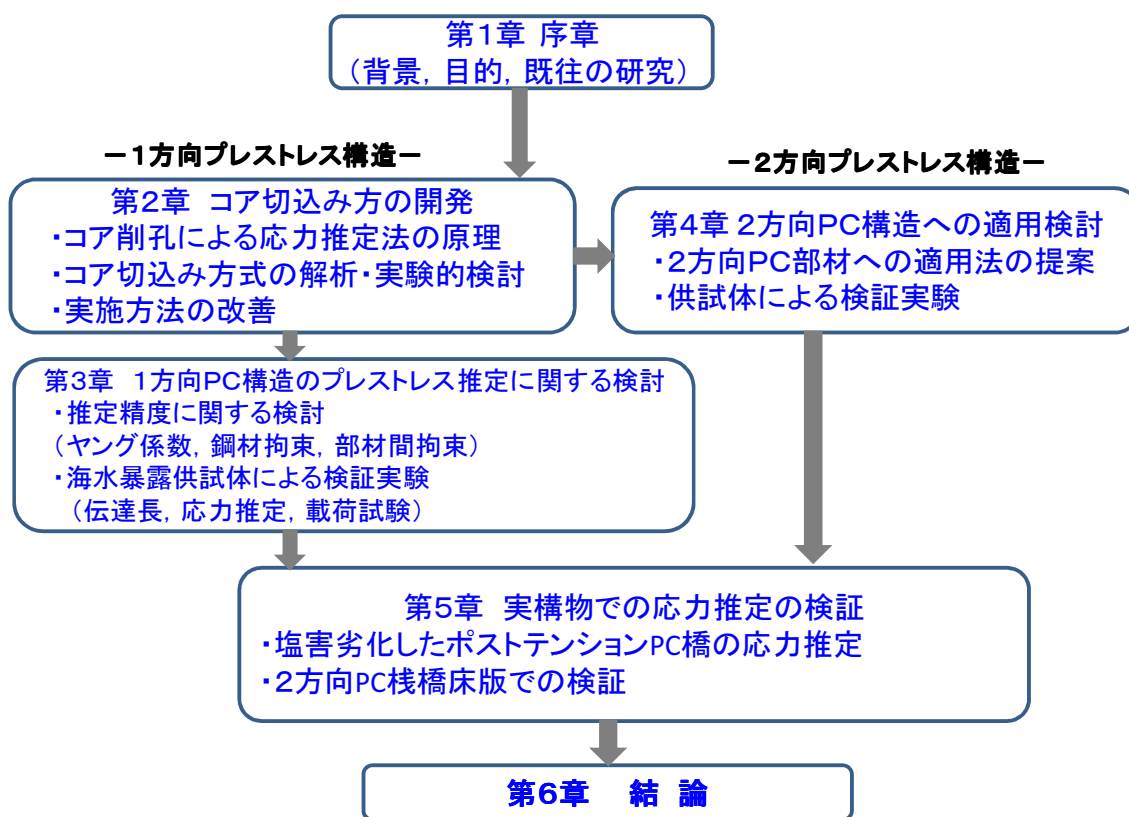


図 1.4.1 本研究のフロー

【参考文献】

- 1) プレストレスト・コンクリート建設業協会 HP(<http://www.pcken.or.jp/pubinfo/pcinfo/>)
- 2) 例えば, F.レオンハルト, 横道英雄: プレストレストコンクリート, 鹿島出版会, 1983
- 3) 例えば, 玉越隆史, 大久保雅憲, 北村岳伸: 平成 21 年度・平成 22 年度道路構造物に関する基本データ集, 国土技術製作総合研究所, 資料第 645 号, 2011.7
- 4) 日本道路協会: 道路橋の塩害対策指針(案)・同解説, pp.13-16, 1984.2
- 5) 小林憲一, 大平英生, 登石清隆, 羽田伸介: 妙高大橋の PC ケーブル破断調査とその対策, 橋梁と基礎, pp.32-38, 2011.9
- 6) 加藤 暢彦, 金田 昌治, 園田 恵一郎: コンクリート構造物の現存応力の測定方法に関する研究, 構造工学論文集, Vol.42A, pp.333-340, 1996
- 7) 小牟礼 建一, 加藤 暢彦, 小川 茂, 山下 裕康: コンクリートの現存応力測定法(応力解放法)に用いる 3 軸防水型ひずみゲージの開発, 土木学会第 54 回年次学術講演会講演概要集, pp.272-273, 1999
- 8) 野永 健二, 深沢 且典, 伊藤 始, 佐原 晴也, 関塚 真, 平嶋 健一: 小径コアによるコンクリート部材の現存応力測定法に関する試験研究, 土木学会第 57 回年次学術講演会講演概要集, pp.431-432, 2002
- 9) 樋口 嘉剛, 神田 亨, 三木 千壽: コンクリート部材の応力推定法, 土木学会論文集, No.585/V-38, 11-18, pp.11-18, 1998
- 10) 肥田 研一, 上島 睦, 永吉 竜二, 高橋 洋一, 松田 浩: 削孔によるコア周辺の解放応力測定法を用いた P C T 桁橋の残存プレストレス量の推定, 土木学会第 62 回年次学術講演会講演概要集, CD-ROM, 2007
- 11) 三木大地, 三木朋広: 円孔周辺の応力集中を用いたプレストレス力の測定に関する実験的研究, JCI 年次論文集, pp.397-402, 2015
- 12) Highway Agency, Service d' Etudes Techniques des Routes et Autoroutes, Transport Research Laboratory & Laboratoire Central des Ponts et Chaussees: Post-tensioned concrete bridges, pp.84-114, 1999
- 13) 出水 享, 高橋 洋一, 肥田 研一, 神野 人志: 応力解放法による残存プレストレス量の推定, 土木学会第 60 回年次学術講演会講演概要集, CD-ROM, 2007
- 14) 東京都建設局道路管理部: プレストレストコンクリート橋耐久性向上検討委員会報告書, 2003
- 15) 横山 和昭, 長田 光司, 室井 智文, 加藤 卓也: 鉄筋切断法による実 PC 橋の残存プレストレス測定に関する検討, 第 13 回プレレストレストコンクリートの発展に関するシンポジウム論文集, pp.501-504, 2004
- 16) 全視野計測技術研究会: 光学的非接触全視野計測法によるコンクリート構造物のマルチスケール診断法の開発, 国土交通省 建設技術研究開発費補助金 総合研究報告書, pp.13, 2010

- 17) 出水享, 肥田研一, 伊藤幸広, 松田浩: 応力解放法による PC グラウト構造物の現有応力推定方法の開発, PC 工学会, 第 19 回シンポジウム論文集, pp.241-246, 2010
- 18) 二井谷教治, 渡瀬博, 肥田研一: 残存プレストレスの調査方法, コンクリート工学, Vol.53 No.8, 2015
- 19) 恒国光義, 加藤佳孝, 魚本健人: 曲げひび割れが生じた PC 梁部材の残存プレストレス力の推定手法に関する研究, PC 工学会, 第 19 回シンポジウム論文集, pp.235-240, 2010

第2章 コア切込み方式の開発

2.1 当初提案したコア貫通式による収縮要因を考慮した1方向P C構造の応力推定手法

(1) 提案したコア貫通式による1方向P Cの応力推定手法で考慮した要因

提案したコア貫通式による1方向P Cの応力推定法では、コンクリート特有の

- ① クリープに対する鋼材の内部拘束応力
- ② 乾燥収縮に対する鋼材の内部拘束応力
- ③ 乾燥収縮の内外差による内部拘束応力

といった要因らを提案する応力推定式において評価し、かつ2方向のひずみ差を利用して計算処理をしたことで、乾燥収縮の影響を殆ど廃除することができた。

(2) コア貫通方式による応力解放法の開発

既設P C構造物を維持管理する中で、プレストレスの健全性を検証することはP Cの構造性能を担保する上で極めて重要である。実際の橋梁で耐荷性能を検証する一般的な手法としては車両載荷試験が知られる。ひび割れ発生まで載荷することができればプレストレスの推定も可能であるが、健全な構造物に与える損傷度を配慮した場合、ひび割れ発生まで載荷することは困難である。既存の応力推定法は、コンクリートの収縮特性を考慮していないため応力の推定精度が確保できず、その大半が実用化していない。従来のコア応力解放法が実際のプレストレスの8割程度しか評価できなかったものが、拘束要因を考慮することで10割分を評価することができ推定精度が飛躍的に向上した。

2.1.1 基本事項

本章の冒頭で述べたように、コンクリート部材に応力解放法を適用して作用する有効応力を推定しようと試みる場合、その精度を向上させるための重要な要素を大別すると 2 種類挙げられる。ひとつは、骨材というその他のコンクリートの構成材料に比べればはるかに粒径が大きく形状が不規則な物質を含むコンクリートという混合物のひずみを、温度や水分に影響されるひずみ計を使用して測定する場合に、避けることのできないばらつきである。もうひとつは、前節で検討した乾燥収縮およびクリープという時間依存挙動によって生じる 3 種類の内部拘束応力によるひずみが、測定によって解放されるときに全ひずみに含まれてしまうということである。前者の部分に対する実践的な精度改善については、次章に譲ることとし、ここでは、後者を考慮し分離した新たな応力解放法による有効応力推定手法の理論的な部分の確立を行う。ただし、有効応力とは、死荷重による応力やプレストレスなど持続荷重作用により部材コンクリートに作用する応力とし、活荷重、温度差、その他の一時的な荷重作用などによる変動応力は、有効応力に含めない。

(1) 応力解放時におけるひずみの種類と定義

本研究で提案する手法では、応力の作用するコンクリート部材に、コア削孔によって切込みを入れて作用応力解放し、コアのコンクリート表面で生じるひずみを測定する。応力の測定方向を x 方向とし、その直角方向を y 方向と定義すると、ひずみは、 x 方向および y 方向に貼り付けたひずみゲージによって測定する。その場合、これまでもみてきたように多種のひずみが含まれることになり、それらを分類すると次の項目が挙げられる。なお、 ν はコンクリートのポアソン比とし、クリープひずみの深さ方向での不均一性に起因する内部拘束応力は無視できると仮定する。

$\Delta \varepsilon_{x,d}$: x 方向の死荷重およびプレストレス以外の持続荷重による応力が解放されるとき
の x 方向の弾性ひずみ

$\Delta\epsilon_{y,xd}$: x 方向の死荷重およびプレストレス以外の持続荷重による応力が解放される
ときの y 方向のポアソンひずみ

$$= -\nu \Delta\epsilon_{x,d}$$

$\Delta\epsilon_{y,d}$: y 方向の死荷重およびプレストレス以外の持続荷重による応力が解放されると
きの y 方向の弾性ひずみ

$\Delta\epsilon_{x,xd}$: y 方向の死荷重およびプレストレス以外の持続荷重による応力が解放される
ときの x 方向のポアソンひずみ

$$= -\nu \Delta\epsilon_{x,d}$$

$\Delta\epsilon_{x,pe}$: x 方向の有効プレストレスが解放されるときの x 方向の弾性ひずみ

$\Delta\epsilon_{y,xpe}$: x 方向の有効プレストレスが解放されるときの y 方向のポアソンひずみ

$$= -\nu \Delta\epsilon_{x,pe}$$

$\Delta\epsilon_{y,pe}$: y 方向の有効プレストレスが解放されるときの y 方向の弾性ひずみ

$\Delta\epsilon_{x,ype}$: y 方向の有効プレストレスが解放されるときの x 方向のポアソンひずみ

$$= -\nu \Delta\epsilon_{y,pe}$$

$\Delta\epsilon_{x,si}$: 乾燥収縮ひずみの深さ方向での不均一性に起因する内部拘束による x 方向応
力が解放されるときの x 方向の弾性ひずみ

$\Delta\epsilon_{y,ysi}$: 乾燥収縮ひずみの深さ方向での不均一性に起因する内部拘束による x 方向応
力が解放されるときの y 方向のポアソンひずみ

$$= -\nu \Delta\epsilon_{x,si}$$

$\Delta\epsilon_{y,si}$: 乾燥収縮ひずみの深さ方向での不均一性に起因する内部拘束による y 方向応
力が解放されるときの y 方向の弾性ひずみ

$\Delta\epsilon_{x,yxi}$: 乾燥収縮ひずみの深さ方向での不均一性に起因する内部拘束による y 方向応
力が解放されるときの x 方向のポアソンひずみ

$$= -\nu \Delta\epsilon_{y,si}$$

$\Delta\epsilon_{x,sr}$: 乾燥収縮ひずみの進行を鋼材が拘束することに起因する x 方向応力が解放さ

れるときの x 方向の弾性ひずみ

$\Delta\epsilon_{y,xsr}$: 乾燥収縮ひずみの進行を鋼材が拘束することに起因する x 方向応力が解放さ

れるときの y 方向のポアソンひずみ

$$= -\nu \Delta\epsilon_{x,sr}$$

$\Delta\epsilon_{y,sr}$: 乾燥収縮ひずみの進行を鋼材が拘束することに起因する y 方向応力が解放さ

れるときの y 方向の弾性ひずみ

$\Delta\epsilon_{x,y sr}$: 乾燥収縮ひずみの進行を鋼材が拘束することに起因する y 方向応力が解放さ

れるときの x 方向のポアソンひずみ

$$= -\nu \Delta\epsilon_{y,sr}$$

$\Delta\epsilon_{x,cr}$: クリープひずみの進行を鋼材が拘束することに起因する x 方向応力が解放さ

れるときの x 方向の弾性ひずみ

$\Delta\epsilon_{y,xcr}$: クリープひずみの進行を鋼材が拘束することに起因する x 方向応力が解放さ

れるときの y 方向のポアソンひずみ

$$= -\nu \Delta\epsilon_{x,cr}$$

$\Delta\epsilon_{y,cr}$: クリープひずみの進行を鋼材が拘束することに起因する y 方向応力が解放さ

れるときの y 方向の弾性ひずみ

$\Delta\epsilon_{x,y cr}$: クリープひずみの進行を鋼材が拘束することに起因する y 方向応力が解放さ

れるときの x 方向のポアソンひずみ

$$= -\nu \Delta\epsilon_{y,cr}$$

このように、 x 方向および y 方向に、それぞれ 5 種類の応力が解放されることによるひずみが発生し、さらに、その 5 種類の応力解放に伴うポアソンひずみが、その応力作用方向と直角の方向に発生する。すなわち、2 方向 (x 方向および y 方向) $\times$ 5 種類の応力 $\times$ 2 方向 (主ひずみおよびポアソンひずみ) = 20 種類のひずみに分類できる。

(2) 基本方針および適用範囲

応力解放法を適用して有効応力を推定しようとした場合、測定されるひずみには、一時的な荷重作用などによるものを除いても、部材の主方向およびその直角方向に 10 種類ずつのひずみが含まれている。このような条件の下で、必要な情報である有効応力を推定するためには、コンクリート表面に貼り付けた x 方向および y 方向の 2 方向のひずみゲージによって得られる 2 種類のひずみから、有効応力にかかわるひずみと、有効応力に関連のない拘束応力に関わるひずみを分離しなければならない。

もう少し整理すると、20 種類のひずみのうち半数はポアソンひずみであるため、ポアソン比を固定すれば未知のひずみは 10 種類に半減することになる。さらに、これらのひずみのうち、有効応力のひとつである死荷重およびプレストレス以外の持続荷重による応力に関するひずみについては、設計図書などがなくても、かなりの精度で計算による推定が可能である。この場合、未知のひずみは、 x 方向および y 方向それぞれ 4 種類ずつの 8 種類となる。これらの、4 種類の内訳は、有効応力のうちのひとつである有効プレストレスと、有効応力以外である乾燥収縮の深さ方向の拘束、乾燥収縮の進行の拘束、クリープの進行の拘束に関するひずみである。すなわち、応力解放法によって得られる 2 種類のひずみから、8 種類の未知のひずみを求めなければならないことになる。

これらの 8 種類の未知のひずみは、すべてコンクリートの乾燥収縮およびクリープに関連しており、コンクリートの配合、使用材料、部材寸法、環境条件、材齢など多数の条件に影響を受ける。このため、3.2 節で紹介したように、コンクリートの時間依存性ひずみと内部拘束応力のメカニズムに関する実験を行い、メカニズムを把握するには非常に有用であった。しかしながら、直接すべてのコンクリート部材に対して有効応力を推定し得るには至っていない。また、そのためには莫大な実験と検証が必要になる。そこで、本研究で提案する新たな応力解放手法では、その適用範囲や条件をあらかじめ絞り、実用性と精度の向上を図ることとした。

一般的に、コンクリートは圧縮に強く引張に弱い性質を有するため、部材の主方向が明確

な場合が多く、有効応力の作用方向も 1 方向のみか、あるいは 1 方向に卓越している場合が多い。橋梁などがそれにあたり、中でもプレストレストコンクリート橋は、その代表例といえる。そこで、新たな手法は、部材の主方向のみに持続応力が作用するか、あるいは、主方向に持続応力が卓越する場合のみを対象とする。その条件の下では、未知のひずみは、 x 方向の有効プレストレス、 x 方向および y 方向の乾燥収縮の深さ方向の拘束、 x 方向および y 方向の乾燥収縮の進行の拘束、 x 方向のクリープの進行の拘束に関するひずみの 6 種類ということになる。また、コンクリートの乾燥収縮の進行は、一般的に方向性を持たないため、 x 方向も y 方向も進行度は等しいと見なせる。そのうえ、部材コンクリートに配置される補強鋼材の量も、鋼材比で考えれば x 方向も y 方向も大差がない場合が多い。仮に、 x 方向と y 方向の鋼材比が等しいと仮定すれば、 x 方向および y 方向の乾燥収縮の深さ方向の拘束に関するひずみ、 x 方向および y 方向の乾燥収縮の進行の拘束に関するひずみは等しいため、計測された x 方向のひずみと y 方向のひずみとの差を用いることによって、乾燥収縮の内部拘束に関するひずみは打ち消すことができる。その場合、未知のひずみは、 x 方向の有効プレストレスに関するひずみと、 x 方向のクリープの進行の拘束に関するひずみの 2 種類のみとなる。また、 x 方向と y 方向の鋼材比が等しくない場合でも、乾燥収縮の深さ方向の拘束に関するひずみは、 x 方向と y 方向の大きさは等しいとみなせることから消去できる。また、乾燥収縮の内部拘束に関するひずみを計算などによって求めた場合でも、 x 方向のひずみと y 方向のひずみとの差を用いることによって、乾燥収縮に関するひずみの差の値そのものが小さいため、誤差も小さく抑えることが可能となる。このように、 x 方向のひずみと y 方向のひずみとの差を用いることによって、必要な主方向の有効応力に関するひずみだけに近い値としておいて、残りの x 方向のクリープの進行の拘束に関するひずみと、必要に応じて x 方向および y 方向の乾燥収縮の進行の拘束に関するひずみを計算によって求めれば、誤差を小さく抑えて有効応力に関するひずみを分離できる。詳細については、後述する。

2.1.2 測定方法および手順

図 2.1.1 は、本研究で提案する有効応力推定手法の概要である。以下に、その手順を示しながら測定手法の概要を説明する。

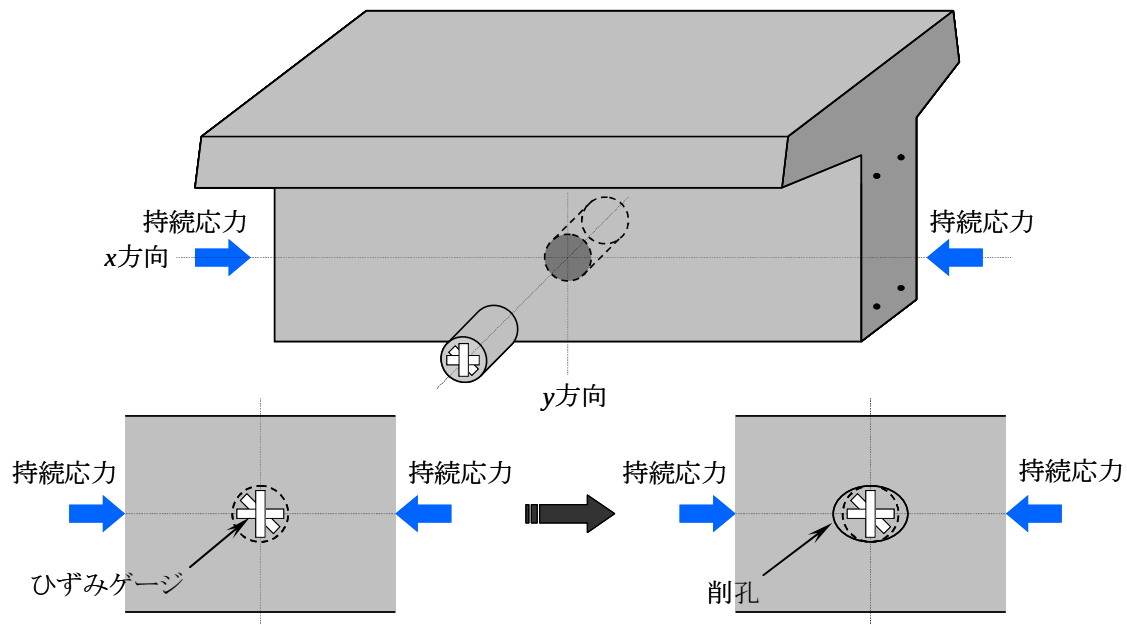


図 2.1.1 貫通式による応力解放の概要

- ①有効応力を知りたい位置を中心として、コンクリート表面に持続応力作用軸方向（主方向、x方向）およびそれと直角方向（y方向）にひずみゲージを貼り付ける。ただし、実際には 45° 方向にもひずみゲージを貼り付けるほうが望ましい。そうすることにより、主方向の確認や検証に利用できる。
- ②ひずみの初期値を計測し、初期値をゼロとする。
- ③コンクリート表面と直角方向に、ひずみゲージを含む部分をコンクリートコアカッターによって削孔する。
- ④死荷重やプレストレスなどの持続荷重による応力や、乾燥収縮およびクリープによる内

部拘束応力が解放されたことによる弾性ひずみが生じるので、初期値からの差分のひずみを測定する。

⑤コア削孔終了後、12 時間程度継続的にひずみを測定する。

⑥計測の終了した削孔コアにより、コンクリートの弾性係数を測定する。

⑦測定された x 方向および y 方向のひずみ、およびコンクリートの弾性係数により、コンクリート部材に作用する有効応力を推定する。

以上が、提案する推定手法と測定手順の概略である。有効応力の推定方法の詳細については次項で、また、測定の実施方法の詳細については第 4 章で述べる。

2.1.3 応力解放時のひずみによる有効応力の推定

前項で示した方法によって、応力解放時に得られたひずみによる有効応力の推定方法を以下に示す。なお、 x 方向および y 方向の鋼材比が等しい場合は、簡略化が可能であるため、等しい場合と等しくない場合に分けて示す。

(1) コア削孔により解放されるひずみと応力の関係

コア削孔により解放されるひずみと応力の関係は、下記のように表せる。なお、下記以外のひずみの定義に関しては、3.3.1 項で示したとおりである。

$$\varepsilon_x = \Delta\varepsilon_{x,e} + \Delta\varepsilon_{x,ye} + \Delta\varepsilon_{x,si} + \Delta\varepsilon_{x,y,si} + \Delta\varepsilon_{x,sr} + \Delta\varepsilon_{x,y,sr} + \Delta\varepsilon_{x,cr} + \Delta\varepsilon_{x,y,cr} \quad (2.1)$$

$$\varepsilon_y = \Delta\varepsilon_{y,e} + \Delta\varepsilon_{y,x,e} + \Delta\varepsilon_{y,si} + \Delta\varepsilon_{y,x,si} + \Delta\varepsilon_{y,sr} + \Delta\varepsilon_{y,x,sr} + \Delta\varepsilon_{y,cr} + \Delta\varepsilon_{y,x,cr} \quad (2.2)$$

$$\sigma_{x,e} = -E_{x,c} \cdot \Delta\varepsilon_{x,e} \quad (2.3)$$

$$\sigma_{y,e} = -E_{y,c} \cdot \Delta\varepsilon_{y,e} \quad (2.4)$$

ここに、

$\sigma_{x,e}$: x 方向の有効応力度 (死荷重による応力およびプレストレスなどコンクリート部材断面に作用する持続応力度)

$\sigma_{y,e}$: y 方向の有効応力度 (死荷重による応力およびプレストレスなどコンクリート部材断面に作用する持続応力度)

$E_{x,c}$: x 方向のコンクリートの弾性係数

$E_{y,c}$: y 方向のコンクリートの弾性係数 ($=E_{x,c}$ とする)

ε_x : コア削孔より解放される x 方向の全ひずみ

ε_y : コア削孔より解放される y 方向の全ひずみ

$\Delta\varepsilon_{x,e}$: x 方向の有効応力が解放されるとき x 方向の弾性ひずみ

$$= \Delta\varepsilon_{x,d} + \Delta\varepsilon_{x,pe}$$

$\Delta\epsilon_{y,xe}$: x 方向の有効応力が解放されるとき y 方向のポアソンひずみ

$$= -\nu\Delta\epsilon_{x,e} = -\nu(\Delta\epsilon_{x,d} + \Delta\epsilon_{x,pe})$$

$\Delta\epsilon_{y,e}$: y 方向の有効応力が解放されるとき y 方向の弾性ひずみ

$$= \Delta\epsilon_{y,d} + \Delta\epsilon_{y,pe}$$

$\Delta\epsilon_{x,ye}$: y 方向の有効応力が解放されるとき x 方向のポアソンひずみ

$$= -\nu\Delta\epsilon_{y,e} = -\nu(\Delta\epsilon_{y,d} + \Delta\epsilon_{y,pe})$$

(2) x 方向にのみ持続応力が作用する場合

x 方向にのみ持続応力が作用する場合，下記のように表せる。

$$\sigma_{x,e} \neq 0, \quad \sigma_{y,e} = 0$$

$$\Delta\varepsilon_{x,e} \neq 0, \quad \Delta\varepsilon_{y,e} = 0, \quad \Delta\varepsilon_{y,x,e} \neq 0, \quad \Delta\varepsilon_{x,y,e} = 0$$

$$\Delta\varepsilon_{x,si} \neq 0, \quad \Delta\varepsilon_{y,si} \neq 0, \quad \Delta\varepsilon_{y,x,si} \neq 0, \quad \Delta\varepsilon_{x,y,si} \neq 0$$

$$\Delta\varepsilon_{x,sr} \neq 0, \quad \Delta\varepsilon_{y,sr} \neq 0, \quad \Delta\varepsilon_{y,x,sr} \neq 0, \quad \Delta\varepsilon_{x,y,sr} \neq 0$$

$$\Delta\varepsilon_{x,cr} \neq 0, \quad \Delta\varepsilon_{y,cr} = 0, \quad \Delta\varepsilon_{y,x,cr} \neq 0, \quad \Delta\varepsilon_{x,y,cr} = 0$$

ここで，コンクリートの乾燥収縮の進行は，マクロ的な観点からは等方性とみなし，次の関係が成り立つと仮定する。

$$\Delta\varepsilon_{x,si} = \Delta\varepsilon_{y,si}, \quad \Delta\varepsilon_{x,y,si} = \Delta\varepsilon_{y,x,si}$$

1) x 方向鋼材比と y 方向鋼材比が等しい場合

x 方向の鋼材比と y 方向の鋼材比が等しいと仮定した場合，次の関係が成り立つ。

$$\Delta\varepsilon_{x,sr} = \Delta\varepsilon_{y,sr}, \quad \Delta\varepsilon_{x,y,sr} = \Delta\varepsilon_{y,x,sr}$$

$$\therefore \phi_{x,r} = \phi_{y,r}$$

ここに，

$\phi_{x,r}$: x 方向の鋼材比

$\phi_{y,r}$: y 方向の鋼材比

よって，コア削孔により解放される x 方向ひずみと y 方向ひずみとの差は次のように表せ

る。

$$\begin{aligned}
\varepsilon_x - \varepsilon_y &= (\Delta\varepsilon_{x,e} + \Delta\varepsilon_{x,ye} + \Delta\varepsilon_{x,si} + \Delta\varepsilon_{x,y,si} + \Delta\varepsilon_{x,sr} + \Delta\varepsilon_{x,y,sr} + \Delta\varepsilon_{x,cr} + \Delta\varepsilon_{x,y,cr}) \\
&\quad - (\Delta\varepsilon_{y,e} + \Delta\varepsilon_{y,x,e} + \Delta\varepsilon_{y,si} + \Delta\varepsilon_{y,x,si} + \Delta\varepsilon_{y,sr} + \Delta\varepsilon_{y,x,sr} + \Delta\varepsilon_{y,cr} + \Delta\varepsilon_{y,x,cr}) \\
&= (\Delta\varepsilon_{x,e} - \Delta\varepsilon_{y,x,e} + \Delta\varepsilon_{x,cr} - \Delta\varepsilon_{y,x,cr}) \\
&= (\Delta\varepsilon_{x,e} + \nu\Delta\varepsilon_{x,e} + \Delta\varepsilon_{x,cr} + \nu\Delta\varepsilon_{x,cr}) \\
&= (1+\nu)(\Delta\varepsilon_{x,e} + \Delta\varepsilon_{x,cr})
\end{aligned} \tag{2.5}$$

$$\therefore \Delta\varepsilon_{x,e} = \frac{\varepsilon_x - \varepsilon_y}{1+\nu} - \Delta\varepsilon_{x,cr} \tag{2.6}$$

クリープひずみによる鋼材の拘束力とそれによってコンクリートに作用する反力の釣合いを考えると次のように表せる。

$$\Delta\varepsilon_{x,cr} \cdot E_{x,c} \cdot A_{x,c} = (\varepsilon_{cpt,x} - \Delta\varepsilon_{x,cr}) E_{x,s} \cdot A_{x,s} \tag{2.7}$$

$$\Delta\varepsilon_{x,cr} = \frac{E_{x,s} \cdot A_{x,s}}{E_{x,c} \cdot A_{x,c} + E_{x,s} \cdot A_{x,s}} \varepsilon_{cpt,x} \tag{2.8}$$

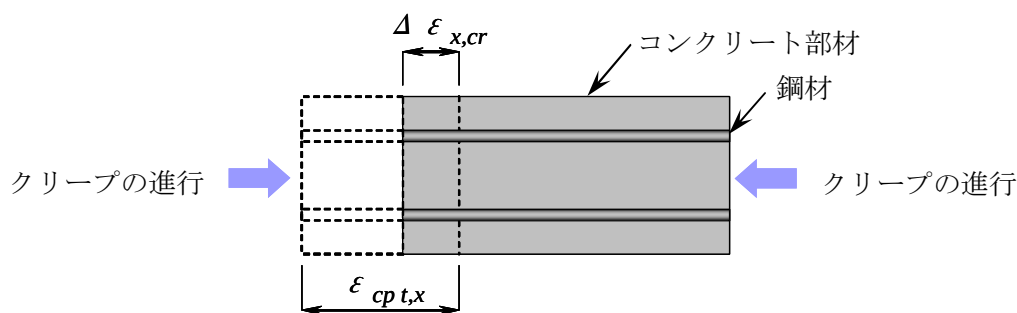


図 2.1.2 クリープひずみによる鋼材の拘束力とコンクリートに作用する反力の釣合

ここに,

$E_{x,s}$: x 方向の鋼材の弾性係数

$A_{x,c}$: x 方向のコンクリートの断面積

$A_{x,s}$: x 方向の鋼材の断面積

$\varepsilon_{cp,t,x}$: 材齢 t における鋼材による拘束がない場合の x 方向のコンクリートの全クリープひずみ

t : 測定時におけるコンクリートの材齢

プレストレスや死荷重によってコンクリートに作用する持続応力は、鉄筋の拘束によって変化する。したがって、クリープひずみを次のように表すことができる。

$$\varepsilon_{cp,t,x} = \varphi_{t,x} \frac{\sigma_{x,e}}{E_{x,c}} + \varphi_{t,x} \frac{1}{2} \frac{\Delta\sigma_x}{E_{x,c}} = \varphi_{t,x} \left(-\Delta\varepsilon_{x,e} + \frac{1}{2} \frac{\Delta\sigma_x}{E_{x,c}} \right) \quad (2.9)$$

ここに,

$\varphi_{t,x}$: 材齢 t における x 方向のコンクリートのクリープ係数 (土木学会コンクリート標準示方書⁶⁾ など適切な予測式による)

$\Delta\sigma_x$: コンクリートに作用している有効応力と、プレストレス載荷直後にコンクリートに作用していた応力との差。すなわち、応力損失であり、ここでは、乾燥収縮およびクリープの進行を鋼材が拘束することによる拘束応力を対象とする。

$$\Delta\sigma_x = (\Delta\varepsilon_{x,cr} + \Delta\varepsilon_{x,sr}) \cdot E_{x,c} \quad (\Delta\sigma_x \geq 0) \quad (2.10)$$

この関係を式(2.9)に代入し、さらに式(2.8)に代入すると次のようになる。

$$\Delta \varepsilon_{x,cr} = \frac{E_{x,s} \cdot A_{x,s}}{E_{x,c} \cdot A_{x,c} + E_{x,s} \cdot A_{x,s}} \varphi_{t,x} \left(-\Delta \varepsilon_{x,e} + \frac{1}{2} (\Delta \varepsilon_{x,cr} + \Delta \varepsilon_{x,sr}) \right) \quad (2.11)$$

ここで、 γ_{1x} を式(2.12)のように定義すると、式(11)は式(13)に書き換えられる。

$$\gamma_{1x} = \frac{E_{x,s} \cdot A_{x,s}}{E_{x,c} \cdot A_{x,c} + E_{x,s} \cdot A_{x,s}} \quad (2.12)$$

$$\Delta \varepsilon_{x,cr} \left(1 - \frac{\varphi_{t,x}}{2} \cdot \gamma_{1x} \right) = \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x} \left(-\Delta \varepsilon_{x,e} + \frac{1}{2} \cdot \Delta \varepsilon_{x,sr} \right) \quad (2.13)$$

$$\Delta \varepsilon_{x,cr} = \frac{\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} (-2\Delta \varepsilon_{x,e} + \Delta \varepsilon_{x,sr}) \quad (2.14)$$

式(14)を式(6)に代入すると次のようになる。

$$\Delta \varepsilon_{x,e} = \frac{\varepsilon_x - \varepsilon_y}{1 + \nu} - \frac{\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} (-2\Delta \varepsilon_{x,e} + \Delta \varepsilon_{x,sr}) \quad (2.15)$$

$$\Delta \varepsilon_{x,e} \left(1 - \frac{2\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} \right) = \frac{\varepsilon_x - \varepsilon_y}{1 + \nu} - \frac{\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x} \cdot \Delta \varepsilon_{x,sr}}{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} \quad (2.16)$$

$$\Delta \varepsilon_{x,e} = \frac{\varepsilon_x - \varepsilon_y}{1 + \nu} \left(\frac{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} \right) - \frac{\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x} \cdot \Delta \varepsilon_{x,sr}}{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} \quad (2.17)$$

さらに、乾燥収縮ひずみによる鋼材の拘束力とそれによってコンクリートに作用する反力の釣合いを考えると次のように表せる。

$$\Delta \varepsilon_{x,sr} = \frac{E_{x,s} \cdot A_{x,s}}{E_{x,c} \cdot A_{x,c} + E_{x,s} \cdot A_{x,s}} \varepsilon_{sh t, x} \quad (2.18)$$

$$\Delta \varepsilon_{x,sr} = \gamma_{1x} \cdot \varepsilon_{sh t,x} \quad (2.19)$$

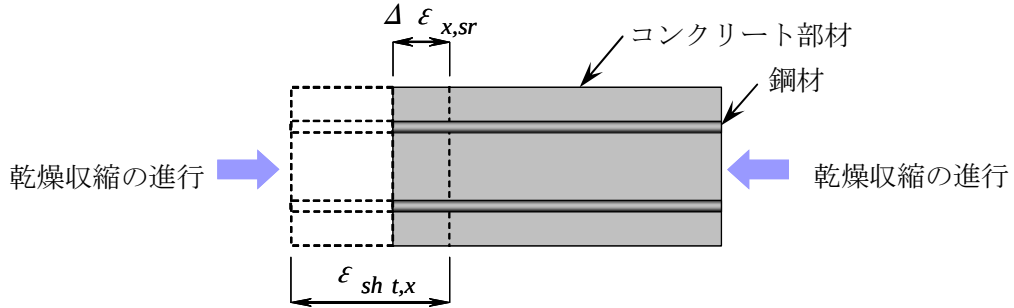


図 2.1.3 乾燥収縮ひずみによる鋼材の拘束力とコンクリートに作用する反力の釣合

ここに,

$\varepsilon_{sh t,x}$: 材齢 t における鋼材による拘束がない場合の x 方向のコンクリートの全乾燥収縮ひずみ (土木学会コンクリート標準示方書など適切な予測式による)

したがって, 式(17)は次のように書きかえられる。

$$\Delta \varepsilon_{x,e} = \frac{\varepsilon_x - \varepsilon_y}{1 + \nu} \left(\frac{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} \right) - \frac{\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}^2 \cdot \varepsilon_{sh t,x}}{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} \quad (2.20)$$

最終的に, 計測された 2 方向のひずみと, 対象とするコンクリート部材の諸数値を式 (2.20) に代入することによって, 部材コンクリートに作用する有効応力が解放されたときの弾性ひずみが得られる。

2) x 方向鋼材比と y 方向鋼材比が等しくない場合

x 方向の鋼材比と y 方向の鋼材比が等しくない場合，次のようになる。

$$\Delta \varepsilon_{x,sr} \neq \Delta \varepsilon_{y,sr}, \quad \Delta \varepsilon_{x,ysr} \neq \Delta \varepsilon_{y,xsr}$$

$$\therefore \phi_{x,r} \neq \phi_{y,r}$$

このとき，コア削孔により解放される x 方向ひずみと y 方向ひずみとの差は次のように表せる。

$$\begin{aligned} \varepsilon_x - \varepsilon_y &= (\Delta \varepsilon_{x,e} + \Delta \varepsilon_{x,ye} + \Delta \varepsilon_{x,si} + \Delta \varepsilon_{x,ysi} + \Delta \varepsilon_{x,sr} + \Delta \varepsilon_{x,ysr} + \Delta \varepsilon_{x,cr} + \Delta \varepsilon_{x,ycr}) \\ &\quad - (\Delta \varepsilon_{y,e} + \Delta \varepsilon_{y,xe} + \Delta \varepsilon_{y,si} + \Delta \varepsilon_{y,xsi} + \Delta \varepsilon_{y,sr} + \Delta \varepsilon_{y,xsr} + \Delta \varepsilon_{y,cr} + \Delta \varepsilon_{y,xcr}) \\ &= (\Delta \varepsilon_{x,e} - \Delta \varepsilon_{y,xe} + \Delta \varepsilon_{x,cr} - \Delta \varepsilon_{y,xcr} + \Delta \varepsilon_{x,sr} - \Delta \varepsilon_{y,xsr} - \Delta \varepsilon_{y,sr} + \Delta \varepsilon_{x,ysr}) \\ &= (\Delta \varepsilon_{x,e} + \nu \Delta \varepsilon_{x,e} + \Delta \varepsilon_{x,cr} + \nu \Delta \varepsilon_{x,cr} + \Delta \varepsilon_{x,sr} + \nu \Delta \varepsilon_{x,sr} - \Delta \varepsilon_{y,sr} - \nu \Delta \varepsilon_{y,sr}) \\ &= (1 + \nu)(\Delta \varepsilon_{x,e} + \Delta \varepsilon_{x,cr} + \Delta \varepsilon_{x,sr} - \Delta \varepsilon_{y,sr}) \end{aligned} \quad (2.21)$$

$$\therefore \Delta \varepsilon_{x,e} = \frac{\varepsilon_x - \varepsilon_y}{1 + \nu} - \Delta \varepsilon_{x,cr} - \Delta \varepsilon_{x,sr} + \Delta \varepsilon_{y,sr} \quad (2.22)$$

乾燥収縮ひずみによる鋼材の拘束力とそれによってコンクリートに作用する反力の釣合いを考えると，乾燥収縮ひずみの鋼材拘束による x 方向応力が解放されるとき x 方向の弾性ひずみ $\Delta \varepsilon_{x,sr}$ は次のように表せる。

$$\Delta \varepsilon_{x,sr} \cdot E_{x,c} \cdot A_{x,c} = (\varepsilon_{sh t, x} - \Delta \varepsilon_{x,sr}) E_{x,s} \cdot A_{x,s} \quad (2.23)$$

$$\Delta \varepsilon_{x,sr} = \frac{E_{x,s} \cdot A_{x,s}}{E_{x,c} \cdot A_{x,c} + E_{x,s} \cdot A_{x,s}} \varepsilon_{sh t, x} \quad (2.24)$$

$$\Delta \varepsilon_{x,sr} = \gamma_{1x} \cdot \varepsilon_{sh t, x} \quad (2.25)$$

また, γ_{1y} を式(26)のように定義すると, 乾燥収縮ひずみの鋼材拘束による y 方向応力が解放されるとき y 方向の弾性ひずみ $\Delta\epsilon_{y,sr}$ は次のように表せる。

$$\gamma_{1y} = \frac{E_{y,s} \cdot A_{y,s}}{E_{y,c} \cdot A_{y,c} + E_{y,s} \cdot A_{y,s}} \quad (2.26)$$

$$\Delta\epsilon_{y,sr} = \gamma_{1y} \cdot \epsilon_{sh\,t,x} \quad (2.27)$$

$$\therefore \epsilon_{sh\,t,x} = \epsilon_{sh\,t,y} \quad (2.28)$$

ここに,

$E_{y,s}$: y 方向の鋼材の弾性係数

$A_{y,c}$: y 方向のコンクリートの断面積

$A_{y,s}$: y 方向の鋼材の断面積

$\epsilon_{sh\,t,y}$: 材齢 t における鋼材による拘束がない場合の y 方向のコンクリートの全乾燥収縮ひずみ

したがって, 式(22)は, 次式のように書き直される。

$$\Delta\epsilon_{x,e} = \frac{\epsilon_x - \epsilon_y}{1 + \nu} - \Delta\epsilon_{x,cr} - \epsilon_{sh\,t,x}(\gamma_{1x} - \gamma_{1y}) \quad (2.29)$$

クリープひずみによる鋼材の拘束力とそれによってコンクリートに作用する反力の釣合いを考えると次のように表せる。

$$\Delta \varepsilon_{x,cr} \cdot E_{x,c} \cdot A_{x,c} = (\varepsilon_{cp\,t,x} - \Delta \varepsilon_{x,cr}) E_{x,s} \cdot A_{x,s} \quad (2.30)$$

$$\Delta \varepsilon_{x,cr} = \gamma_{1x} \cdot \varepsilon_{cp\,t,x} \quad (2.31)$$

ここで、持続応力がクリープおよび乾燥収縮によって変化する場合は、クリープひずみを次のように表すことができる。

$$\varepsilon_{cp\,t,x} = \varphi_{t,x} \frac{\sigma_{x,e}}{E_{x,c}} + \varphi_{t,x} \frac{1}{2} \frac{\Delta \sigma_x}{E_{x,c}} = \varphi_{t,x} \left(-\Delta \varepsilon_{x,e} + \frac{1}{2} \frac{\Delta \sigma_x}{E_{x,c}} \right) \quad (2.32)$$

$$\Delta \sigma_x = (\Delta \varepsilon_{x,cr} + \Delta \varepsilon_{x,sr}) \cdot E_{x,c} \quad (2.33)$$

この関係を式(2.31)に代入する。

$$\Delta \varepsilon_{x,cr} = \gamma_{1x} \cdot \varphi_{t,x} \left(-\Delta \varepsilon_{x,e} + \frac{1}{2} (\Delta \varepsilon_{x,cr} + \Delta \varepsilon_{x,sr}) \right) \quad (2.34)$$

$$\Delta \varepsilon_{x,cr} \left(1 - \frac{\varphi_{t,x}}{2} \cdot \gamma_{1x} \right) = \gamma_{1x} \cdot \varphi_{t,x} \left(-\Delta \varepsilon_{x,e} + \frac{1}{2} \cdot \Delta \varepsilon_{x,sr} \right) \quad (2.35)$$

$$\Delta \varepsilon_{x,cr} = \frac{\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} (-2\Delta \varepsilon_{x,e} + \Delta \varepsilon_{x,sr}) \quad (2.36)$$

さらに式(2.29)に代入すると次のようになる。

$$\Delta \varepsilon_{x,e} = \frac{\varepsilon_x - \varepsilon_y}{1 + \nu} - \frac{\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} (-2\Delta \varepsilon_{x,e} + \Delta \varepsilon_{x,sr}) - \varepsilon_{sh\,t,x} (\gamma_{1x} - \gamma_{1y}) \quad (2.37)$$

$$\Delta \varepsilon_{x,e} \left(1 - \frac{2\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} \right) = \frac{\varepsilon_x - \varepsilon_y}{1 + \nu} - \frac{\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x} \cdot \Delta \varepsilon_{x,sr}}{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} - \varepsilon_{sh\,t,x} (\gamma_{1x} - \gamma_{1y}) \quad (2.38)$$

$$\begin{aligned} \Delta \varepsilon_{x,e} = & \frac{\varepsilon_x - \varepsilon_y}{1 + \nu} \left(\frac{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} \right) - \frac{\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}^2 \cdot \varepsilon_{sh\,t,x}}{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} \\ & - \varepsilon_{sh\,t,x} (\gamma_{1x} - \gamma_{1y}) \left(\frac{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} \right) \end{aligned} \quad (2.39)$$

最終的に、計測された2方向のひずみと、対象とするコンクリート部材の諸数値を式(2.39)に代入することによって、部材コンクリートに作用する有効応力が解放されたときの弾性ひずみが得られる。

以上により、x方向およびy方向の鋼材比の条件により、式(2.20)または式(2.39)によって求めたx方向の有効応力が解放されるとき、x方向の弾性ひずみを、式(2.3)に代入することにより、図2.1.1で示した方法によって得られた2方向のひずみから、必要な有効応力を推定できる。

2.1.4 まとめ

これまでに、既設構造物のコンクリート部材に生じる有効応力の推定手法はいくつか提案されてきた^{5)~18)}。ところが、その推定精度などから実用的に確立された手法があるとはいえないのが現状である。その主要因としては、①コンクリート部材に発生する応力度の多様性と、②応力度を個々の要素へ分解することの困難さ、そして③個々の推定精度やこれらに対する配慮の欠如であると考えられる。

これまで、材齢を経たコンクリート部材には、乾燥収縮およびクリープに起因した複数の内部拘束応力の発生が確認されている。したがって、有効効力（ここでは、自重、プレストレスといった持続応力や設計で考慮する荷重作用による応力度と定義する）を推定するためには、コンクリート部材に生じている全ての応力から、内部拘束応力を分離する必要がある。提案する応力推定手法では、これらの内部拘束力の影響を一部無効化するなどして、推定精度の向上をはかっている。

2.2 コア切込み法の開発

2.2.1 貫通方式の課題と改良手法の概要

(1) 改良手法の概要

図 2.2.1 および図 2.2.2 に，貫通方式とコア切込み方式の概要を示す。

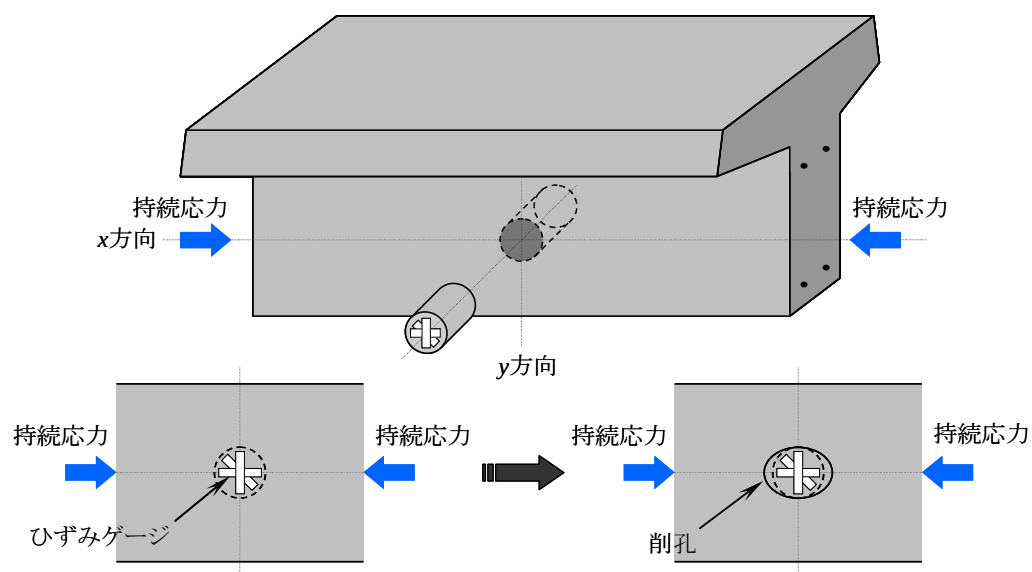


図 2.2.1 提案したコア貫通方式による実施形態

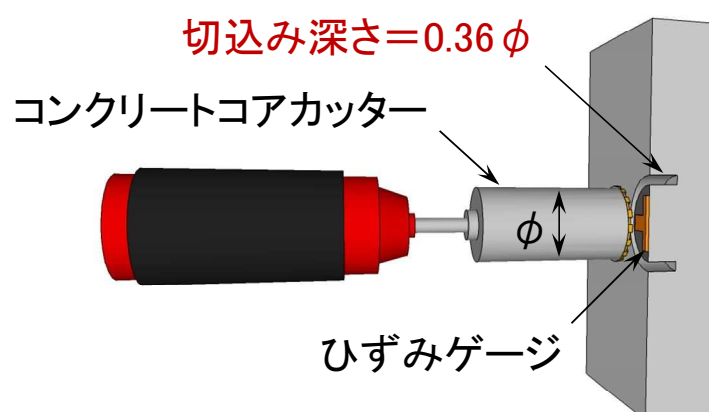


図 2.2.2 改良したコア切込み式による実施形態

上記の切込み方式に変更することで、改良手法は、

- ① P C 鋼材が密に配置された箇所でも適用することができる。
- ② 構造物への損傷度を軽減することができる。(欠損部体積換算で 1/40)

改良による効果としては、① P C 鋼材が偏心配置された曲げ部材において、P C 鋼材の配置されていない箇所（例えば T 桁のウェブなど）はプレストレス量が少なく、プレストレス評価における応力推定誤差が及ぼす影響が大きいと考えられる。しかし、切り込み法はプレストレスの多い箇所（例えば T 桁の下フランジなど）に適用することができるため、プレストレス評価における推定誤差の影響が少なくなる。ウェブと下フランジではプレストレスは 2 倍程度異なるため、推定精度としても同様に 2 倍程度向上する可能性がある。② 構造物への損傷度が軽減することで、管理者の理解が得られやすくなり、採用される機会が増えることで改良手法を実用化できる可能性がある。

(2) 当初提案したコア貫通方式による応力解放法の課題

当初提案したコア貫通式による応力解放法は、 $\phi 100$ のコアを部材全厚（もしくは 20cm 程度）に渡り削孔することを想定している。供試体による検証や撤去桁を用いた検証は行ったが、実構造物においては実施されていない。これの実用化にあたっては、いくつかの課題があったからである。

課題のひとつは、適用箇所の問題である。直径 100mm のコア径で貫通削孔するため、適用可能な削孔位置は限定される。PC 鋼材や鉄筋を切断することは絶対に避けなければならないため、コア位置は必然的にこれらが配置されていない箇所となる。T 桁型式の橋梁であれば、下フランジ部は PC 鋼材が密に配置されているためコア貫通方式の適用は難しく、PC 鋼材や鉄筋量の少ない支間中央付近のウェブ位置が候補となる。応力の推定誤差は、概ね $\pm 2\text{N/mm}^2$ 程度であるが、これはプレストレスの大小にはあまり依存しない傾向がある。つまり、プレストレスの推定精度としては、プレストレスが大きい程高く、プレストレスが小さい程低下する傾向がある。これは、PC 鋼材 1 本あたりに対するプレストレスのひずみは、図心に近い程小さく、図心から離れるにつれ大きくなるため、桁橋であれば図心位置に近いウェブでは僅かのひずみ誤差による評価への影響度が高くなってしまうためである。

もうひとつの課題は、構造物への「損傷度」が危惧される点である。上述したように桁橋での適用箇所は支間中央付近のウェブであるが、この付近の断面は曲げモーメントが卓越する設計断面でもある。削孔部は調査後に跡埋め補修を行っても、当初のプレストレス自体は回復されないため、活荷重による引張応力が発生することで、ひび割れ損傷をきたし耐久性上の弱点部となる可能性があるからである。

また、多様な構造物の条件に適用するためには、十分な推定精度を確保する必要があり、推定式で用いる変数の誤差に対する影響度や、評価方法の細部条件についても確認しなければならない。

以上の観点から、提案したコア応力解放法の実用化にあたっては、実施方法に関する改善と、提案式による推定精度に関する考察が必要と考えられる。

2.2.2 切込み深さに対する解析的検討

(1) 解析条件

従来の研究⁸⁾では、スリット応力解放法にて切込み深さと解放ひずみの関係について FEM による検討を行っている。切込みを徐々に深くすることで、表面の圧縮応力が解放されると共に、比較的浅い切込み深さの段階で見かけ上、全解放分のひずみがえられることを示唆している。この原理をもとに、本推定手法への適用を試みた。

コア応力解放における、切込み深さと表面ひずみとの関係を把握するために、三次元の線形 FEM 解析による検討を行った。解析モデルの例を図 2.2.3 に示す。版形状はコア径 $\phi 50$ については厚さ 100mm とし、幅 500mm×長さ 400mm の 1/4 対象モデルとしている。切込み深さを 10@5mm ずつ漸増させ、後半は 5@10mm としたモデルをそれぞれ作成した。プレストレスとしては一方向の等分布圧縮力 6N/mm^2 を側面より面圧として作用させ、発生したそれぞれのひずみ分布を確認した。ここで、使用した物性値はポアソン比を 0.2，ヤング係数は $31,000\text{N/mm}^2$ と設定している。また、コア径 $\phi 100$ については、 $\phi 50$ の倍の寸法でモデル化した。

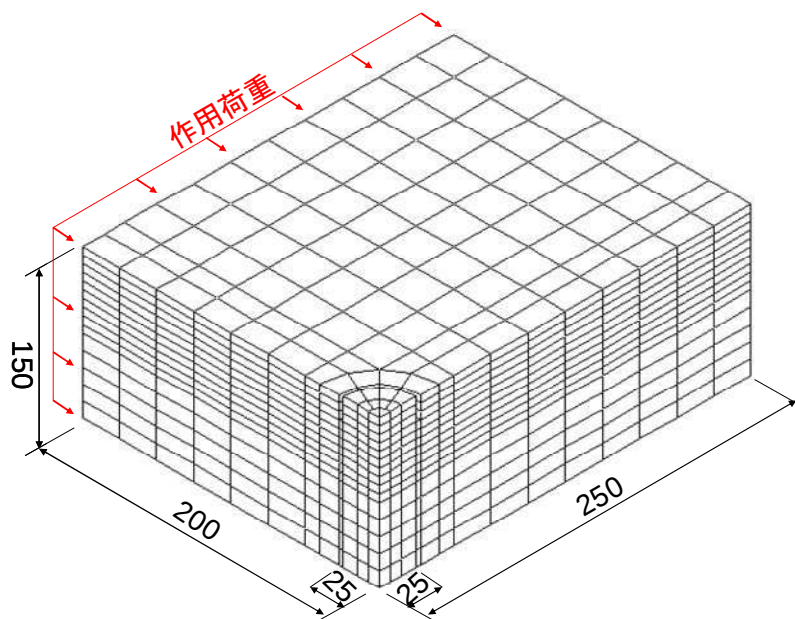


図 2.2.3 FEM 解析モデル ($\phi 50$ の例)

(2) コア表面のひずみ分布

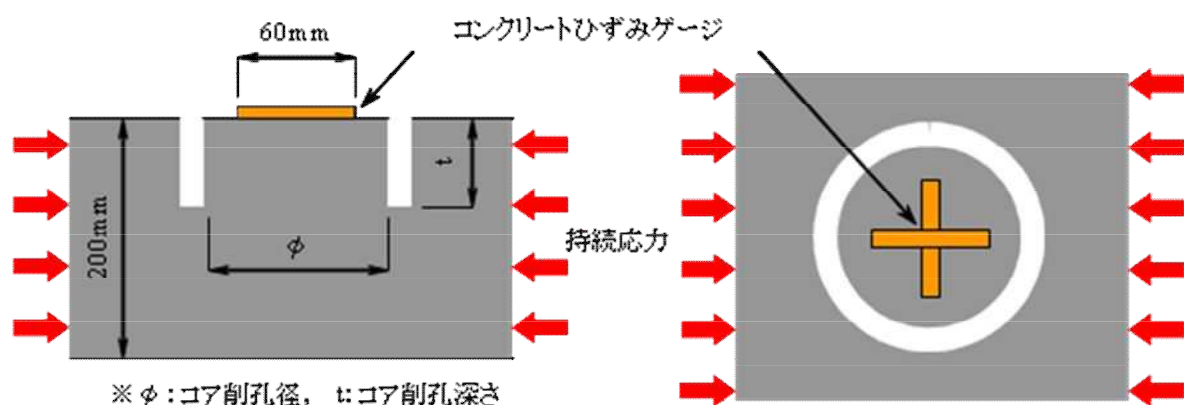


図 2.2.4 コア切込みの模式図 ($\phi 100$ の例)

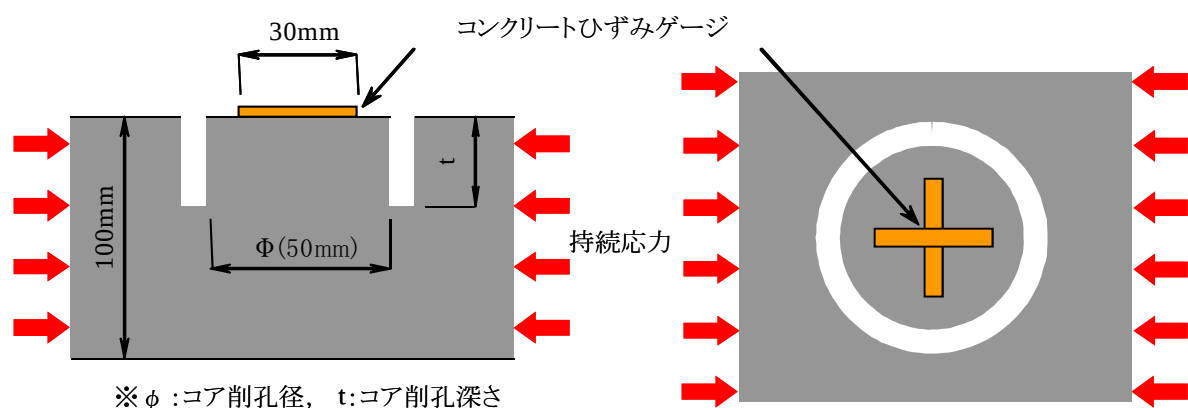


図 2.2.5 コア切込みの模式図 ($\phi 50$ の例)

解析では、切込み深さが主要なパラメータとなっている。模式図を図 2.2.4、図 2.2.5 に示す。 $\phi 100$ と $\phi 50$ は比例した形状のため同様の解析結果が得られたことから、以下の結果については $\phi 50$ のみ示す。図 2.2.6 に応力方向の表層ひずみ分布を示す。切込深さが増加することで、表層への応力伝達が低下しひずみ分布形状が 0 方向に推移した。最初は、端部で急激な応力低下があり、コア直径の 30%を過ぎたところでひずみがほぼ 0 近傍に分布した。その後、0 を超えて一旦マイナス側に推移し再度 0 に収束した。

直角方向のひずみ分布を図 2.2.7 に示す。最初、切込みがない状態では、ポアソンひずみ

の 40μ が分布している。切込みが入るに連れて、一旦中央付近のひずみが上昇し、徐々に低下して、50%あたりでゲージ長 30mm 区間の平均値としては 0 付近に収束した。その後、0 を超えてマイナス側に移行し再度 0 に収束した。

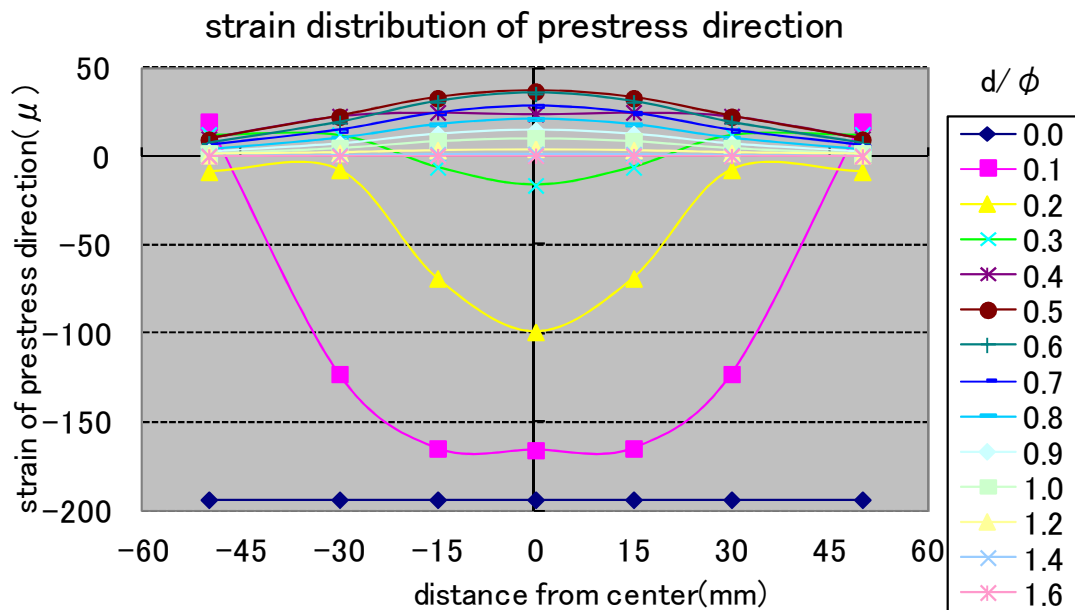


図 2.2.6 作用応力方向のコア表面のひずみ分布 ($\phi 50$)

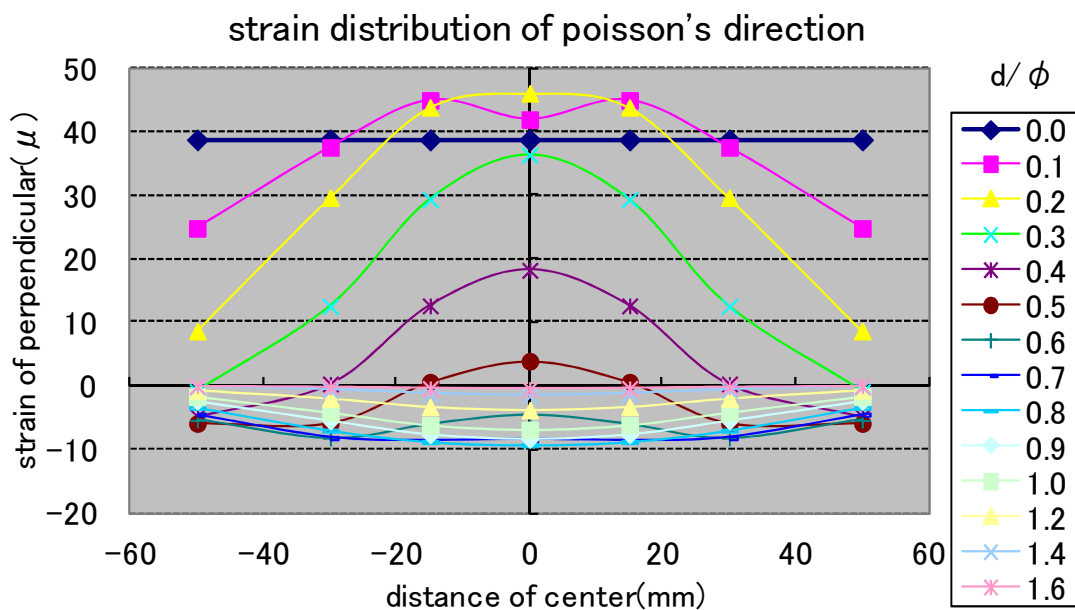


図 2.2.7 直角方向のコア表面のひずみ分布 ($\phi 50$)

(2) 切込み深さと解放ひずみの相関

縦軸にコア部の表面ひずみ（ここでは $\phi 50$ のゲージ長 30mm に対する平均ひずみ）を初期の圧縮ひずみで除して標準化したひずみと、横軸に切削率（ここでは切込み深さをコア径で除したものと定義している）の関係を図 2.2.8 に示す。载荷方向の傾向としては、切削率が増えるにつれて、初期圧縮ひずみの低下が大きく、切削率 0.32 を超える付近から 0 を超えて一旦引張側のひずみとなる。以降徐々に引張ひずみも小さくなり、切削率 1.6 付近で 0 に漸近する。切込み 3cm 時の主応力分布を図 2.2.9 に示すが、切込み初期においては、初期载荷ひずみの解放とは別に、コアへの作用応力が切込み底面付近に集中することによる偏心曲げからそり変形を起こしていると考えられる。そして切込みが進むにつれて曲げ変形に対するコアの断面高さが増すことで曲げ剛性が大きくなり、曲げ変形の影響が小さくなるためと考えられる。一方、ポアソン効果による载荷直角方向のひずみは、切削率 0.5 付近で 0 を超えて一旦圧縮側のひずみとなり、その後徐々に小さくなり、载荷方向と同様に切削率 1.6 付近で 0 に漸近する。

前項に示したプレストレスひずみの推定式(2.39)は 2 方向の解放ひずみ差である $\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}$ の関数で、全解放した場合のひずみ差は载荷ひずみの $1+\nu$ 倍となるため、解析結果から切削率は 1.6 倍以上で所要のひずみがえられることになる。しかし両曲線の交点にあたる切削率 0.36 付近のひずみ差 $\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2}$ においても、見かけ上同様のひずみ値がえられることから、切削率 0.36 における計測ひずみによっても評価できると考えられる。

また、本解析においてポアソン比を、0.167 とした解析においても、切削率 0.36 はほぼ変化はなかった。また、版厚を 10cm から 20cm とした解析においても、同様の解析結果がえられた。さらに、ヤング係数を 25,000N/mm² や 35,000N/mm² とした解析結果においても切削率 0.36 の傾向に変化は見られなかった。

(3) まとめ

コア径 50mm、ゲージ長 30mm とした条件のもとでは、切込み深さをコア径の 36%（ $\phi 50$ の場合は 18mm）とすることで、見掛け上全解放分のひずみが発生する。

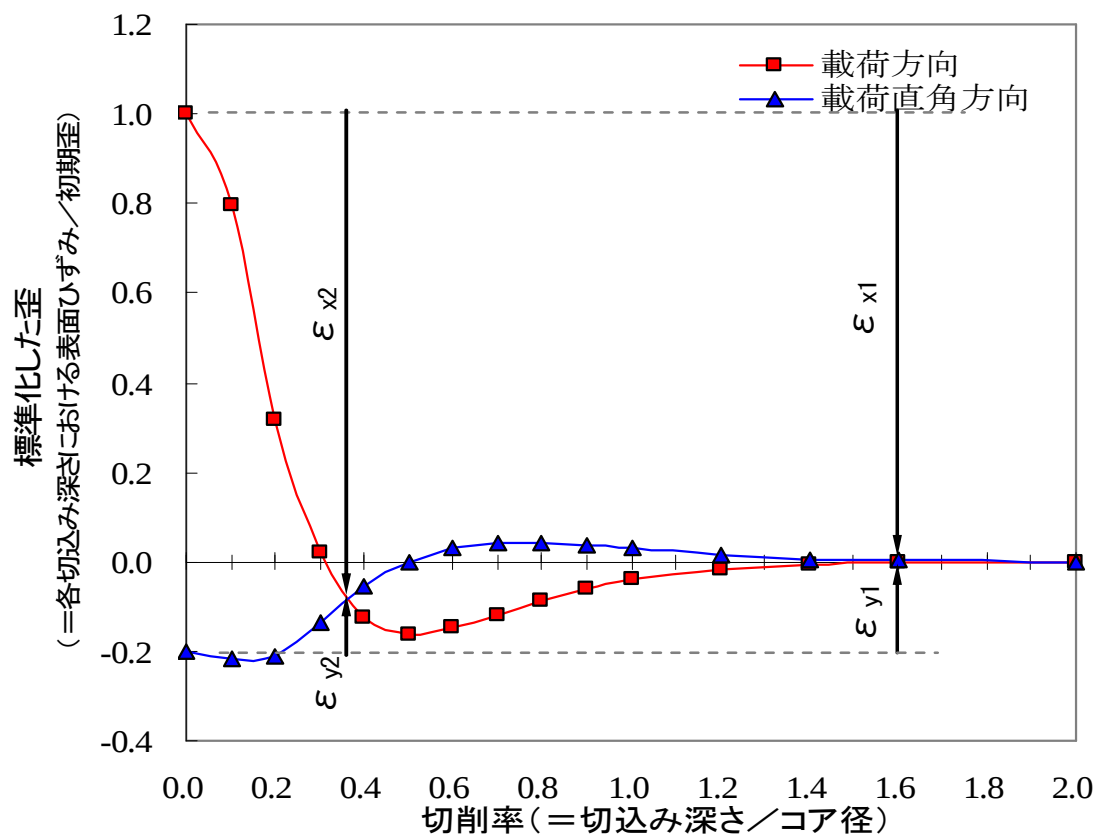


図 2.2.8 切込み深さと解放ひずみの関係

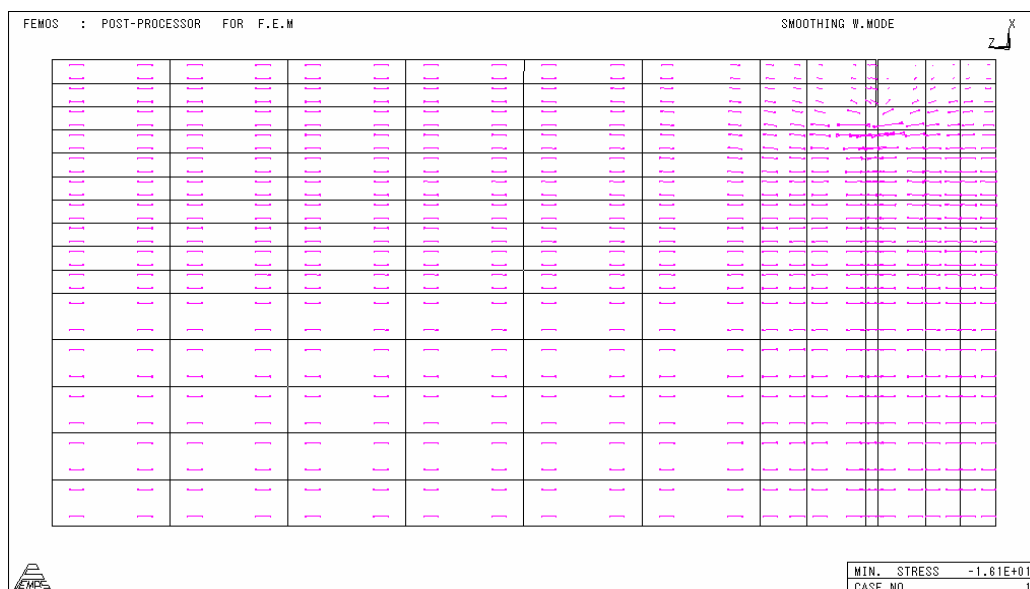


図 2.2.9 切込み深さ 3cm における主応力分布

2.2.3 供試体による検証実験

(1) 目的

前項では、3次元線形 FEM 解析により貫通と同等の全解放ひずみが得られる切込み深さについて検討した。しかし、解析条件では断面に一樣に分布した応力を想定した結果である。実物においては、深さ方向について不均一な応力分布を示したり、解析条件以外の要素が含まれる可能性も存在する。実際にプレストレスを導入した供試体に用いて、貫通方式と提案する切込み方式で作用する応力を推定することによって、その妥当性と推定精度について検証を行う。

(2) P C 版供試体

貫通方式との比較を行うため、貫通方式と同一条件で実施できる図 2.2.10 に示すような方向の P C 版供試体を製作した。形状寸法は長さ 2400mm、幅 1000mm、厚さ 200mm とし $\phi 32$ の PC 鋼棒を 2 本配置し、ポストテンション方式により軸力として試験時で 4.9 N/mm^2 のプレストレスを導入した。

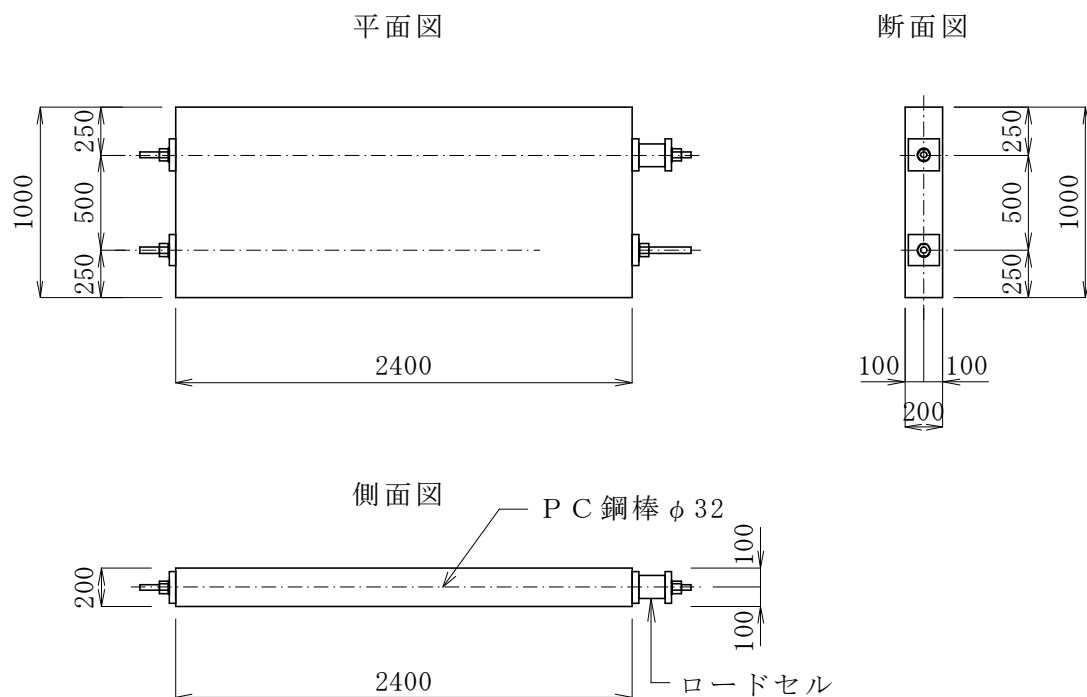


図 2.2.10 P C 版供試体の形状と計測位置

また、試験実施時の材齢としては1年が経過しており、クリープおよび乾燥収縮がかなり進行した状態で試験を行っている。図 2.2.11 に配筋を、表 2.2.1 にコンクリートの配合を示す。

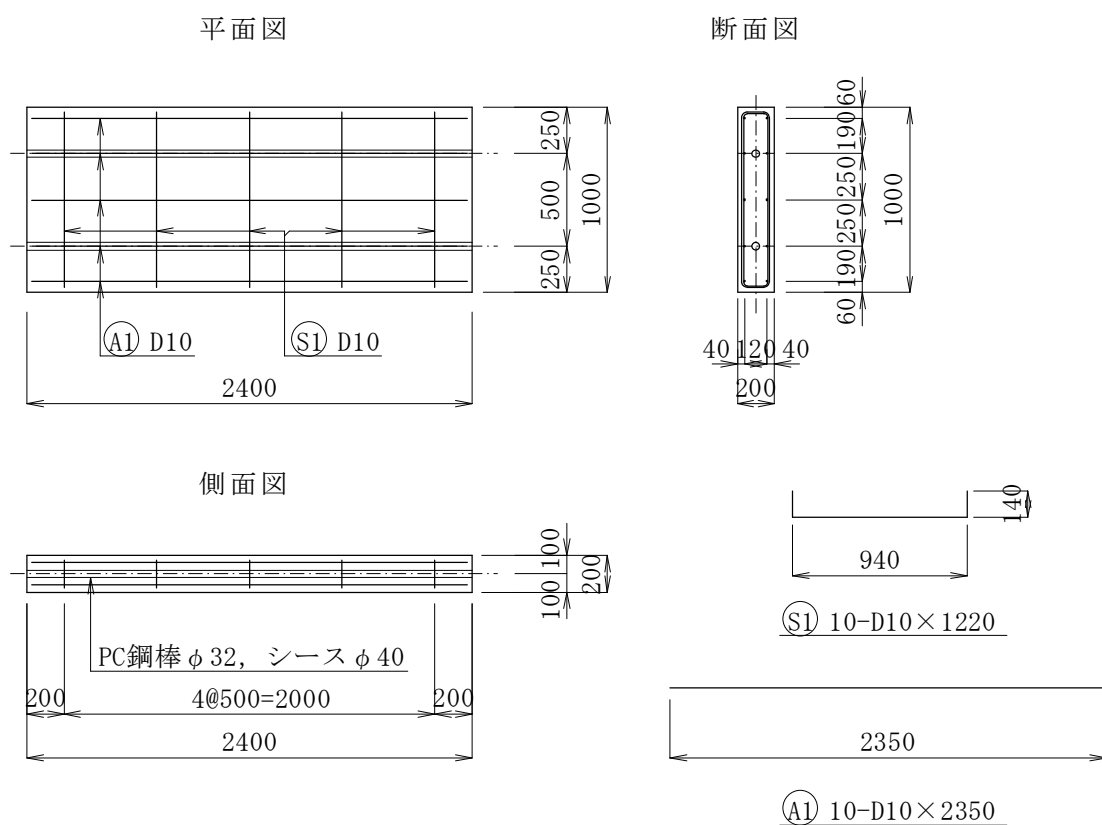


図 2.2.11 P C版供試体の配筋

表 2.2.1 コンクリートの配合

粗骨材の 最大寸法 (mm)	スランブ の範囲 (cm)	水セメント 比 W/C (%)	空気量 の範囲 (%)	細骨材率 (%)	単 位 量 (kg/m ³)				
					水 W	セメント C	細骨材 S	粗骨材 G	混和剤 A
20	8±2.5	60	4.5±1.5	46.9	165	275	859	981	6.88

(3) 測定方法

コア径は $\phi 100$ と $\phi 50$ の 2 種類とし、 $\phi 100$ についてはゲージ長を 60mm で、切り込み深さは 36mm，またコア径 $\phi 50$ についてはゲージ長を 30mm で、切り込み深さは 18mm で実施した．切り込み後，解放ひずみの計測値が安定するまで 30 分から 1 時間程度をインターバルで測定を継続し，ひずみが安定した後，コアを版底部まで貫通させ全解放のひずみを計測した．計測位置を図 2.2.12 に示す．

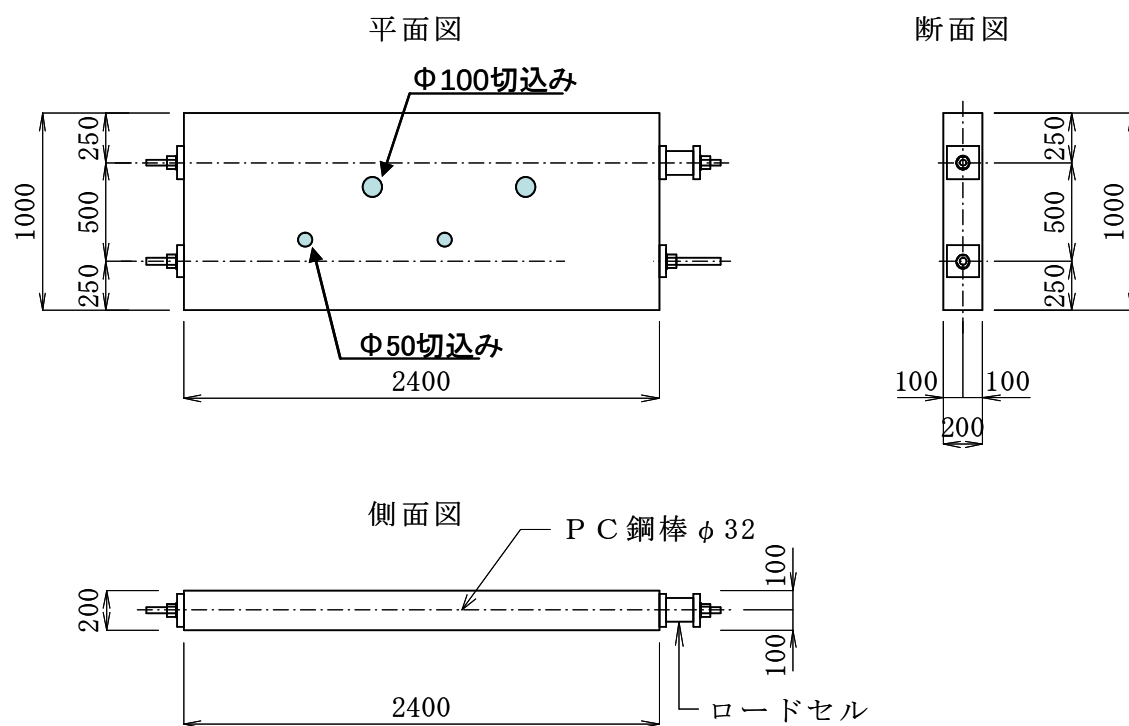


図 2.2.12 計測位置



写真 2.2.1 P C 供試体

(4) 応力推定の結果

応力推定の計算に使用したパラメータを表 2.2.2 に示す。鋼材量は配筋図にもとづき、使用鉄筋および PC 鋼材の公称断面を用いた。また、乾燥収縮およびクリープ係数は、コンクリート標準示方書の推定式により算出した。ヤング係数については、JIS A 1149 に従った円柱供試体を用いた静弾性係数測定より算出した。

切込み方式による応力の推定結果を図 2.2.13 に示す。φ100 と φ50 についてそれぞれ 2 箇所実施したが、いずれも PC 鋼棒に取り付けたロードセルで計測した有効応力に対し、 $\pm 1\text{N/mm}^2$ 以内の精度であった。また、切込み方式と貫通方式の比較を図 2.2.14 に示す。φ100 のうち 1 本は、ビット抜きとり時に表面が欠けたため計測できなかったが、残りの 3 体については、切込みと貫通はほぼ同じ値を示していることから、設定したコア径の 36% の切込みによる方法の有効性が確認できたと考えられる。

表 2.2.2 推定計算に使用したパラメータ

項目	数値	備考
載荷方向鋼材量	2321.8mm ²	鉄筋＋PC 鋼材
直角方向鋼材量	713.3mm ²	鉄筋のみ
乾燥収縮度	478 μ	土木学会式より
クリープ係数	1.08	土木学会式より
コンクリートのヤング係数	26.7GPa	採取コアによる実測値

(5) まとめ

供試体実験より、切込み方式による応力推定について有効性が確認できた。

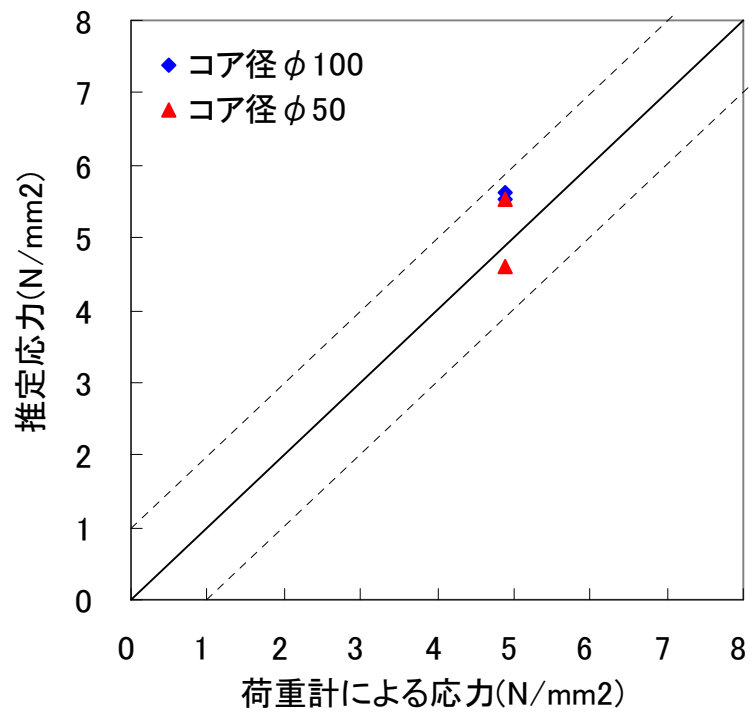


図 2. 2. 13 供試体の浅切り方式の推定精度

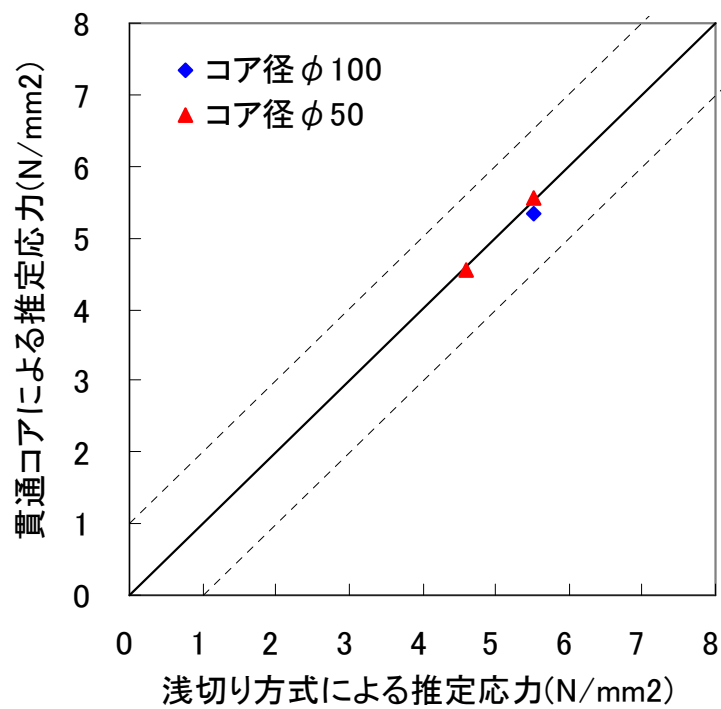


図 2. 2. 13 浅切り方式と貫通コアの比較

2.2.4 撤去桁を用いた検証実験

(1) 目的

供試体に比べ実構造物においては、種々の条件が異なるため切込み方式の実用化にあたっては改めて検証が必要である。実構造物ここでは T 桁を例に考えるが、断面形状が異なることで、乾燥収縮のバラツキの影響や、配筋バランスの相違、また、施工時のコンクリートの不均一性の影響や、厳しい環境条件による劣化の影響など、供試体にはない要因が多数含まれる。実構造物として長期間供用された撤去桁を用いた検証を行うことで、切込み方式による応力解放の有効性について検証する。

(2) 撤去桁の計測概要

検証には、供用後約 40 年が経過し、塩害による損傷から架け替えとなって撤去された T 桁橋の主桁(写真 2.2.2)を用いた。撤去桁は、桁長が 17m で 12 ϕ 7 の PC 鋼線が 5 ケーブル配置されている断面配筋と計測位置を図 2.2.15 に示す。計測は支間中央付近の下フランジ下縁とウェブ中央付近で実施した。T 桁の下フランジには PC 鋼材が配置されておりシースのかぶりは 58mm である。また主筋の配置間隔が 67mm であることから、鋼材を切断しないためには、必然的にコア径は 50mm、切り込み深さは切込み方式による 18mm となる。測定状況を、写真 2.2.3、写真 2.2.4 に示す。また応力推定の計算に使用した諸数値を表 2.2.3 に示す。



写真 2.2.2 撤去桁 (in 施工技術総合研究所)

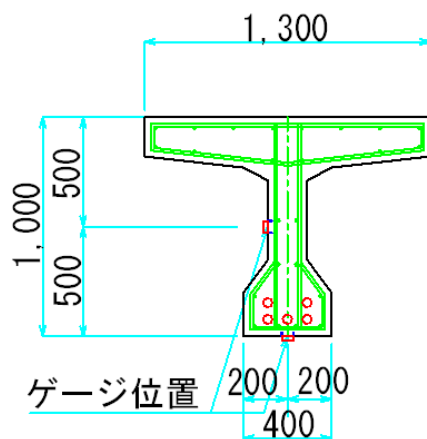


図 2. 2. 15 撤去桁の配筋および計測位置



写真 2. 2. 3 コア切込み状況



写真 2. 2. 4 ひずみ測定状況

表 2. 2. 3 推定計算に使用したパラメータ

項目	数値	備考
載荷方向鋼材量	5349. 8mm ²	鉄筋＋P C鋼材
直角方向鋼材量	1689. 3mm ²	単位長さあたり
乾燥収縮度	517μ	土木学会式より
クリープ係数	1. 37	土木学会式より
コンクリートのヤング係数	35. 0GPa	設計計算書より

(3) 切込み方式による撤去桁の応力推定

応力の推定結果を図 2.2.16 に示す。下フランジの下縁側については、設計計算値 11.65N/mm^2 に対して、応力解放法による推定値は 11.44N/mm^2 とほぼ一致した結果であった。また、ウェブ側面については、計算値 5.73N/mm^2 に対して、応力解放法による推定値は 3.76N/mm^2 と 2N/mm^2 程度低い結果であった。

ウェブの誤差要因としては、下フランジが 400mm 幅有るのに対して、ウェブは 180mm と半分以下の部材厚のため、乾燥収縮に差による部材間拘束など考えられる。また、桁には各所に塩害損傷が見られるため、鉄筋腐食による影響などが考えられる。

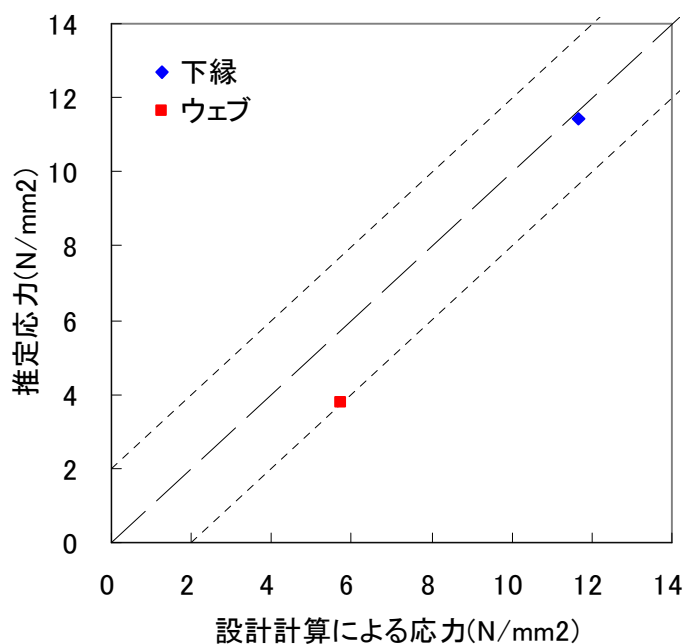


図 2.2.16 撤去桁における推定応力

(4) まとめ

撤去桁による応力推定では、改善した切込み方式の適用性について確認できた。

2.2.5 まとめ

コア径の小径化及び切込み深さを浅くした切込み方式への改善検討について述べた。

解析及び実験的検討により以下について示した。

- 1) 開発したコア応力推定法における切込み方式の提案.
- 2) 切込み深さは、コア径に対し 36%であることを解析と供試体実験より示した.
- 3) 撤去桁による応力推定では、提案する切込み方式の実構造物への適用性について示した.

2.3 削孔機材に関する検討

(1) ドライコア工法（当初）

1) 概要

一般に、コンクリート部材にコア削孔を行う場合、コンクリートコアドリルが使用される。ダイヤモンド製の刃を持ったコアビットが回転しながら、コンクリートを削っていく。そのため、コンクリートには摩擦熱が発生する。この摩擦熱を抑えるため、通常は、水を刃口に供給しながら切削する湿式のコア削孔が用いられる。応力解放法では、解放されるひずみなどの物理量を捉えるため、コンクリート表面ひずみゲージなどが使用される。コア削孔の際に水を用いる湿式では、供給され水分をコンクリートが吸収して膨潤による付加ひずみが発生したり、ひずみゲージのはがれや絶縁不良を引き起こしたりする危険性がある。このような状態では、精度よく有効応力度を推定することが困難である。

そこで、本方法では、水を用いない乾式のコア削孔を用いることを基本とする。それにより、上記のリスクを回避しつつ、特殊なひずみゲージの使用や特別な防水の施工を行うことなく、精度のよいひずみ計測が可能となる。また、削孔にともなう廃水処理の問題も回避できる。

2) 冷却装置

従来の冷却水を用いない乾式のコア削孔の方法では、削孔に伴う摩擦熱の制御ができず、コアおよび周囲のコンクリートが過剰に温度上昇し、なおかつ、水による摩擦低減効果がないため、切削時の摩擦も湿式に比べて大きい。さらに、過度の高温によってダイヤモンド製の刃が変質し、より一層切削時の摩擦が増加することによって、切削が困難になる場合が多い。

また、コンクリートの温度上昇によって、別の問題も発生する。コンクリートは、温度上昇とともに膨張し、ひずみが生じる。コンクリート用のひずみゲージは、温度によるひずみをほぼキャンセルできるよう設計されているが、すべてのコンクリートに対してキャンセル

できるわけではなく、通常、温度変化によって 1℃あたり数マイクロのひずみのシフトが生じる。さらに、過度の温度上昇が生じた場合は、ひずみゲージの温度保証範囲を超えたり、接着不良や絶縁不良などの不具合を生じたりする危険性がある。したがって、過度の温度上昇は避ける必要がある。本手法では、冷却装置を使用し、コンクリートの温度上昇を制御できるコア削孔を基本とする。温度上昇をほとんど伴わないコア削孔により、精度のよいひずみ測定が可能になる。

3) 集塵装置

乾式のコア削孔におけるもうひとつの欠点は、粉塵の発生である。コア削孔は、コンクリートを削りながら進むため、かなりの粉塵が発生する。湿式の方法では、冷却水を供給するため粉塵の問題は生じないが、廃水処理の問題は残る。そこで、本手法では、集塵機を装備したコア削孔の方法を基本とする。これにより、作業員の健康確保や、環境への負荷が低減可能となる。

ドライコアによるコア削孔の状況を**写真 2.3.1**に示す。また、集塵装置、冷却装置および電源ユニットを**写真 2.3.2～写真 2.3.4**に示す。



写真 2.3.1 コア削孔の状況



写真 2.3.2 冷却装置



写真 2.3.3 集塵装置



写真 2.3.4 電源ユニット

(2) 乾式コアドリルの適用（改良方法）

全節で紹介したドライコア工法には、いくつかの課題があった。トラック 1 車分の大型特殊機材を必要とし、これを設置出来ない現場環境への適用が難しいことと、経済性の問題である。

実用化にあたっては、適用性が高く取り扱いが容易な「乾式のコアドリル」を用いた削孔方法を適用した。当初、乾式コアドリルは、摩擦熱によるコア内部の温度上昇の影響が懸念されたことと、 $\phi 100$ の貫通コアでは機材の能力不足による施工性の課題があった。しかし、 $\phi 50$ の切り込み方式に変更したことで、こうした問題が解消され本工法への適用が可能となった。乾式コアドリル工法は、通常の湿式用削孔機に、専用の乾式用ダイヤモンドコアビットを装着することでも対応できる。乾式工法の関連機材を写真 2.3.5 に示す。ひとつ削孔時の粉塵問題が予想されたが、コア内部に通じる注水孔に、簡易式の集じん機を接続することで、削孔時の粉塵を回収でき無粉塵での実施することができた。

また、コアビットの代わりに先端が尖った芯出し治具を装着することで、コア切込み位置に対しミリ単位の位置合わせが可能である。



写真 2.3.5

(3) 削孔機の固定方法

削孔時のコアドリルには、反力から削孔方向とは逆向きの力が作用して浮き上がろうとする。これを防止するため、土台部分はあと施工アンカーにより強固に固定する必要がある。あと施工アンカーを設置するには、アンカーの外径 16～19mm 程度でのドリル削孔が必要になる。削孔によっては、少なからず構造物を傷つけてしまうこと、また鋼材本数が多くかぶりの浅いプレテンション方式の桁などは鋼材損傷の可能性があり注意が必要である。また施工性においては、点検車のような不安定な足場上での作業、下フランジ下面の調査では上向き施工を余儀なくされる等、施工性に課題があった。

アンカー取付け時における構造物損傷への配慮と、施工性の改善が必要と考えられた。他の方法としては、土台の代わりに人間が支えるハンドドリルタイプと、外周にパッキンを取り付けた土台の裏面空間を減圧することで、吸着定着する真空パッド方式による固定が考えられた。前者のハンドタイプは、mm 単位の設置精度を必要とする本工法には不向きであるため、後者の真空パッド方式を採用した。

真空パッド定着法、ひび割れや浮きのある場所ではエアー漏れを起こし定着が難しい。しかし、こうした損傷箇所では応力解放自体の精度にも影響する可能性があるため、調査場所を変えることで回避できる。劣化した既設構造物等いくつかに応用した所、問題なく実施することができた。



写真 2.3.6

2.3 第2章の結論

本章の結論を以下に記述する。

- ・開発したコア貫通方式による応力解放法の推定理論について概説し、実用化に向けた課題について整理した。
- ・上記課題としては、実施方法による適用範囲の制限、具体には PC 鋼材が密に配置された箇所には、損傷リスクから直接適用できないという問題がある。また、対象によっては断面欠損による調査時の構造物への損傷度が懸念される。
- ・コア切込み方式による応力解放法について提案し、これの切り込み深さは、コア系に対し 36%であることを FEM 解析から明らかにし、供試体および撤去桁による実験で、その妥当性について示した。
- ・使用機材として、工事用の大型機材ではなく、調査用の小型機材を提案し、削孔方式としては乾式工法を推奨した。

3章 1方向PC構造のプレストレス推定に関する検討

3.1 概要

改善したコア切込み方式による応力推定手法の実用化にあたり、①実際の健全度診断や劣化調査において、どの程度の推定精度が必要になるか、また応力推定においてどのパラメーターの精度が重要であるか、あるいは②劣化した構造物に対し十分な推定精度が確保できているか、といった要因について整理する必要がある。本章では、これらの要因について検討を行った。

応力評価において必要な要求精度は構造物や目的によって異なるため、一概に定めることは難しい。大きく異なる要因としては、①プレストレス量の大小、②曲げ部材か軸力部材か、③診断目的が構造物の劣化度の定量化か、安全度の判定程度のものか、など想定される。

調査ニーズの多い例として、橋梁では T 桁健全度診断、補強のための劣化度調査といったものがあげられる。B 活荷重（旧 TL-20 相当）で設計された T 桁であれば、標準設計ではプレストレス量としては、下フランジ下縁付近では概ね 20N/mm^2 前後であることが多い、また、曲げ破壊の安全率としては 1.2 が標準的である。そうした場合、安全性の診断であれば、 20N/mm^2 の 2 割に相当する -4N/mm^2 の劣化減少を、応力推定によって見極めることができるかということが要求性能となる。

これまで、本手法で実施してきた推定精度は供試体レベルではおよそ $\pm 1\text{N/mm}^2$ 、実構造物であれば、およそ $\pm 2\text{N/mm}^2$ 程度であることから、上記の条件であれば、概ね要求精度を確保できると考えられる。

しかし、今後適用例が増えると予想される中で、想定外に劣化した構造物や是迄にない調査条件に出会うことも想定される。よって、推定式で用いる変数がどの程度、推定精度に対し影響をもっているかについて把握することが重要である。

3.2 応力推定の各変数に関する検討

3.2.1 応力推定における各変数の感度分析

(1) 目的

応力推定の精度を確保する上では、提案したコア応力解放の推定式における各変数の変動が、応力推定値に及ぼす影響について検討する必要があると考えられる。よって、各変数を独立変数と仮定し、変数の変動による応力推定値の変化について感度分析による試算を行った。

(2) モデル供試体

感度分析には、図 3.2.1 に示す PC 版供試体を用いた。形状寸法は長さ 2400mm，幅 1000mm，厚さ 200mm とし $\phi 32$ の PC 鋼棒を 2 本配置し，ポストテンション方式により軸力として 5 N/mm^2 のプレストレスが導入されている。コンクリートの設計規準強度は 40 N/mm^2 である。PC 版供試体の配筋形状を図 3.2.2 に示す。

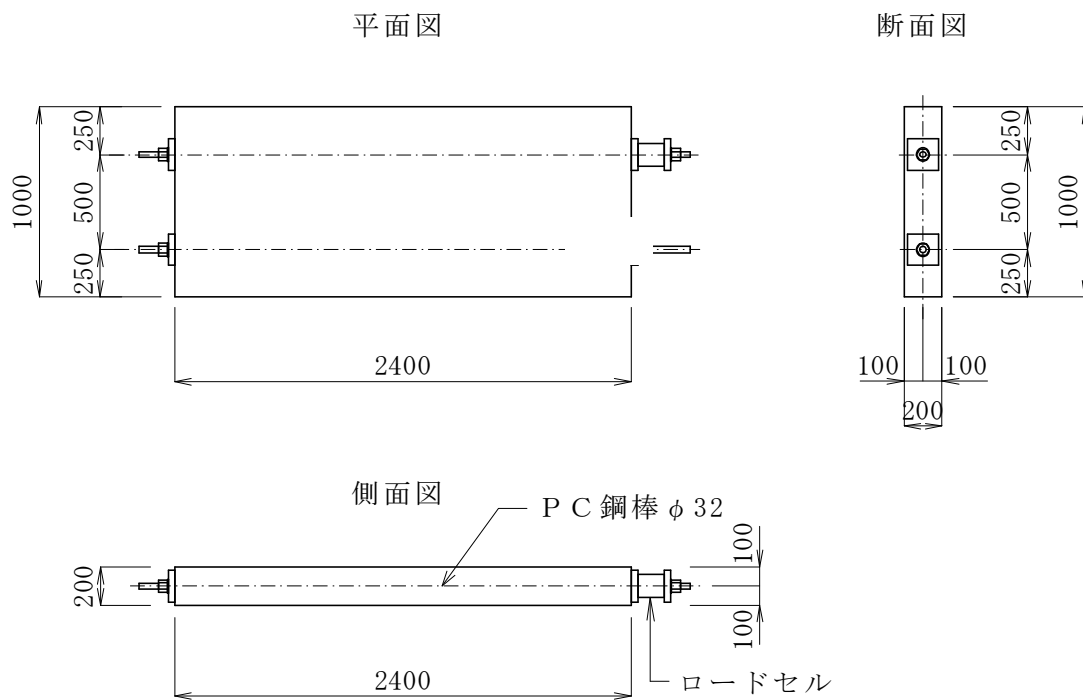


図 3.2.1 PC 版供試体の形状と計測位置

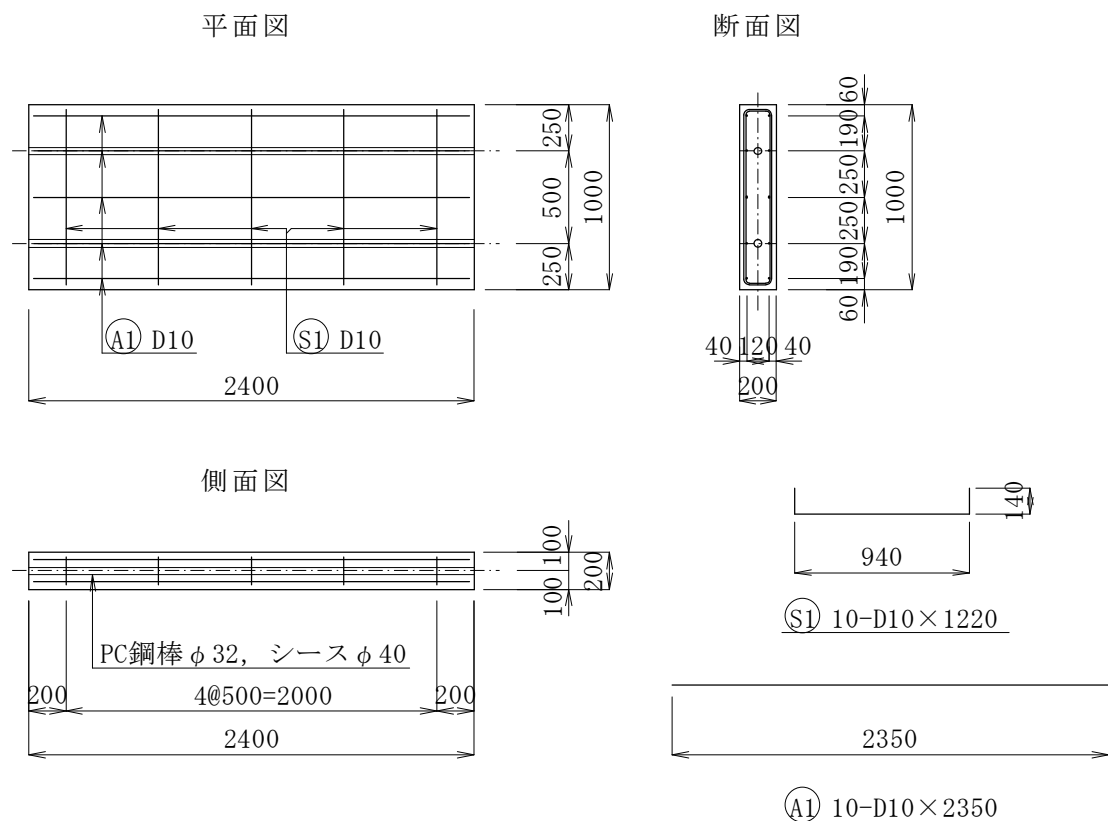


図 3.2.2 PC 版供試体の配筋

(3) 変数の変動幅の設定

変数の変動幅（上限下限）の設定について以下に記載する。変動幅の設定においては、指針類における推奨値や、設計値、また実構造物における計測値などを参考に設定した。各時代での使用材料の変遷や、計測データの不足等から明確な変動幅を設定することは困難である。ここでは、あくまで推定式の誤差を検討する上での変数感度を試算することを目的としている。

各変数で設定した上下限を表 3.2.1 に示す。

表 3.2.1 変数上下限の設定値

変数	クリープ係数	乾燥収縮	鋼材拘束度	ヤング係数	ポアソン比
単位	-	μ	-	N/mm ²	-
下限	1	200	0.027	24000	0.130
上限	2.6	1000	0.075	40000	0.210

① 乾燥収縮量

乾燥収縮量について、下限値は道路橋示方書の設計値 200μ を、上限値はコンクリート標準示方書（2007 年制定，pp.45）で示される乾燥収縮が大きい場合の 1000μ とした。

② クリープ係数

クリープ係数について、下限値はコンクリート標準示方書（2007 年制定，pp.50）のクリープ式において PC 用の配合で算定されたクリープ係数の算定値から試算した値 1.0 を、上限値は道路橋示方書における設計値 2.6 とした。

③ 鋼材の拘束度

鋼材の拘束度は、使用した版供試体の鉄筋のみ考慮した値を下限值として 0.027，上限は PC 鋼材も考慮した値として 0.075 とした。

④ ヤング係数

ヤング係数は、これまで実橋より採取したコアサンプルのデータをもとに、下限を $24,000\text{N/mm}^2$ ，上限を $40,000\text{N/mm}^2$ と設定した。

⑤ ポアソン比

ポアソン比については、これまで実施した PC 用コンクリートの円柱供試体より取得したデータをもとに、下限値を 0.13，上限値を 0.21 と設定した。

(4) 感度分析による試算

設定した変数の上下限幅の中で各変数が独立に変動(ここでは等分に 17 段階で漸増)するものとして、式(2.39)により試算した推定応力値を表 3.2.2 および図 3.2.3 に示す。

中央ステップの No.9 は、各変数の中央値をもとに試算した応力で、全て同一で 5.4N/mm² である。上下限で変動幅の大きいものから順に並べると、

1. ヤング係数 (2.7N/mm²)
2. 鋼材拘束度 (1.7N/mm²)
3. 乾燥収縮 (1.2N/mm²)
4. クリープ係数 (0.6N/mm²)
5. ポアソン比 (0.3N/mm²)

といった試算結果となった。

表 3.2.2 各変数の変動による推定応力

変数 単位	step	クリープ係数 -	推定応力 N/mm ²	乾燥収縮 μ	推定応力 N/mm ²	鋼材拘束度 -	推定応力 N/mm ²	ヤング係数 N/mm ²	推定応力 N/mm ²	ポアソン比 -	推定応力 N/mm ²
下限	1	1.0	4.80	200	4.48	0.027	4.32	22,000	3.71	0.130	5.20
	2	1.1	4.83	250	4.56	0.030	4.41	23,000	3.87	0.135	5.18
	3	1.2	4.86	300	4.63	0.033	4.49	24,000	4.04	0.140	5.16
	4	1.3	4.89	350	4.70	0.036	4.58	25,000	4.21	0.145	5.15
	5	1.4	4.92	400	4.77	0.039	4.67	26,000	4.38	0.150	5.13
	6	1.5	4.95	450	4.84	0.042	4.77	27,000	4.55	0.155	5.11
	7	1.6	4.99	500	4.91	0.045	4.86	28,000	4.72	0.160	5.09
	8	1.7	5.02	550	4.98	0.048	4.96	29,000	4.89	0.165	5.07
中央値	9	1.8	5.05	600	5.05	0.051	5.05	30,000	5.05	0.170	5.05
	10	1.9	5.09	650	5.13	0.054	5.15	31,000	5.22	0.175	5.04
	11	2.0	5.12	700	5.20	0.057	5.26	32,000	5.39	0.180	5.02
	12	2.1	5.16	750	5.27	0.060	5.36	33,000	5.56	0.185	5.00
	13	2.2	5.20	800	5.34	0.063	5.46	34,000	5.73	0.190	4.98
	14	2.3	5.23	850	5.41	0.066	5.57	35,000	5.90	0.195	4.97
	15	2.4	5.27	900	5.48	0.069	5.68	36,000	6.07	0.200	4.95
	16	2.5	5.31	950	5.55	0.072	5.79	37,000	6.23	0.205	4.93
上限	17	2.6	5.35	1000	5.62	0.075	5.91	38,000	6.40	0.210	4.92
変動幅			0.5		1.1		1.6		2.7		-0.3

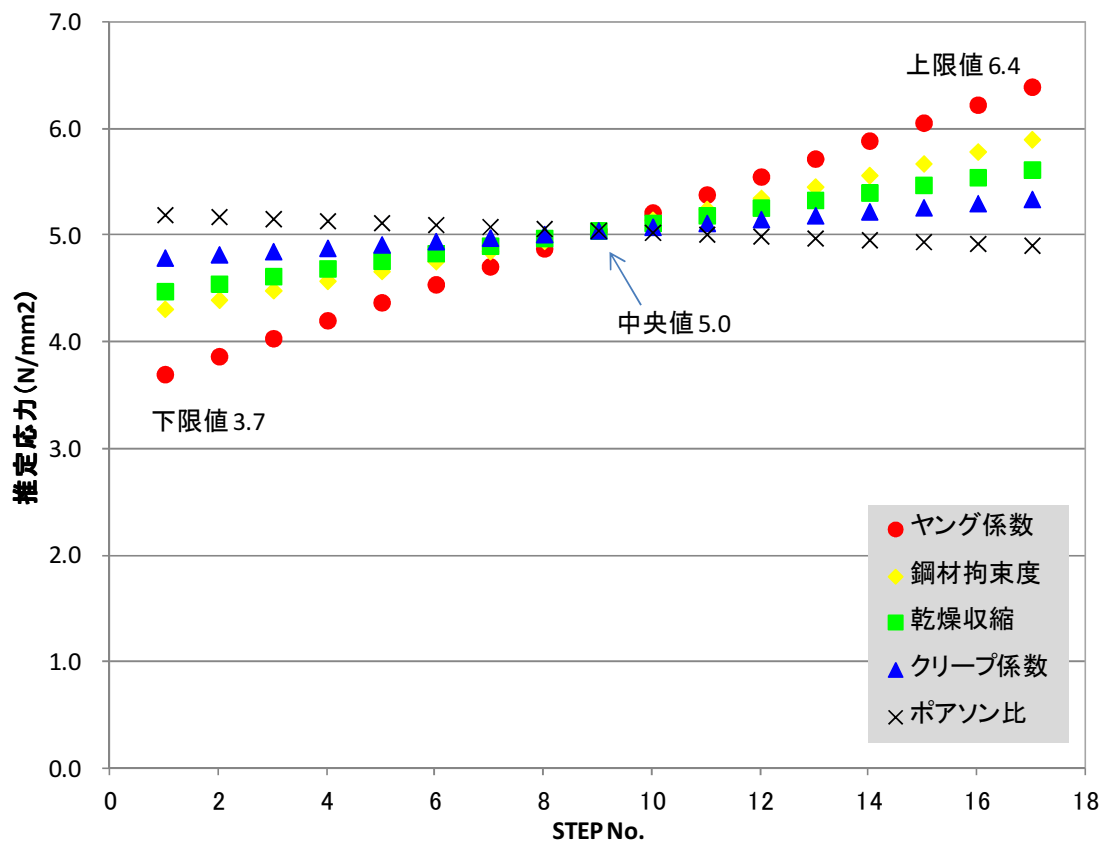


図 3.2.3 各変数の変動による推定応力の影響度

(5) まとめ

各変数の変動を，独立要素と仮定して検討したが，ヤング係数，乾燥収縮，クリープ係数といった変数は，一部相関性を持って変動する場合もある。例えば，単位水量の多い配合であれば，ヤング係数は低い，乾燥収縮は大きく，またクリープ係数も大きくなる傾向が一般に知られている。ただし，これらについては応力推定においてお互いを打ち消すような傾向もあり，応力誤差として重ねあわせになる可能性は低いと考えられる。

ここで，各変数による増減傾向を示せたことで，各要因に対して求められる精度の重要度が明らかになったと考えられる。

3.2.2 コンクリートのヤング係数に関する検討

(1) 概要

コア応力解放では、計測された解放ひずみから応力換算する際、フックの法則に従ってひずみにヤング係数を乗じることで算出する。よって、応力推定においては対象構造物のヤング係数が必要となる。

また、前項の感度分析においては、最も影響度の大きい変数であることが明らかとなった。ひずみが比較的小さい場合、すなわち応力が小さい場合は、一定のひずみ誤差に対する変動応力が小さいため、ヤング係数の影響は小さいと言えるが、ひずみが大きくなるに連れて、ヤング係数の大小による推定応力への影響は大きくなる。

既設構造物の調査においては、対象からコアサンプルを採取してヤング係数を測定するのが望ましいと考えられる。しかし、コアサンプルによるヤング係数にはバラツキが大きいことも一般的に知られている。そのような状況下においては、わざわざ構造物に損傷を与えて不確かなコア測定に頼るよりは、対象の設計基準強度にもとづき示方書で示されるヤング係数値を用いた方が良いという考え方もある。しかし、ヤング係数は圧縮強度との相関だけでなく、使用されている岩種の影響が大きいことも知られている。つまり、使用されている岩種によっては、大きく異なるヤング係数を使って応力推定することで誤差が大きくなり、誤った診断結果を来す恐れある。

つまり、最良の方法は、当然ではあるが実際のコンクリートを用いて何らかの方法でヤング係数を正しく推定することである。

また、プレストレス方向に載荷履歴を受けたヤング係数の物性について、等方性といえるか異方性が存在するか、これまで明確な知見は得られていない。場合によっては、コアサンプリングの方向性に配慮する必要がある。この確認のため、版供試体による検証実験を行っている。

本項では、①供試体を用いたヤング係数の異方性に関する検討、②コアサンプルのSS曲線に着目した評価方法の提案について記述する。

(2) ヤング係数の異方性に関する検討

実構造物においてプレストレス方向は、桁橋であれば長期間に渡りプレストレスと自重による持続荷重が載荷された状態にあり、コンクリートのクリープ現象による塑性変形の影響を受けている。一方、比較して直角方向はほぼ載荷荷重が作用していない状態であり、両者のヤング係数が同一といえるかは定かでない。

これらを考慮し、実験ではいくつかの方法によってコンクリートのヤング係数を測定した。ひとつは、PC版供試体製作時に採取した同一コンクリートによって製作した、 $\phi 100 \times 200\text{mm}$ 円柱供試体によるものである。もうひとつは、削孔して得られたコアを利用する方法である。コアは、ほぼ $\phi 100 \times 200\text{mm}$ の円柱である。さらに、ヤング係数の測定が終了したコア本体から、プレストレスを導入した軸方向に、コアドリルによって削孔して小型のコア（以降、ここでは小型コアと称する）を採取および整形し、ヤング係数の測定を試みた。 $\phi 100$ のコアからさらに削孔して得られた小型コアは、寸法がおおよそ $\phi 70\text{mm} \times 70\text{mm}$ の円柱である。なお、版供試体から採取したコア、あるいはコアからさらに採取した小型コアによるヤング係数の測定は、すべてのケースにおいては実施していない。これは、先述のように最適な手法を実験過程で模索したためである。採取した小型コアの状況を写真 3.2.1 に示す。また、得られたコンクリートの圧縮強度およびヤング係数を、表 3.2.4～表 3.2.6 および図 3.2.4～図 3.2.8 に示す。

供試体の製作は、A1～A4 と A5～A6 の 2 回にわたって行ったため、ヤング係数および圧縮強度の測定も別々に行っている。まず、円柱供試体を用いて測定したヤング係数および圧縮強度に着目する。測定したコンクリートのヤング係数は、試験開始時材齢の 5 日では、A1～A4 および A5～A6 とともに 27kN/mm^2 程度で、材齢 3 ヶ月以降では 29kN/mm^2 程度で安定していた。一方、圧縮強度は、試験開始時材齢の 5 日では、A1～A4 および A5～A6 とともに 33N/mm^2 前後で、材齢 3 ヶ月以降では、 42N/mm^2 程度で安定していた。したがって、材齢 1 年以降での有効応力推定時のヤング係数は、材齢 1 年の値を使用した。

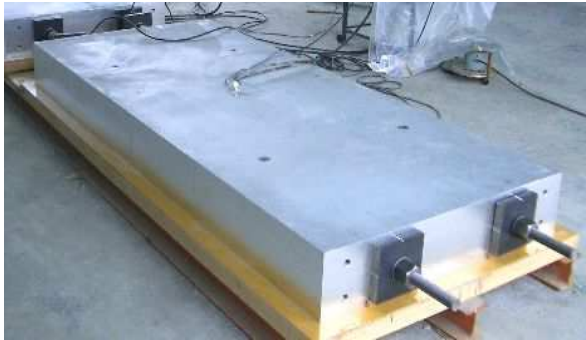


写真 3. 2. 1 検証実験供試体の外観



写真 3. 2. 2 小型コアの採取状況

表 3. 2. 3 コンクリートの配合

粗骨材の 最大寸法 (mm)	スランプ の範囲 (cm)	水セメント 比 W/C (%)	空気量 の範囲 (%)	細骨材率 (%)	単 位 量 (kg/m ³)				
					水 W	セメント C	細骨材 S	粗骨材 G	混和剤 A
20	8±2.5	60	4.5±1.5	46.9	165	275	859	981	6.88

表 3.2.4 円柱供試体によるコンクリートの圧縮強度およびヤング係数

材齢	弾性係数 (kN/mm ²)						圧縮強度 (N/mm ²)					
	A1	A2	A3	A4	A5	A6	A1	A2	A3	A4	A5	A6
5日	27.2				26.8		32.5				33.1	
3ヶ月	28.9				30.1		43.5				40.3	
6ヶ月	29.5				28.2		42.5				42.0	
1年	29.8				29.1		41.5				41.3	
1.5年	—				—		—				—	
2年	—				—		—				—	

表 3.2.5 コアによるコンクリートのヤング係数

材齢	弾性係数 (kN/mm ²)						圧縮強度 (N/mm ²)					
	A1	A2	A3	A4	A5	A6	A1	A2	A3	A4	A5	A6
5日	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
3ヶ月	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
6ヶ月	—	—	—	—	34.4	33.8	—	—	—	—	—	—
1年	29.2	31.4	29.9	30.1	34.2	35.7	—	—	—	—	—	—
1.5年	33.2	34.7	27.2	34.7	31.6	32.7	—	—	—	—	—	—
2年	30.1	31.3	29.4	33.8	—	—	—	—	—	—	—	—

表 3.2.6 小型コアによるコンクリートの圧縮強度およびヤング係数

材齢	弾性係数 (kN/mm ²)						圧縮強度 (N/mm ²)					
	A1	A2	A3	A4	A5	A6	A1	A2	A3	A4	A5	A6
5日	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
3ヶ月	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
6ヶ月	—	—	—	—	34.6	34.2	—	—	—	—	51.0	45.5
1年	28.3	35.5	29.6	36.5	32.1	35.8	40.9	40.0	29.0	42.1	46.2	54.3
1.5年	30.3	29.7	32.9	34.7	35.1	32.9	44.3	48.6	40.4	54.1	48.1	45.3
2年	33.5	32.1	27.9	30.7	—	—	46.4	50.3	40.2	50.8	—	—

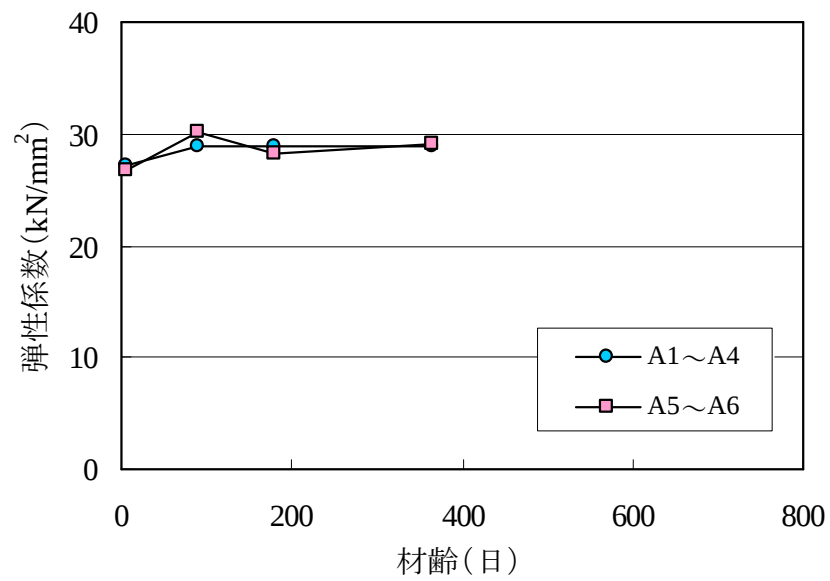


図 3.2.4 円柱供試体によるヤング係数の経時変化

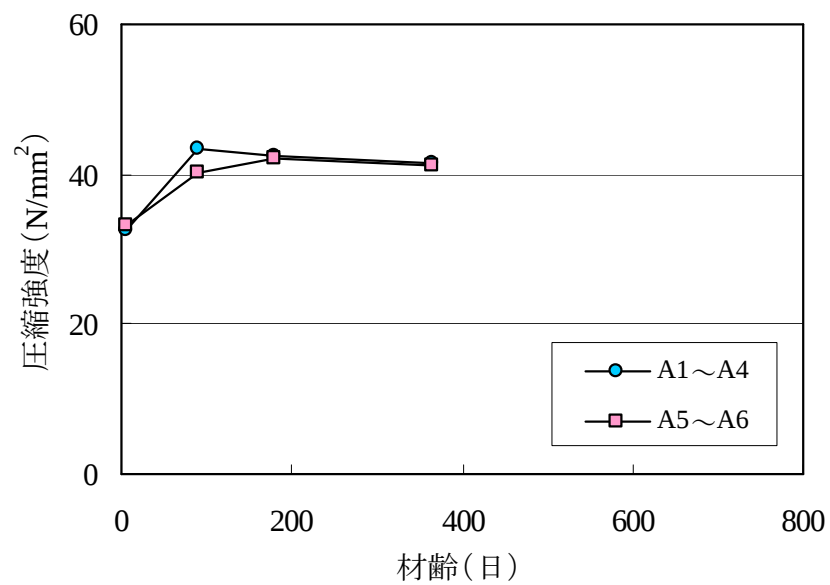


図 3.2.5 円柱供試体による圧縮強度の経時変化

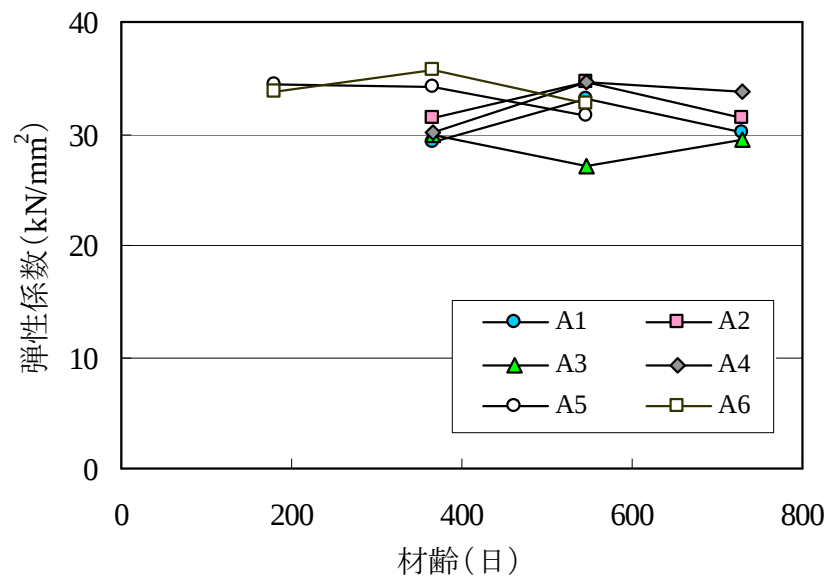


図 3.2.6 コアによるヤング係数の経時変化

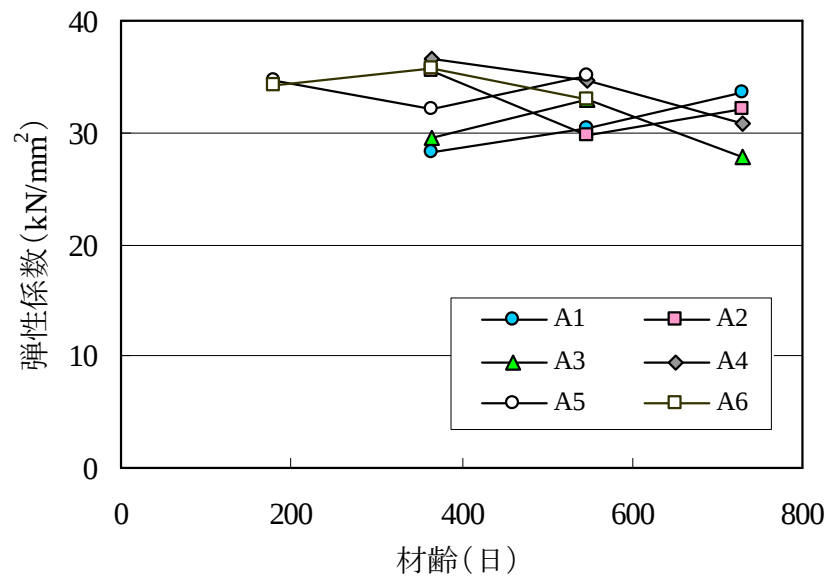


図 3.2.7 小型コアによるヤング係数の経時変化

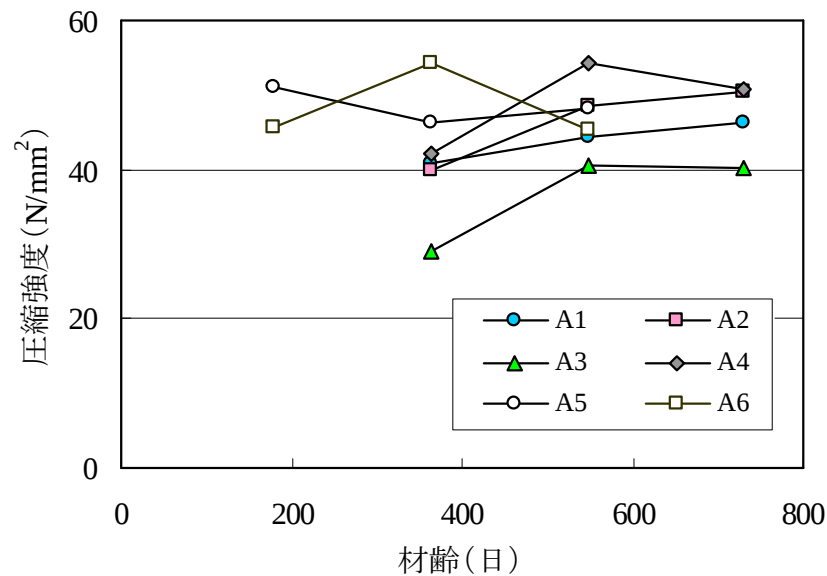


図 3.2.8 コアによる圧縮強度の経時変化

次に、コアを用いて測定したヤング係数に着目する。コアによる測定を開始したのは、A1～A4 供試体に対して材齢 1 年以降、A5～A6 供試体に対して材齢 6 ヶ月以降である。コアによるヤング係数の測定を行った後にも、小型コアを採取して測定を行ったため、コアによる圧縮強度の測定は行っていない。コアにより測定したコンクリートのヤング係数は、 $27.2\text{kN/mm}^2 \sim 35.7\text{kN/mm}^2$ の範囲であった。円柱供試体による測定値が、材齢 3 ヶ月以降では 29kN/mm^2 程度で安定していたのに対して、コアによるヤング係数にはばらつきがみられ、値も若干大きめであった。供試体あるいは材齢による一定の傾向が見られないことから、このばらつきの原因は、測定に関する誤差であると考えられる。コンクリートコアドリルによる削孔では、削孔時のコアドリルの振動やコンクリー

トの骨材の影響などによって、コアの側面には多少の凹凸の発生を避けることができない。このことが、ヤング係数測定値のばらつきに大きく影響しているものと考えられる。

つづいて、コアから採取した小型コアを用いて測定したヤング係数および圧縮強度に着目する。小型コアによる測定時期は、コアによる測定と同様で、A1～A4 供試体に対しては材齢 1 年～2 年で、A5～A6 供試体に対しては材齢 6 ヶ月～1.5 年である。小型コアにより測定したコンクリートのヤング係数は、 $27.9\text{kN/mm}^2 \sim 36.5\text{kN/mm}^2$ の範囲であった。コアによる測定値のばらつきとほぼ同程度で、値そのものも若干大きめではあるが同程度であった。ただし、コアによるヤング係数との明確な関連はみられないため、このばらつきの原因も、測定に関する誤差であると考えられる。

一方、小型コアにより測定したコンクリートの圧縮強度は、 $29.0\text{N/mm}^2 \sim 54.3\text{N/mm}^2$ の範囲であった。円柱供試体による測定値が、材齢 3 ヶ月以降では 42N/mm^2 程度で安定していたのに対して、非常に大きなばらつきがみられた。小型コアの形状は、 $\phi 70\text{mm} \times 70\text{mm}$ 程度で、直径と高さの比が 1:1 に近いいため、JIS A 1107「コンクリートからのコア採取方法及び圧縮強度試験方法」に準拠して補正を行っている。しかしながら、このような大きなばらつきが発生した原因は、小型コアの側面の凹凸だけでは説明ができない。おそらく、骨材最大寸法 20mm に対して、小型コアの直径と高さが不十分であることが大きな要因であると推測される。

以上、コンクリートのヤング係数および圧縮強度を、3 種類の方法で測定した結果をまとめると、次のようである。当然のことながら、供試体製作時に採取した同一コンクリートによって製作した、 $\phi 100 \times 200\text{mm}$ 円柱供試体による測定が最も安定した値が得られた。有効応力測定のため、削孔して得られたコアを利用する方法では、ばらつきはやや大きいものの、圧縮強度に比べてばらつきは小さく、ある程度の誤差を含んでおおよそ本体コンクリートのヤング係数は得られそうである。ただし、コア本体からさらに、プレストレスを導入した軸方向に削孔して得た小型のコアでは、寸法が小さくなりばらつきが増加した。結果的に、コアによるヤング係数と小型コアによるヤング係数に

有意な差は見られなかった。持続荷重を受けたコンクリートであれば、荷重方向か荷重方向でないかにかかわらず、見かけのヤング係数が大きくなるのか、あるいは、持続荷重を受けたコンクリートと処女載荷のコンクリートでは、左程ヤング係数に差がないのか、明確な結論は得られなかったが、実用的な範囲においては、コア削孔によってヤング係数を測定して問題ないと言える。

以上のことから、実構造物に有効応力推定手法を適用する場合、推定過程の削孔によって得られたコアによって、ヤング係数を測定する方法が、最も実用的であると考えられる。

(3) 実構造物のコアサンプルによるヤング係数の評価方法の提案

前項では、コアサンプルによるヤング係数測定について供試体での検証を行った。しかし、供試体と比較して実構造物から採取したコアにおいては、打設時の初期欠陥、劣化による損傷、コアサンプルの歪性、の可能性が予想される。現地調査では、様々な制約の中でこうした欠陥に気付かない場合、また気が付いても採り直しの判断が難しい場合がある。悪いコアサンプルからは、ヤング係数のバラツキが大きくなったり、実際よりも小さい値がでてしまったりすることが予想される。こうした時、再調査による撮り直しができるばよいが、それが難しい場合もある。

ここでは、測定方法および評価方法について検討した結果を示す。

1) コアサンプル

既設構造物より採取した合計6本あり、形状寸法は $\phi 100 \times 200$ より若干小さいサイズである。コアサンプルの外観写真を写真3.2.3～3.2.8に、寸法詳細を表3.2.7に示す。



写真 3. 2. 3 採取したコアサンプル



写真 3. 2. 4 大きい粗骨材(80mm)



写真 2. 3. 5 収縮性の粗骨材



写真 3. 2. 6 打設時のジャンカ

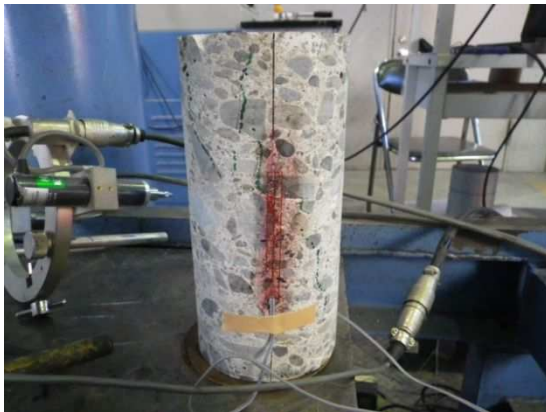


写真 3. 2. 7 劣化によるひび割れ



写真 3. 2. 8 コア採取時の不陸

表 3.2.7 コアサンプルの形状寸法

No.	直径 (mm)	高さ (mm)	高さ/直径比	質量 (g)	見掛け密度 (kg/m ³)
A1	94.7	188.6	1.99	3240	2438
A2	94.7	184.3	1.95	3019	2326
A3	94.7	183.7	1.94	3092	2390
B1	94.7	188.6	1.99	3240	2438
B2	94.7	184.3	1.95	3019	2326
B3	94.7	183.7	1.94	3092	2390
全平均	94.7	185.5	1.96	3117	2385

採取したコアサンプルにはヤング測定精度に影響する要因がいくつも含まれていた。

写真 3.2.4 に示すように通常が 25mm 程度のものが、長さ方向で 80mm とかなり大きい粗骨材が含まれており下面にはブリージング跡と見られる空隙が観察された。また、写真 3.2.6 には、粘土鉱物と見られる収縮性の骨材が見られる。写真 3.2.6 は、製作時のコンクリート打設不良によるジャンカ、写真 3.2.7 は劣化によるひび割れが、写真 3.2.8 には、コア採取の不出来による側面の波打凹凸が見られた。

2) 測定方法

サンプルは両端研磨処理したのち、ヤング係数の測定方法は、計測長の異なる以下の3種類を実施した。

- ① 60mm のひずみゲージを側面の対象位置に2箇所貼り付ける方法。
- ② 100mm 区間について高感度変位計2台を対象に配置する方法。
- ③ コア全長について高感度変位計2台を対象に配置する方法。



写真 3. 2. 9 コアヤング係数の測定方法



写真 3. 2. 10 コアヤング係数の測定状況

3) ヤング係数の測定結果と評価方法

まず、理想的なサンプルとして円柱型枠により作製された供試体のヤング係数の測定結果を図 3.2.10 に示す。試験体数は 3 本で、測定方法はコンプレッソメータによる 100mm 区間を変位計で測定しひずみ換算したものである。JIS A1149 によると、静弾性係数は 50μ ひずみ点と、圧縮強度の 1/3 点を結んだ割線係数として算出される。3 本ともバラツキはなく、2 点間はほぼ直線的にひずみ増加している。

次に、実構造物より採取した 6 本のコアサンプルのヤング係数の応力ひずみ曲線を図 3.2.10~3.2.15 に示す。3 種類の測定方法について B1 を除き比較的バラツキが大きくみられる。特徴を理想的な円柱供試体に比べ立ち上がりでのなじみが大きく見られる。これは、内部欠陥によるものと、コア側面の不陸の影響で研磨の平坦性が低い可能性が考えられる。こうした曲線においては JIS による方法を適用した場合、ヤング係数が低く算出されてしまうため、JIS の適用には検討する余地がある。なじみや降伏の影響がある起点終点付近の曲線部を除外した中間区間は比較的直線性が示されているため、ヤング係数の算定においてはこの直線区間において実施するのが望ましいと考えられる。

次に、強度の成績が悪かった B2, B3 を除いた残りの 4 本に対し、測定後方法別に整理した応力ひずみ曲線を図 3.2.16 に示す。起点終点を除いた中間区間を見た場合、ゲージ測定したものは A2 のみヤング係数の低下が見られる。100mm 区間の変位計では、概ね一致しておりばらつきが少ない。200mm 区間の変位計では、A1 と A2 が他より勾配が小さくヤング係数は低い結果となっている。

以上から、測定方法としては 100mm 区間の変位計が最も安定しているといえるため、3 種類の測定法においては、100mm 区間の変位計が、コアヤング係数の測定に対する適性が高いと考えられる。

4) まとめ

- 応力推定においては、コアサンプルによるヤング係数の実測値を用いるほうが精度として期待できる。
- コアサンプルにおいては、初期のなじみが大きく出る傾向があるため、JIS ではなく、中間の直線区間より算定するのが望ましい。
- 測定方法としては、100mm 区間を変位計で測定する方法が、安定性が有り適している。

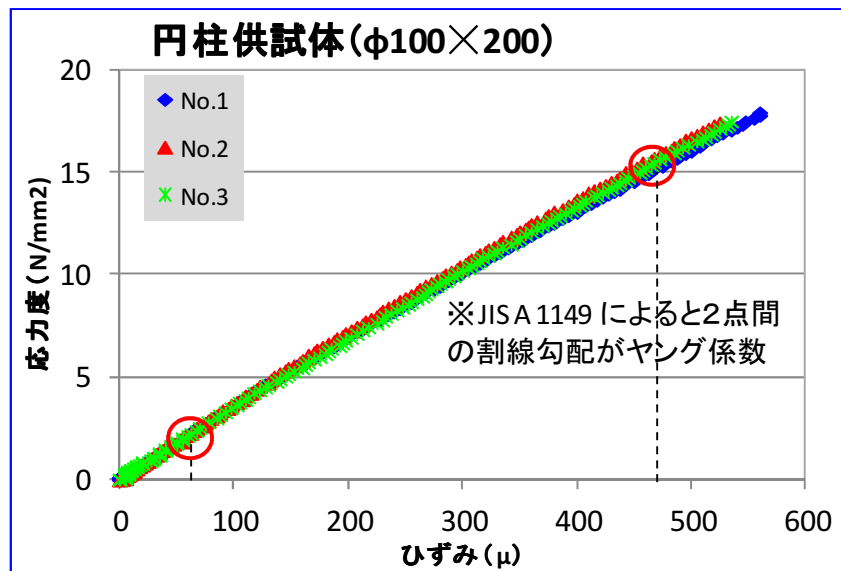


図 3.2.9 応力ひずみ曲線（供試体 A1）

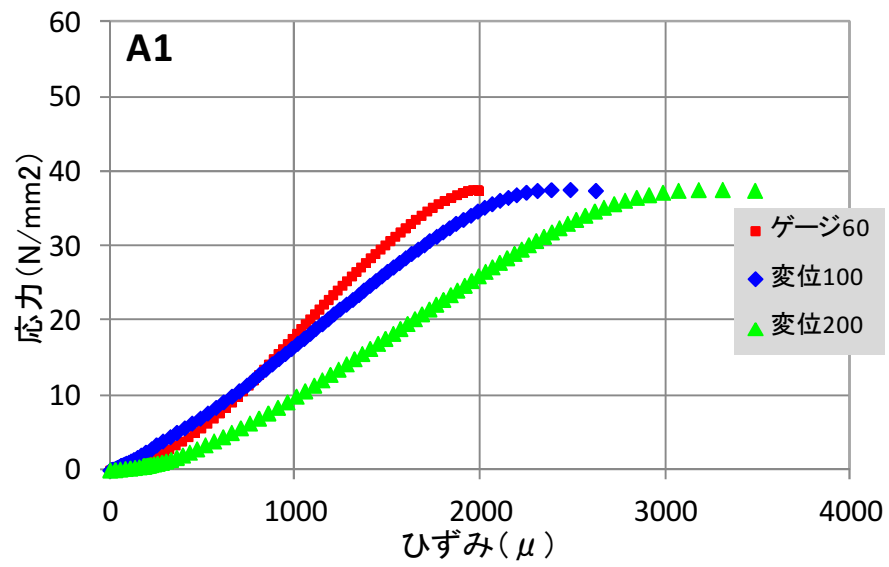


図 3. 2. 10 応力ひずみ曲線 (供試体 A1)

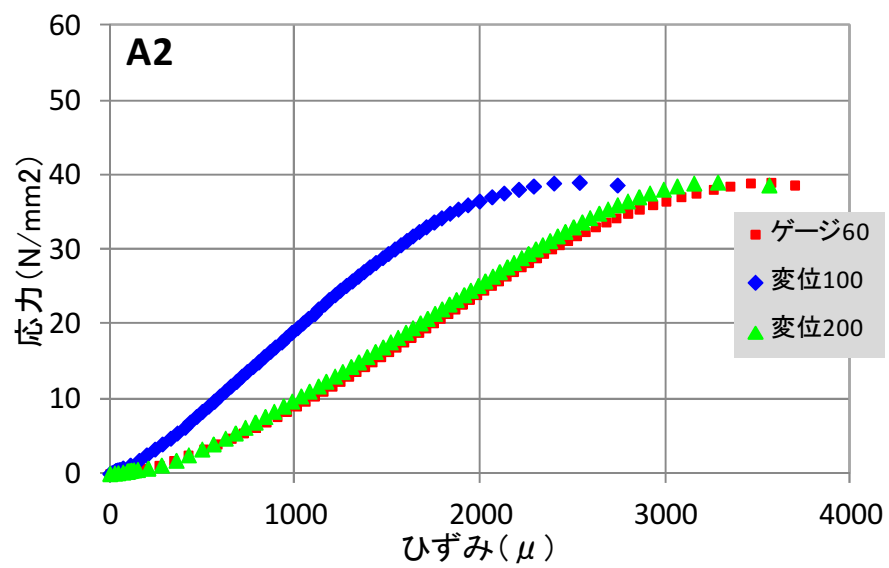


図 3. 2. 11 応力ひずみ曲線 (供試体 A2)

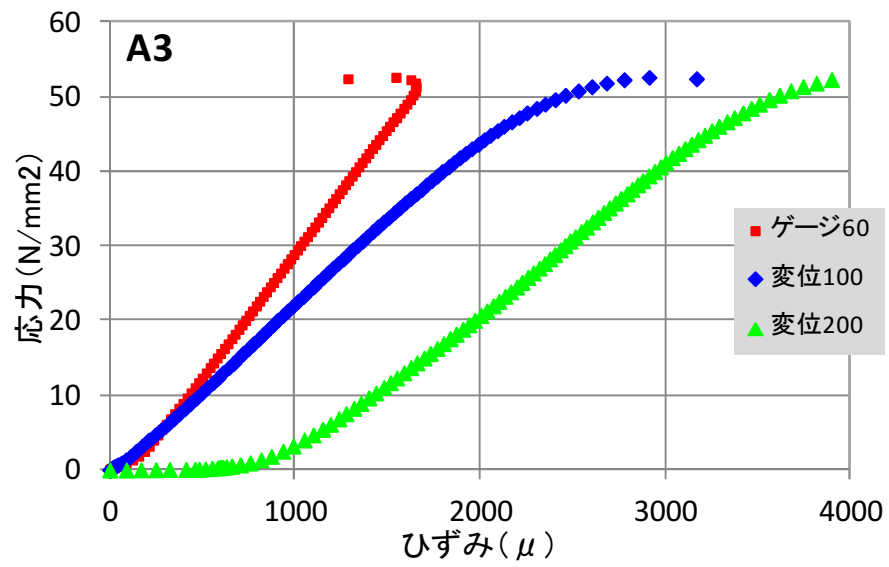


図 3. 2. 12 応力ひずみ曲線（供試体 A3）

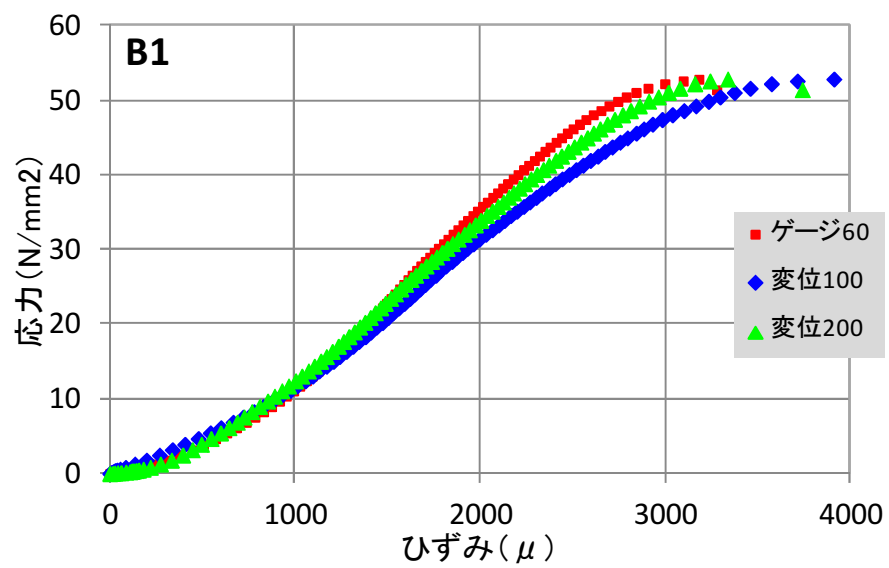


図 3. 2. 13 応力ひずみ曲線（供試体 B1）

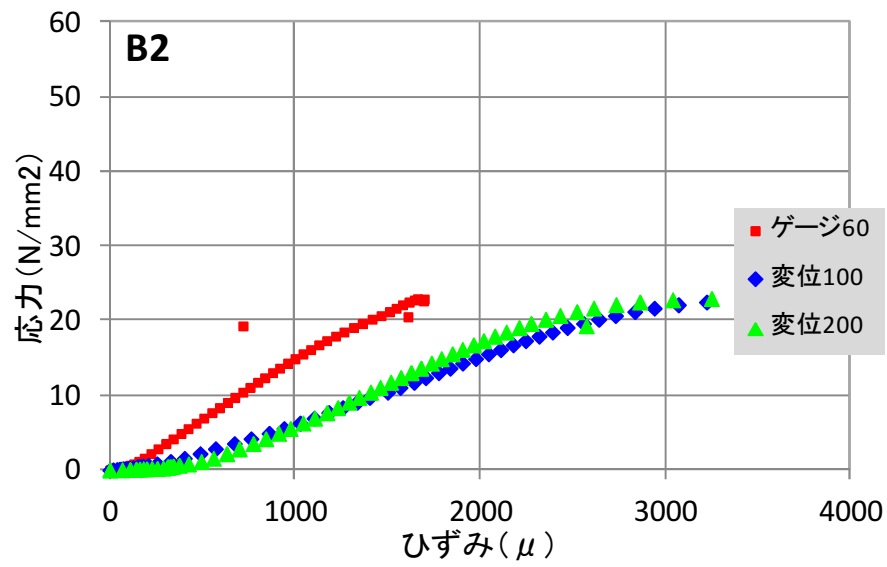


図 3. 2. 14 応力ひずみ曲線（供試体 B2）

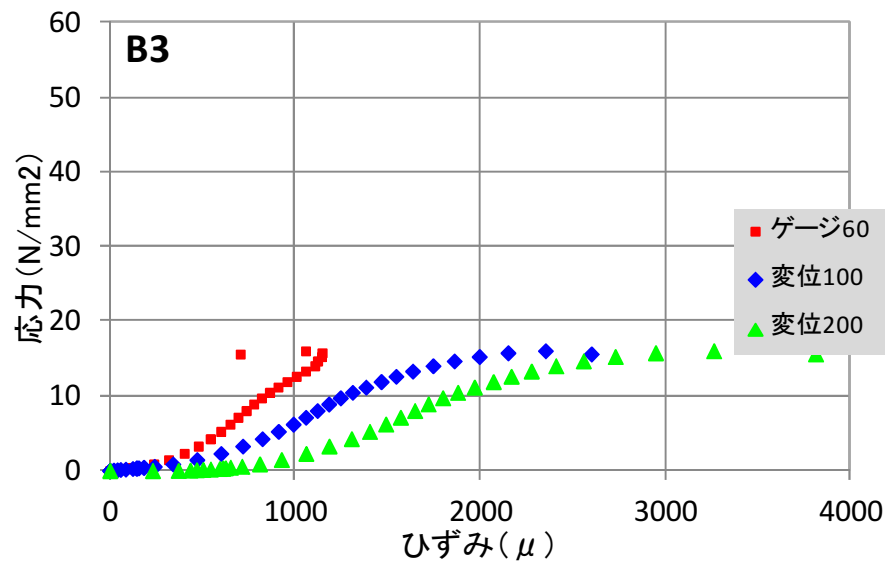


図 3. 2. 15 応力ひずみ曲線（供試体 B3）

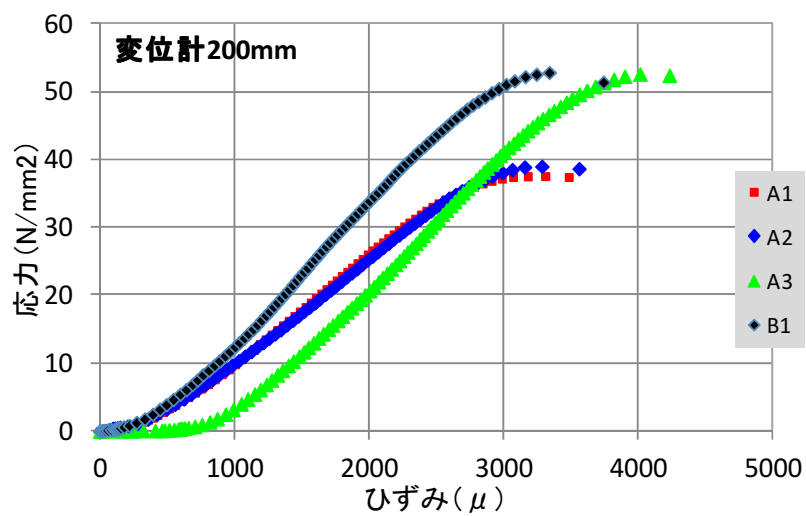
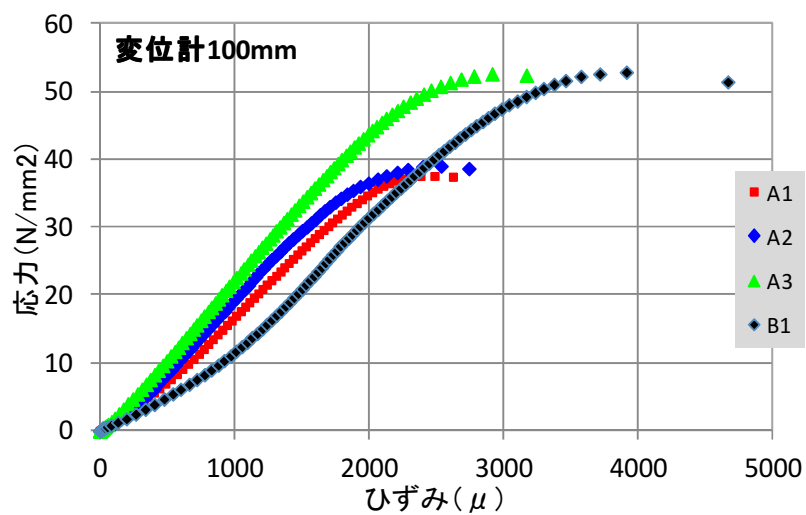
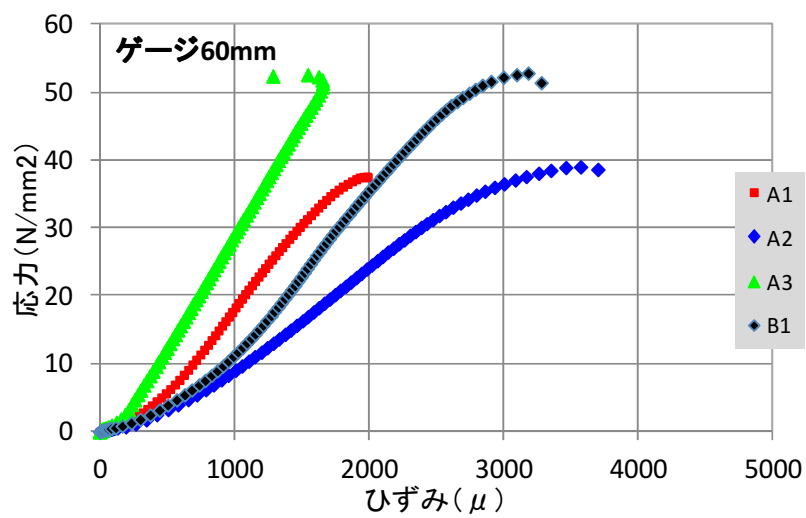
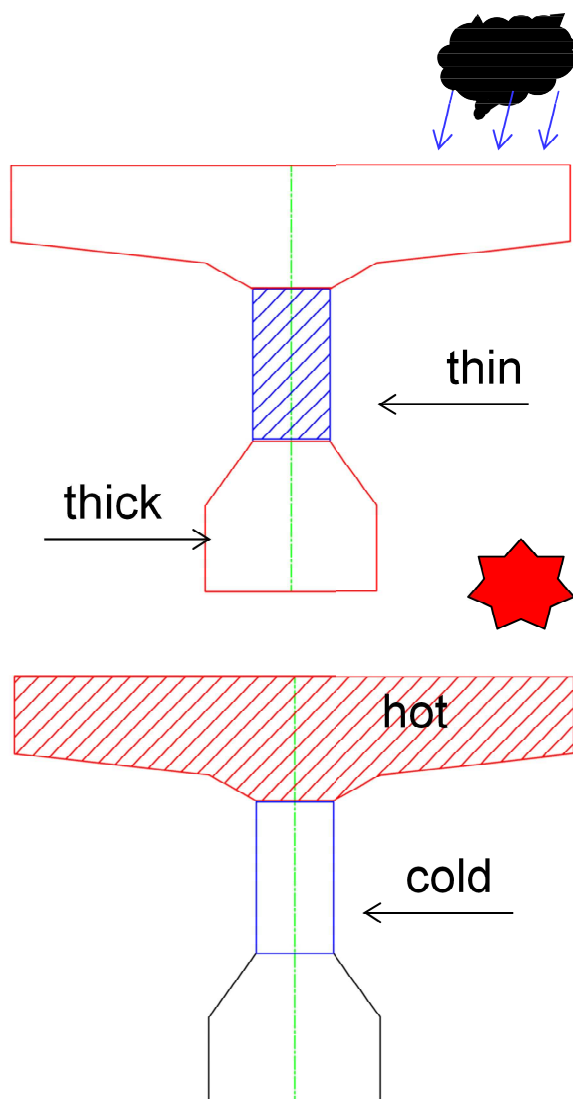


図 3. 2. 16 測定方法別にした応力ひずみ曲線

3.2.3 部材間拘束に関する検討

(1) 部材間拘束について

部材厚さの違いによる乾燥収縮差からウェブと下フランジ間において、拘束応力が作用している可能性がある。また、実構造物では、日射による温度差の影響でも同様に引張応力が発生している可能性がある。というのはこれまで、ウェブで実施した推定結果については、一様に応力が低い傾向が見られる。



からである。

図 3.2.18 床版温度差による部材間拘束の模式図

(2) 解析条件

初期応力(水和温度, 湿気移動)を考慮できる汎用有限要素解析プログラム(LECOM)を用いて, 長期材齢を経た T 桁をモデルとした, 部材間拘束に関する数値解析を実施した。

乾燥収縮は JCI モデルを, 湿気移動モデルは森本らの提案式を使用した。また, 材齢は 40 年で設定した。以下に解析条件を示す。

発熱体材料設定(JCPR-HPRO)

材料番号(I): 色(L): ※ 発熱体材料はマテリアルと1対1の関係となるように設定してください

物性種類
☒ 伝熱物性(E) ☐ 湿気物性(M) ☐ 応力物性(T)

適用規準(L):

熱伝導率(K): W/m°C
比熱(F): kJ/kg°C
密度(D): kg/m³

使用セメントの種類(O):

単位セメント量(W): kg/m³
打ち込み温度(J): °C

$Q(t) = Q_{\infty} \cdot (1 - e^{-(\gamma \cdot (t - t_0))^\alpha})$

終局断熱温度上昇量 $Q_{\infty}(Y)$: °C
温度上昇速度定数 $\gamma(A)$:
発熱開始材齢 $t_0(O)$:
温度上昇速度定数 $S(X)$:

☐ 断熱温度上昇量をファイルで設定(O)
 参照...

OK
→位置(P)
キャンセル
リセット(R)
ヘルプ(H)

発熱体材料設定(JCPR-HPRO)

材料番号(I): 1 色(L): ※ 発熱体材料はマトと1対1の関係となるように設定してください

物性種類
☐ 伝熱物性(E) ☐ 湿気物性(M) ☒ 応力物性(T)

適用規準(L): JSCE コンクリート標準示方書2007

使用セメントの種類 早強ポルトランドセメント

圧縮強度 $f_c(t)$
 $f_c(t) = (t/(a+bt)) \cdot f_c$ 係数a: 2.9 係数b: 0.97
☒ 材齢28日強度 ☐ 材齢91日強度
 設計基準強度 f_c : 50 N/mm²

引張強度 $f_t(t)$
 $f_t(t) = c1 \cdot f_c(t)^{c2}$ 係数c1: 0.44 係数c2: 0.5

ヤング係数 $E(t)$
 $E(t) = \phi(t) \cdot c3 \cdot f_c(t)^{c4}$ 係数c3: 4700 係数c4: 0.5

☐ 強度をファイルで設定: 参照...

ポアソン比: 0.2

温度応力
☐ 考慮しない ☒ 考慮する
 熱膨張係数: 1E-5

自重
☒ 考慮しない ☐ 考慮する

膨張歪
☒ 考慮しない ☐ 一定則
 終局値 U_{∞} : $\times 10^{-6}$
 有効材齢 t_{∞} : 日
 係数a: 係数b:

乾燥収縮
☐ 考慮しない ☒ JCI方式 ☐ CEB方式
 セメントによる係数 α : 11 セメントによる係数 β :
 単位水量 w : 160
☐ 乾燥収縮をファイルで設定: 参照...

自己収縮
☒ 考慮しない ☐ 考慮する
 セメント等の影響係数 γ :
 水セメント比 W/C (<1.0):
 凝結の始発日 t_0 :
 係数a: 係数b:
 係数c: 3070 係数d: 7.2
☐ 自己収縮をファイルで設定: 参照...

クリープ $\phi(t)$
☐ 考慮しない ☒ 有効弾性係数使用
 材齢3日補正係数: 0.73 材齢5日補正係数: 1
☐ Bazantの式
 係数m: 係数n:
 係数 α : 係数 ϕ :
☐ 有効弾性係数低減係数をファイルで設定: 参照...

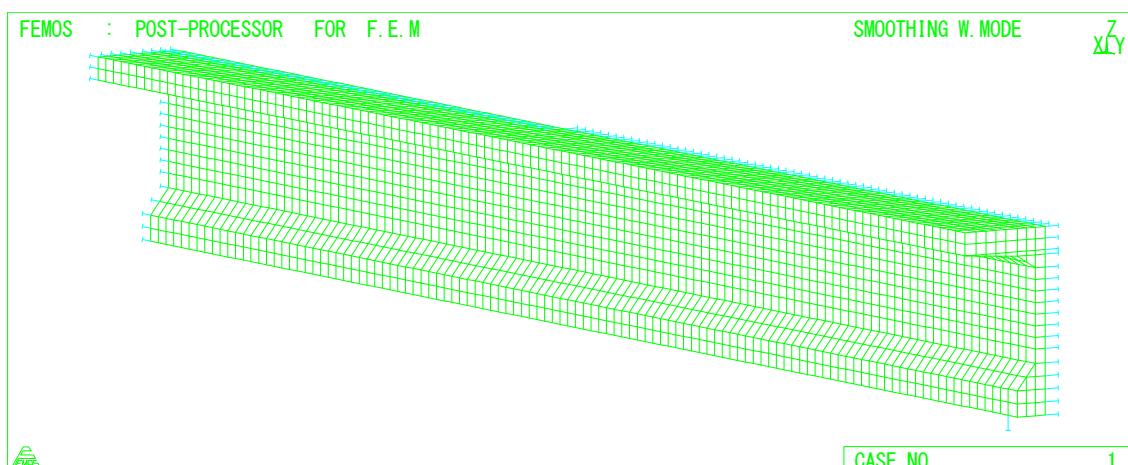


図 3.2.19 解析モデル

(3) 乾燥収縮による部材間拘束

乾燥収縮の影響を考慮した解析により部材断面に発生した橋軸方向と鉛直方向の応力分布を示す。軸方向、鉛直方向ともウェブに目立った応力の分布は見られず 0 に近い数値であった。

これらの結果から、乾燥収縮が部材間拘束に及ぼす影響は比較的小さいと考えられる。

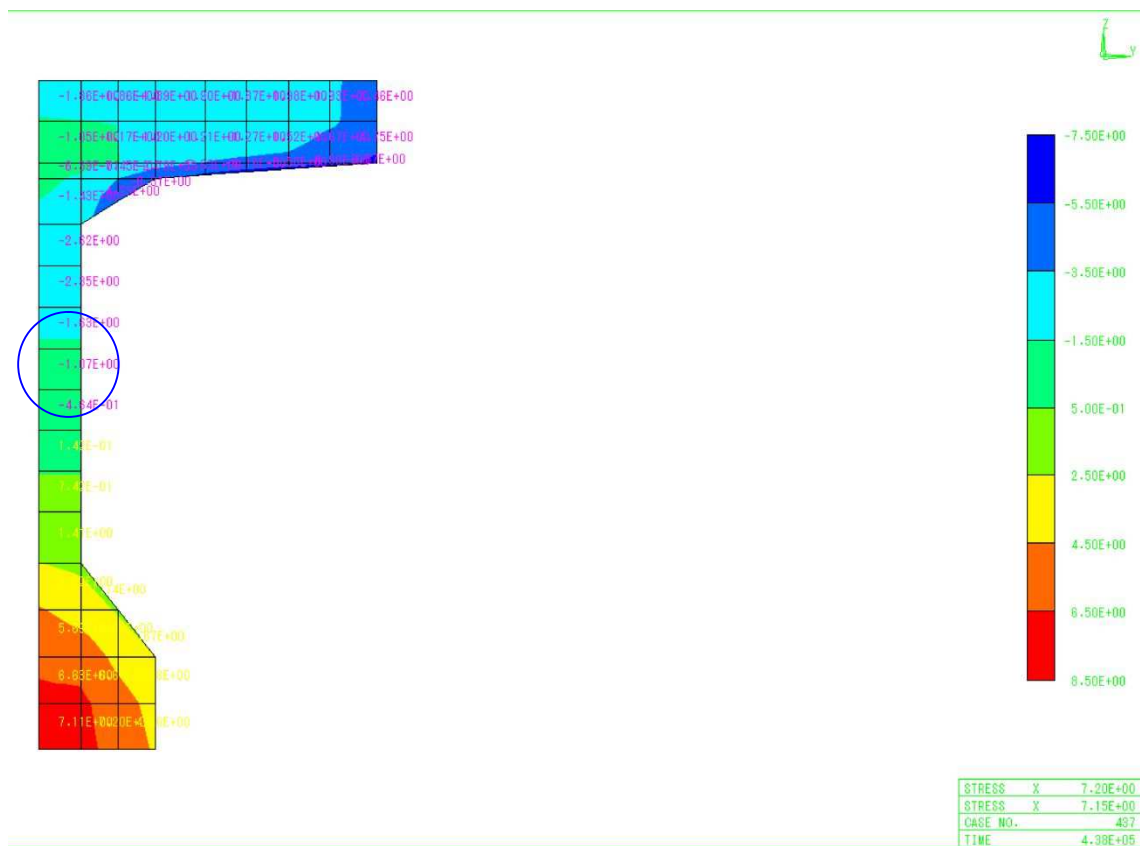


図 3.2.20 乾燥収縮による部材間拘束応力（橋軸方向）

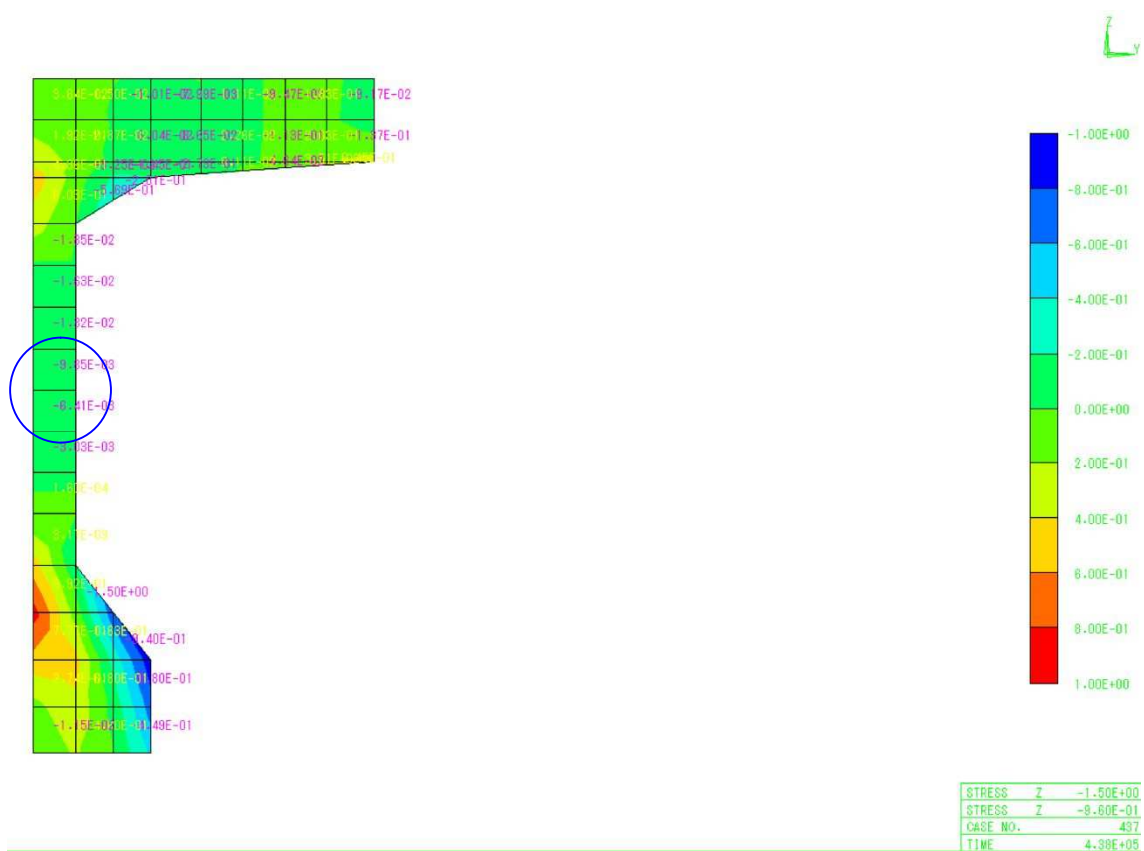


図 3. 2. 21 乾燥収縮による部材間拘束応力（橋軸直角方向）

(4) 温度差による部材間拘束

床版とウェブ間で温度差を 10 度与えた際の部材間拘束応力について、解析により評価した。断面の応力分布を以下に示す。ウェブ中央付近では $1 \sim 1.5 \text{ N/mm}^2$ の引張応力が発生しており、床版温度差が大きい場合はプレストレスを低く評価する可能性のあることが、この解析結果より示された。日射の影響が懸念される場合はこうした解析結果を反映して、応力の推定結果を補正する必要がある。

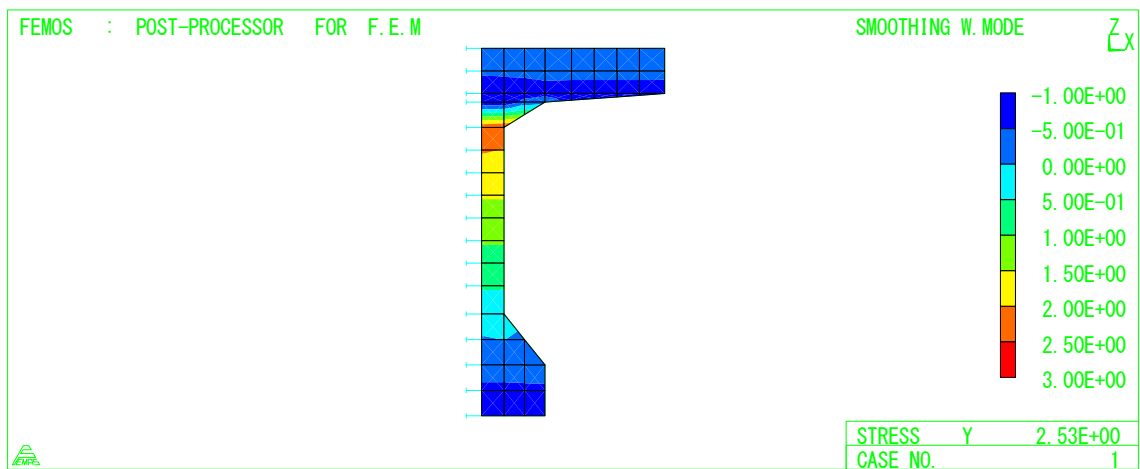


図 3. 2. 22 乾燥収縮による部材間拘束応力（橋軸方向）

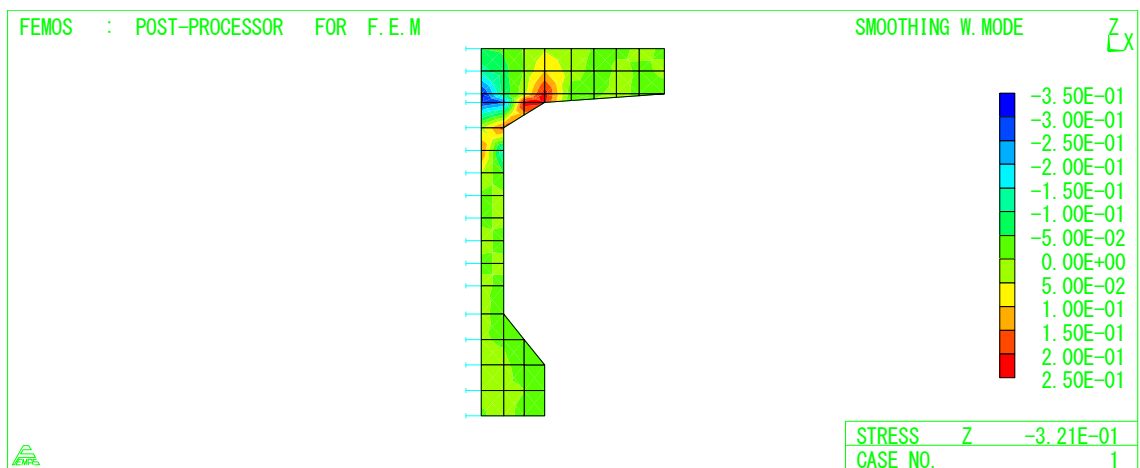


図 3. 2. 23 乾燥収縮による部材間拘束応力（橋軸直角方向）

3.3 塩害劣化した PC 梁暴露供試体による検証実験

長期間、海洋環境におかれることで劣化した PC 供試体に対し、切込み方式による応力推定を実施することで、劣化部材に対する適用性を検証することを目的とする。



写真 3.3.1 40 年海水暴露供試体

3.3.1 海水暴露供試体の諸元

(1) 供試体の概要

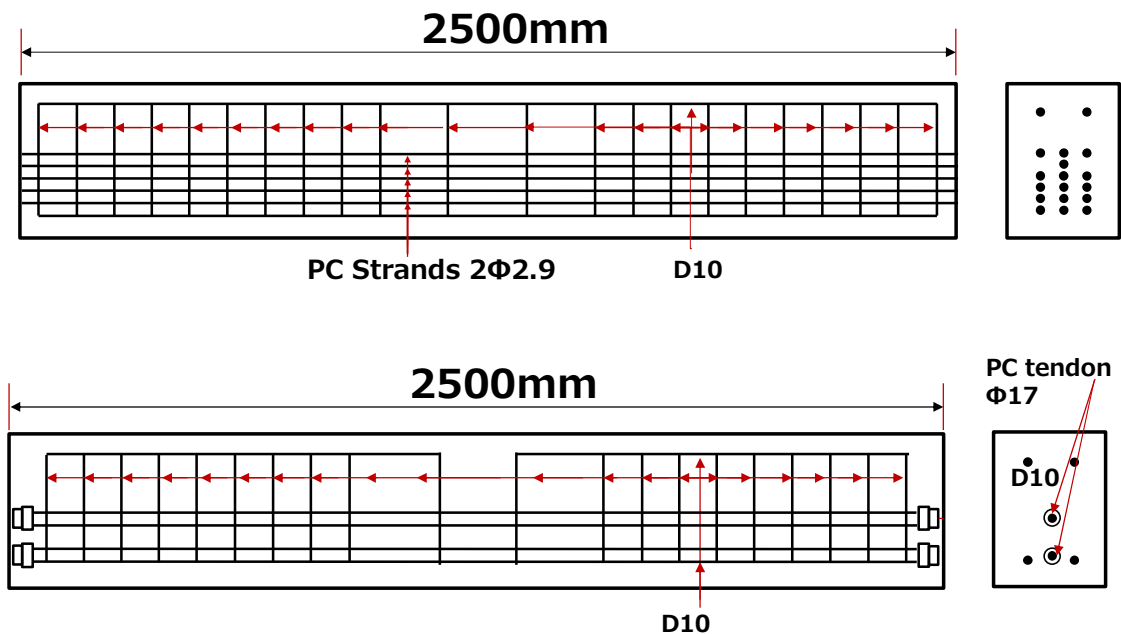


図 3.3.1 暴露供試体の配筋

検証実験に用いた PC 梁供試体は、1973 年に製造され、その後、港湾空港技術研究所の循環水槽（実際の海水を循環させ感潮部を模擬した水槽）に 40 年間曝露されたものである。供試体の写真および配筋形状を以下に示す。また、供試体の種類については表 3.3.1 に示す。

表 3.3.1 供試体の種類

No.	供試体	プレ方式	形状	鋼材	緊張力	荷重状態	養生環境	コン強度	打設日	備考		
1	S1A2	プレテン	250 × 15 × 30	SWPR2 φ 2.9	0.8 σ _y	無載荷 死荷重	感潮部	800				
2	R1A3									1973/9/29		
3	R1A4									1973/9/29		
4	R1A5									1973/9/29		
5	R1A6									1973/9/29		
6	R1B1						海水部		1973/9/27	端部劣化		
7	R1B2								1973/9/27	端部劣化		
8	R1B3								1973/9/27			
9	R1C2						陸上部		1973/9/27			
10	R1E2						感潮部 防錆剤					
11	R2A3					ひび割れ 発生荷重 設計荷重			感潮部			
12	R2A4										1973/10/6	赤タグ
13	R4A1										1973/10/2	赤タグ
14	R4A2											
15	T1A3	ポステン	350 × 15 × 30	SWPR7 φ 12.4	0.8 σ _y	無載荷 死荷重	感潮部	500				
16	U1A2			SWPR7 φ 12.4 亜鉛メッキ	0.8 σ _y					端部劣化		
17	U1A3			SWPR7 φ 12.4	0.6 σ _y				1973/10/12	端部劣化		
18	V1A2				0.4 σ _y				1973/10/13			
19	V1A3								1973/10/11	端部劣化		
20	W1A2											
21	W1A3											
22	O1A4			鋼棒 φ 17	0.85 σ _y	無載荷 死荷重	感潮部		1973/10/19			
23	O1A5								1973/10/18			
24	O1A6						海水部		1973/10/19			
25	O1B2											
26	O1B3								1973/10/16	端部劣化		
27	ダミー											
28	?							1973/10/2	赤タグ			

表 3.3.2 本研究で用いたプレストレストコンクリート供試体（抜粋）

No.	Mark	Types of Prestress	Types of PC	Loading condition	Exposure condition	Tensioning Force	Remark
1	R1A3	Pre-tensioning	Strands: SWPR2φ2.9	No Load	Tidal	0.8σ _y	
2	R1B2				Under Water		
3	R1C2				Ground		
4	R2A4			Cracking Load	Tidal		
5	R4A1			Design Load			
6	T1A3			0.8σ _y			
7	U1A2		Strands: SWPR7φ12.4	No Load		0.6σ _y	Zincing
8	V1A2						
9	W1A2					0.4σ _y	
10	O1A4	Post-tensioning	Tendon: φ17	No Load	Tidal	0.85σ _y	
11	O1A5				Under Water		
12	O1B2						
13	O1B3						

供試体の要因は

- 1) 曝露環境による違い
- 2) 緊張方式による違い
- 3) 鋼材種類による違い
- 4) 緊張力の差による違い
- 5) 持続載荷荷重による違い

である。供試体の種類はプレテンション方式が R 型, T 型, U 型, V 型, W 型, およびポストテンション方式の O 型である。供試体寸法は二種類で R 型と O 型は断面 $300 \times 150 \text{mm}$, 長さ 2500mm であり, T 型, U 型, V 型, W 型は断面 $300 \times 150 \text{mm}$, 長さ 3500mm である。ポストテンション方式供試体の定着部の配筋を図 3.3.2 に示す。

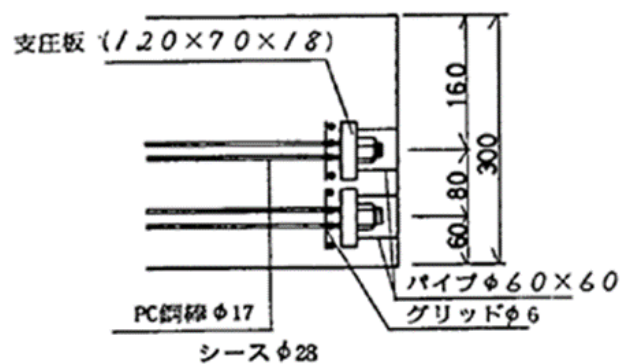


図 3.3.2 ポストテンション方式（O 型）の定着部配筋

(2) 使用材料

a) コンクリート

供試体製作に使用したコンクリートの材料は、早強ポスランドセメント（旧日本セメント株式会社、現太平洋セメント株式会社製）、水道水、川砂および川砂利（砕石を含む、神奈川県酒匂川産）および AE 減水剤である。コンクリートの配合条件は、配合強度 49N/mm^2 、粗骨材最大寸法 20mm 、スランプ $5\pm 1\text{cm}$ 、空気量 $4\pm 1\%$ であり、コンクリートの示方配合を表 3.3.3 に示す。

管理供試体の材齢 3, 7, 28 日のコンクリートの圧縮強度試験結果と 40 年曝露後の供試体より $\phi 50\text{mm}$ コアを採取して行った圧縮強度試験結果をまとめて表 3.3.4 に示す。

表 3.3.3 コンクリートの示方配合

W/C (%)	Slump (cm)	Air (%)	s/a (%)	Maximum size(mm)	Unit weight(kg/m^3)			
					W	C	S	G
37	5 ± 1	4 ± 1	40.5	20	167	460	710	1080

表 3.3.4 コンクリートの圧縮強度(材齢 3 日, 7 日, 28 日, 40 年)

材齢	3 日	7 日	28 日	40 年
圧縮強度 (N/mm^2)	49.9	59.0	67.6	96.4(感潮部) 75.2(陸上部)

b) PC 鋼材および鉄筋

PC 鋼材は JISG 3536¹⁾に定める SWPR2 2.9mm² 本より線を R 型に、および SWPR7A 7 本より線 12.4mm を T 型, V 型, W 型に使用した。O 型には JISG3109²⁾に定める SBPR 80/95 $\Phi 17\text{mm}$ を使用した。また、組立て用鉄筋およびスターラップには、JISG3112³⁾に定める SD30 D10(現: SD295 D10)を用いた。

なお PC 鋼材、鉄筋ともにコンクリート打設前には、10%クエン酸アンモニウム溶液で表面処理をして、光沢状態として用いた。

c) エポキシ樹脂およびエポキシ樹脂モルタル

エポキシ樹脂は2液混合型のシーカガード 62(シーカ株式会社製)を用いた。O型の接合部にはエポキシ樹脂のみを10mm厚程度に塗布した。また各梁の端部での定着具の保護には、エポキシ樹脂モルタルを20mm厚程度に塗布して用いた。

(3) コンクリートの打設

コンクリートは工場(株式会社PSコンクリート鴨宮工場)内のバッチャープラントにおいて練り混ぜ、フォークリフトによって運搬し打設された。一体の供試体のコンクリートは同一バッチのものとしている。コンクリートのスランプおよび空気量は打設の直前に試験し、配合条件を満たすことが確認された。コンクリートの締固めは棒状振動機により行った。3時間前養生したのち、蒸気養生を図3.3.3に示す手順で行い、その後は屋外養生としてコンクリート打設後28日に所定の曝露環境に設置された。エポキシ樹脂接合部の製作方法は、蒸気養生後に接合面の表面処理を行い、エポキシ樹脂を塗布(10mm厚)し、接合面を突き合わせてすぐにプレストレストが導入された。

初期緊張力は、それぞれR型でPC鋼材の降伏点荷重の80%、T型で80%、UとV型で60%、W型で40%、O型では85%である。また、有効プレストレスの計算値は表3.3.5に示すとおりである。

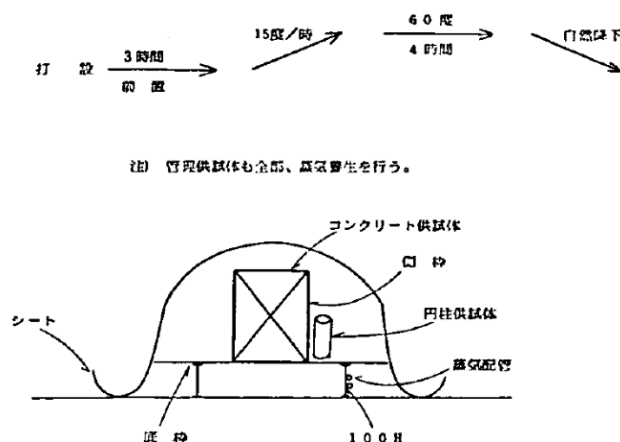


図 3.3.3 蒸気養生手順

表 3.3.3 有効プレストレスの設計値

供試体記号	有効プレストレス(kN/mm ²)
R型	12.2
T型	11.8
O型	11.8

(4) 定着部の処理

各梁定着部の処理は、プレテンション方式では端部より 2cm で PC より線を切断し、2cm 厚にエポキシ樹脂モルタルで保護した。ポストテンション方式では、支圧板およびナットで PC 鋼棒をシース内に固定したのち、内部にエポキシ樹脂モルタルを充填した。

(5) 曝露条件

所定の蒸気養生を完了した供試体は、その後屋外養生とし、材齢 28 日より海洋環境に暴露した。海洋環境としては港湾空港技術研究所の循環水槽における感潮部、海中部、陸上部（海面大気中）の 3 つとした（図 3.3.4 循環水槽供試体設置図参照）。ここでいう陸上部とは海岸線より 15m 程度離れ、気温は年平均 5℃程度で四季を通じて激しい潮風を受ける上に、年間数日は荒天時に海水のしぶきを浴びる場所である。感潮部、海中部は、循環水槽中であって、感潮部は 1 日 2 回人工的に潮の干満作用を受ける場所であり、海中部はほとんど常時海水中にある場所である。なお一般的に最も腐食環境として厳しいのは感潮部である。

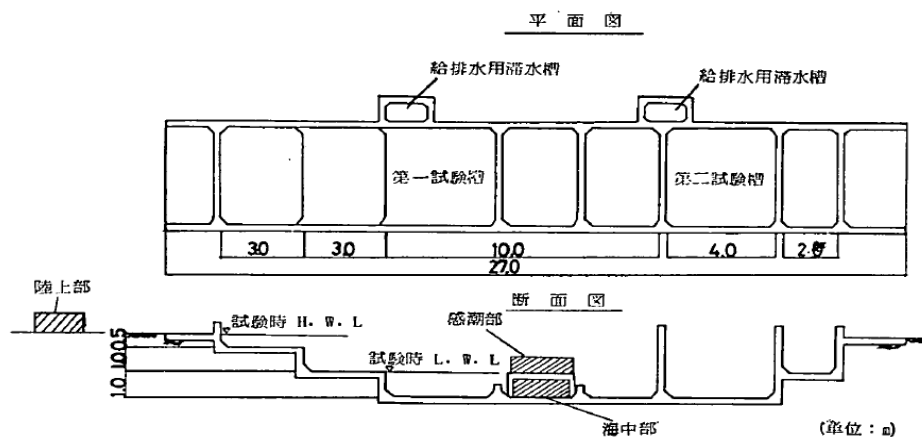


図 3.3.4 循環水槽供試体設置図

3.3.2 実験方法

(1) コア切込み方式による応力推定

P C梁の下面側に対し、図 3.3.5 に示すコア切込み方式による応力推定を写真 3.3.2 のように実施した。簡便のため上面からの調査を行うため、供試体を天地逆に設置し、端部より 200mm の位置で 2 点支持した。プレテンション方式の伝達長を調べる目的で、計測位置は、図 3.3.6 に示す位置とした。

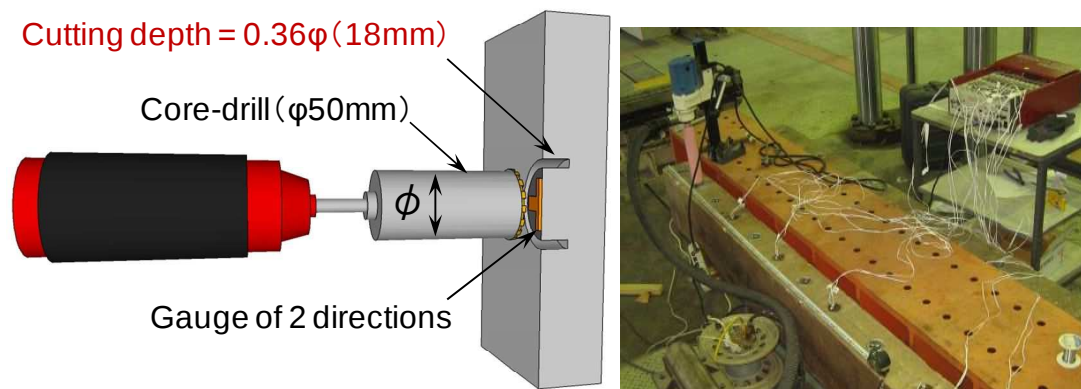


図 3.3.5 コア切込み法の概要

写真 3.3.2 試験の実施状況

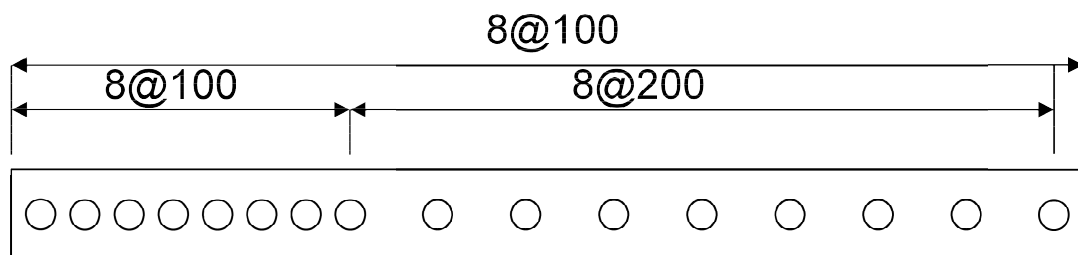


図 3.3.6 計測位置

(2) P C 鋼材切断による応力推定

コア切り込み法のキャリブレーション用として、コア切込み計測後に、図 3.3.7 に示す P C 鋼材切断による直接的なプレストレス推定を実施した。手順は、作業性から 20cm 程度の範囲のコンクリートをコンクリートカッターで削りとり、P C 鋼材の裏側の付着が無くなる状態まで露出させた。それぞれの P C 鋼材にひずみゲージを両面で貼り付け、ディスクサンダーで P C 鋼材を切断した。プレストレスは、解放ひずみに P C 鋼材の弾性係数を乗じて緊張力を算出し、これよりコンクリートに作用するプレストレスを算出した。

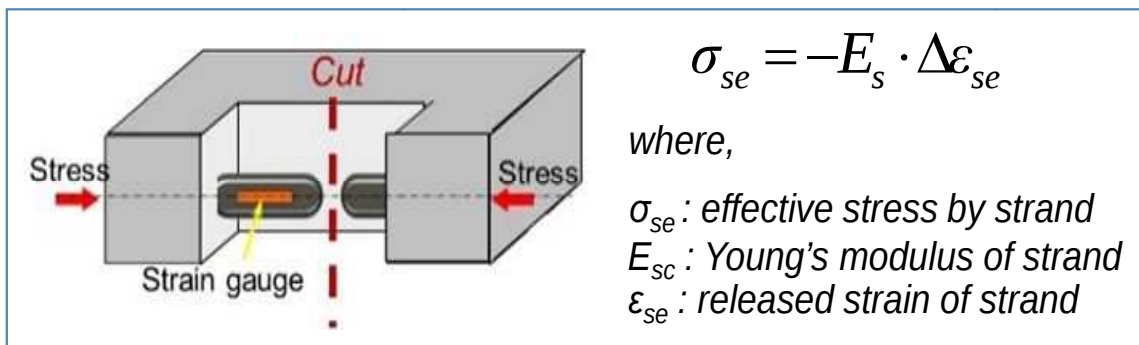


図 3.3.7 P C 鋼材切断によるキャリブレーション



写真 3.3.2 P C 切断後の状況

(3) 曲げ破壊試験

40 年経過後においても P C 鋼材が健全であれば，耐荷性能として設計の計算耐力を満足すると考えられる。図 3.3.8 に示すような載荷スパンにて，曲げ載荷試験を実施した。荷重は P C 梁が破壊するまで漸増させ，試験器に備え付けのロードセルにて載荷荷重を管理した。

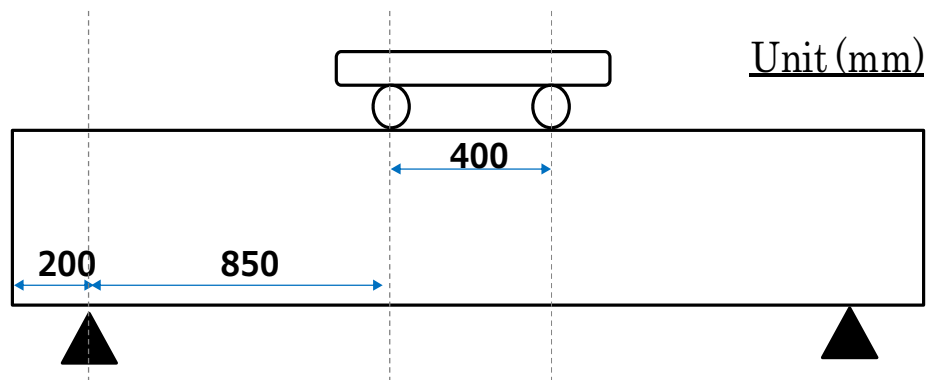


図 3.3.8 曲げ載荷試験の概要



写真 3.3.3 載荷試験の実施状況

3.3.3 実験結果

(1) ポストテンション方式のプレストレス分布

端部の支圧板付近に腐食が見られるものの、解体調査では PC 鋼材部分は健全な状態であった。プレストレスの推定値を図 3.3.9 に示す。推定値は設計値付近を中心に上下に $\pm 2\text{N/mm}^2$ 程度のばらつきが見られた。実際のプレストレス分布は均一であると予想されるため、バラツキについては測定方法および推定方法における誤差と考えられる。誤差の要因としては、スターラップや主筋など鉄筋に腐食が見られたため、腐食によるコンクリートの劣化の影響等が推察される。

以上から、ポストテンション方式におけるコア切込み法の適用性についての検証ができたと考えられる。



写真 3.3.3 ポストテンション供試体の端部腐食

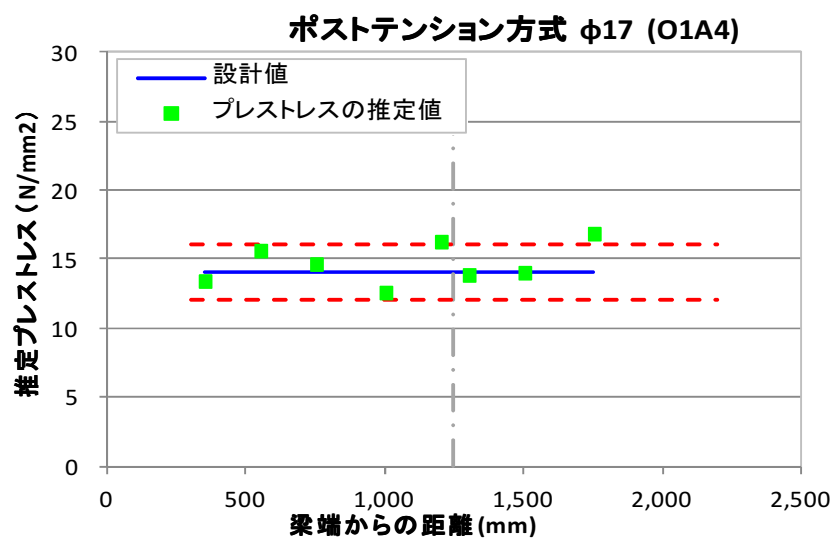


図 3.3.9 ポストテンション方式のプレストレス分布

(2) プレテンション方式のプレストレス分布

プレストレスの推定結果からは，中央部において，陸上暴露供試体は設計値と近似，干満部暴露供試体は若干低下している傾向が伺える。

また，両者とも端部のプレストレス伝達長区間の延伸が見られるが，増加分は 30cm 前後でとどまっており，通常の実構造物レベルではあまり問題ない範囲と考えられる。

PC の切断法のキャリブレーション結果と比較すると，切込み方式による推定値は信頼性の高い PC 切断法とほぼ一致しているため，切り込み方式の推定法の結果は妥当であると言える。

以上から，40 年間海洋環境におかれたプレテンション部材においてコア切込み法の適用性が確認できたと考えられる。

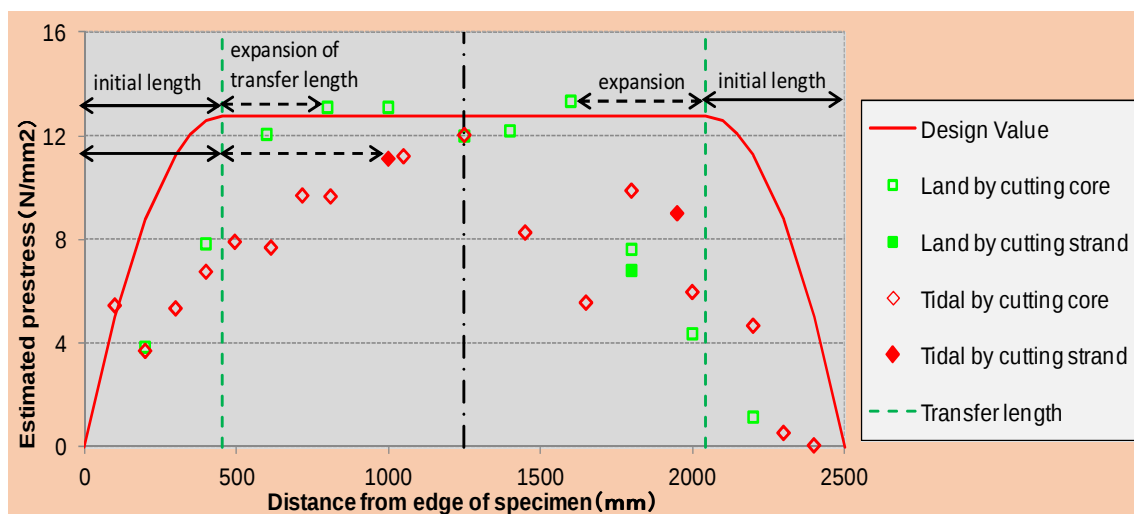


図 3.3.10 プレテンション方式のプレストレス分布

(3) 載荷試験による曲げ耐力

供試体 4 体の荷重-変位の関係を図 3.3.11 に示す。これらの供試体は、外観目視調査の結果から、腐食ひび割れの発生から劣化が激しいと想定された供試体である。また試験結果から得られた最大荷重と終局限界状態での最大曲げ耐力の計算値を表 3.3.4 にまとめた。

試験結果から、40 年間海洋環境に曝露された供試体 4 体(プレテンション方式の 2 本より線と 7 本より線, ポストテンション方式の感満部と海中部曝露)において、どの供試体も終局状態での最大曲げ耐力の計算値以上の耐力の残存が確認された。よって、腐食ひび割れが発生し、激しく劣化した供試体においても、最大曲げ耐力の観点からは耐力性能を満足していると評価された。

表 3.3.4 破壊荷重の計算値と実験結果

Specimen	Calculation	Test result	Ratio
φ 2.9-tidal	151.4	161.2	1.06
φ 12.4-tidal	141.3	155.1	1.10
φ 17-tidal	187.8	205.5	1.09
φ 17-under seawater	187.8	219.4	1.17

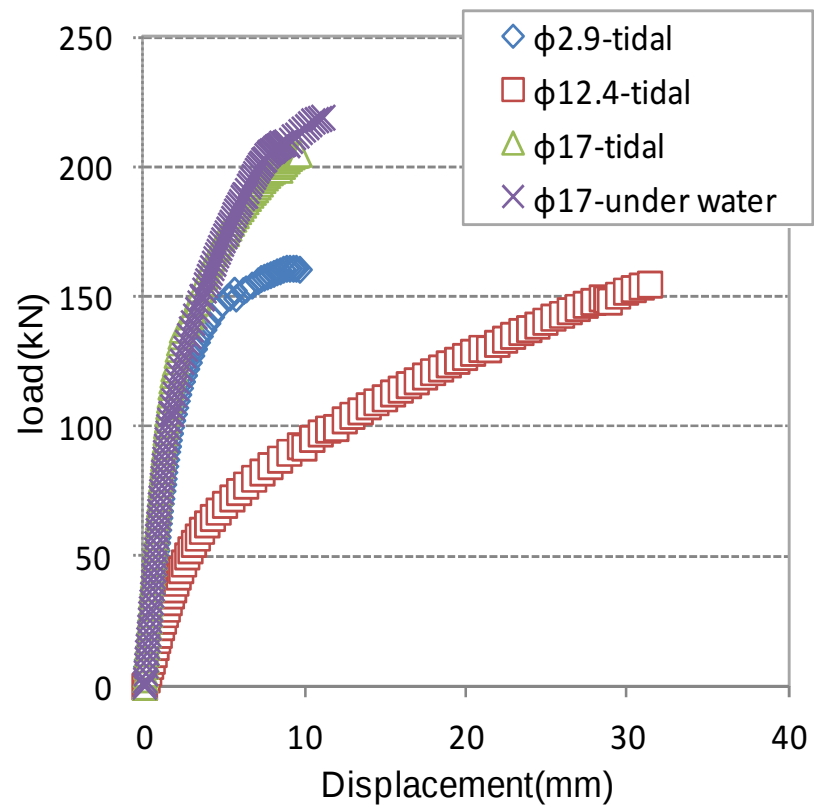


図 3.3.11 梁中央部の荷重変位関係

3.4 3章の結論

- 1) 感度分析により，コア切込み法の変数について応力推定への影響度について評価した。なかでも，ヤング係数の影響が最も大きいことが明らかとなった。
- 2) 応力推定で用いるヤング係数はコアによる実測値を用いるのが望ましいが，コアのヤング係数測定では，しばしば初期挙動の不安定性が顕著となるため，中央付近の直線区間を用いてヤング係数を算出することについて提案した。そして，測定方法は100mm 区間の変位を管理する方法がバラツキが少ないことがわかった。
- 3) 断面内で部材厚さが異なる場合，部材間での拘束応力が作用するため，解析を併用した評価が望ましいことを提案し，乾燥収縮と温度差による影響について，それぞれ FEM 解析による検討を加え，その影響度合いについて定量的に評価した。
- 4) 暴露供試体の検証において，鋼材切断のキャリブレーションとの比較から，コア切込み方式の長期材齢への適用性を検証しその妥当性について確認した。
- 5) また上記の検証から，応力の推定精度は $\pm 2\text{N/mm}^2$ 程度であることを示した。
- 6) プレテンション方式においては，伝達長の延伸について確認されたが，40 年経過後もプレストレスおよび耐荷性能は設計を満足することを確認した。

第4章 2方向PC構造への適用に関する検討

4.1 概要

4.1.1 2方向PC部材について

栈橋床版や建築の床スラブにおいては、2方向に曲げモーメントが作用するため、それぞれの方向にPC鋼材が配置されていることがある。また、PC橋梁では、自重による死荷重や車両走行による活荷重が作用しており、これらの荷重作用に抵抗するため数種類のPC鋼材が配置されている。主桁部材の支間中央部には曲げモーメントが卓越するため、主桁下縁付近に主ケーブルと呼ばれるPC鋼材が配置されている。また、床版部材には輪荷重により橋軸直角方向の曲げモーメントが卓越するため、横締めPC鋼材が配置されている。そして、支点付近のウェブには、せん断力が卓越するため、せん断鋼棒と呼ばれるPC鋼棒が鉛直方向に配置されている。このようにPC構造は、作用する断面力に応じてPC鋼材が適宜配置された構造となっているため、箇所によってはプレストレスが2方向に作用している場合がある。

これまで、コア切込み法の適用範囲は、2方向のひずみ差を用いる原理から、対象として未知のプレストレスを1種類とした1方向PC部材に限られていた。しかし、実構造物では、2方向のPC構造も多くあり、これらのプレストレスを診断する手法を確立することは重要である。本章では、コア切込み法の2方向PC部材への適用性に関する検討について記述する。



写真 4.1.1 2方向PC栈橋床版



写真 4.1.2 2方向PCの配置状況

4.1.2 2方向P C部材への適用方法

プレストレスの推定式は、最初に方向別の式(2.1), (2.2)がそれぞれあり, これらのひずみ差を取り, 式を1本化することで1方向のプレストレスを未知数とした1変数の1次方程式としている。よって, 未知数が増えた場合, 求めたい解を得ることができない。解を得るには,

A 法 : プレストレスの異なる複数箇所の計測値をもとに方程式を増やす

B 法 : 片方を健全と仮定して, 他方を推定する。

次節以降では, 2種類の方法について提案し, これらについての理論的な説明および供試体実験による検証について記述する。

4.2 2方向PC部材の応力推定手法の提案

4.2.1 2点計測による推定手法（A法）

2方向応力の組合せが異なる2点を計測することで、式(2.1)、(2.2)のひずみ差を用いても方程式を2つ成立させることができるため、1次の連立方程式となり2方向についてそれぞれ解を得ることができる。以下に推定式の導出を示す。

ここで、コンクリートの乾燥収縮の進行は、マクロ的な観点からは等方性とみなし、乾燥収縮の深さ方向の拘束については、次の関係が成り立つと仮定する。

$$\Delta\epsilon_{x,si} = \Delta\epsilon_{y,si}, \quad \Delta\epsilon_{x,ysi} = \Delta\epsilon_{y,xsi}$$

(1) 2方向の鋼材比が等しいと仮定できる場合

x 方向の鋼材比と y 方向の鋼材比を等しいと仮定した場合、乾燥収縮に対する鋼材拘束については、次の関係が成り立つ。

$$\Delta\epsilon_{x,sr} = \Delta\epsilon_{y,sr}, \quad \Delta\epsilon_{x,ysr} = \Delta\epsilon_{y,xsr} \quad (4.1)$$

$$\therefore \phi_{x,r} = \phi_{y,r}$$

ここに、

$\phi_{x,r}$: x 方向の鋼材比

$\phi_{y,r}$: y 方向の鋼材比

よって、コア削孔により解放される x 方向ひずみと y 方向ひずみとの差は次のように表せる。

$$\begin{aligned} \epsilon_x - \epsilon_y &= (\Delta\epsilon_{x,e} + \Delta\epsilon_{x,ye} + \Delta\epsilon_{x,si} + \Delta\epsilon_{x,ysi} + \Delta\epsilon_{x,sr} + \Delta\epsilon_{x,ysr} + \Delta\epsilon_{x,cr} + \Delta\epsilon_{x,ycr}) \\ &\quad - (\Delta\epsilon_{y,e} + \Delta\epsilon_{y,x} + \Delta\epsilon_{y,si} + \Delta\epsilon_{y,xsi} + \Delta\epsilon_{y,sr} + \Delta\epsilon_{y,xsr} + \Delta\epsilon_{y,cr} + \Delta\epsilon_{y,xcr}) \end{aligned} \quad (4.2)$$

$$\begin{aligned} &= (\Delta\epsilon_{x,e} - \Delta\epsilon_{y,x}) + (\Delta\epsilon_{x,cr} - \Delta\epsilon_{y,xcr}) - (\Delta\epsilon_{y,e} - \Delta\epsilon_{x,ye}) - (\Delta\epsilon_{y,cr} - \Delta\epsilon_{x,ycr}) \\ &= (\Delta\epsilon_{x,e} + \nu\Delta\epsilon_{x,e}) + (\Delta\epsilon_{x,cr} + \nu\Delta\epsilon_{x,cr}) - (\Delta\epsilon_{y,e} + \nu\Delta\epsilon_{y,e}) - (\Delta\epsilon_{y,cr} + \nu\Delta\epsilon_{y,cr}) \\ &= (1 + \nu) \{ (\Delta\epsilon_{x,e} + \Delta\epsilon_{x,cr}) - (\Delta\epsilon_{y,e} + \Delta\epsilon_{y,cr}) \} \end{aligned} \quad (4.3)$$

ここで、2方向応力の組合せが異なる2測点の情報を加える。例えば、 $\mathbf{x}$ 方向がプレテンション鋼材とすると、1点目を中央付近の標準部に、2点目を端部の伝達長区間にとると、2方向応力の異なる組み合わせという条件が成立し、2点目の $\mathbf{x}$ 方向プレストレスの伝達率を α ($0 < \alpha < 1$)、各測点の解放ひずみの計測値を $(\varepsilon_{x1}, \varepsilon_{y1})$, $(\varepsilon_{x2}, \varepsilon_{y2})$ とすると、それぞれ式(4.3)に代入することで以下の連立方程式が成立する。

$$\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1} = (1 + \nu) \{ (\Delta\varepsilon_{x,e} + \Delta\varepsilon_{x,cr}) - (\Delta\varepsilon_{y,e} + \Delta\varepsilon_{y,cr}) \} \quad (4.4)$$

$$\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2} = (1 + \nu) \{ \alpha \cdot (\Delta\varepsilon_{x,e} + \Delta\varepsilon_{x,cr}) - (\Delta\varepsilon_{y,e} + \Delta\varepsilon_{y,cr}) \} \quad (4.5)$$

2式の差をとると、

$$\begin{aligned} \frac{(\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{1 + \nu} &= (1 - \alpha) \cdot (\Delta\varepsilon_{x,e} + \Delta\varepsilon_{x,cr}) \\ \frac{(\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{(1 - \alpha)(1 + \nu)} &= \Delta\varepsilon_{x,e} + \Delta\varepsilon_{x,cr} \end{aligned} \quad (4.6)$$

式(4.6)にクリープの釣合いから式(2.14)を代入すると

$$\begin{aligned} \frac{(\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{(1 - \alpha)(1 + \nu)} &= \Delta\varepsilon_{x,e} + \frac{\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} (-2\Delta\varepsilon_{x,e} + \Delta\varepsilon_{x,sr}) \\ &= \frac{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} \Delta\varepsilon_{x,e} + \frac{\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} \Delta\varepsilon_{x,sr} \\ \Delta\varepsilon_{x,e} &= \frac{(\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{(1 - \alpha)(1 + \nu)} \cdot \frac{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} - \frac{\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} \Delta\varepsilon_{x,sr} \end{aligned} \quad (4.7)$$

式(4.7)に乾燥収縮の釣合いから算出した、式(2.19)を代入して、

$$\begin{aligned} \Delta\varepsilon_{x,e} &= \frac{(\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{(1 - \alpha)(1 + \nu)} \cdot \frac{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} - \frac{\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} \cdot (\gamma_{1x} \cdot \varepsilon_{sh,t,x}) \\ &= \frac{(\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{(1 - \alpha)(1 + \nu)} \cdot \frac{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} - \frac{\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}^2}{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} \cdot \varepsilon_{sh,t,x} \end{aligned} \quad (4.8)$$

として $\mathbf{x}$ 方向の有効プレストレスのひずみ成分が算出される。

次に、y 方向について整理する。式(4.4)を α 倍して式(4.5)とで差をとると、

$$\frac{\alpha \cdot (\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{1 + \nu} = (1 - \alpha) \cdot (\Delta \varepsilon_{y,e} + \Delta \varepsilon_{y,cr})$$

$$\frac{\alpha \cdot (\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{(1 - \alpha) \cdot (1 + \nu)} = \Delta \varepsilon_{y,e} + \Delta \varepsilon_{y,cr} \quad (4.9)$$

y 方向のクリープ拘束 $\Delta \varepsilon_{y,cr}$ については、x 方向と同様にすると、

$$\Delta \varepsilon_{y,cr} = \frac{\varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}}{2 - \varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}} (-2\Delta \varepsilon_{y,e} + \Delta \varepsilon_{y,sr}) \quad (4.10)$$

式(4.10)を、式(4.9)に代入すると、

$$\frac{\alpha \cdot (\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{(1 - \alpha) \cdot (1 + \nu)} = \Delta \varepsilon_{y,e} + \frac{\varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}}{2 - \varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}} (-2\Delta \varepsilon_{y,e} + \Delta \varepsilon_{y,sr})$$

$$= \frac{2 - 3\varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}}{2 - \varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}} \Delta \varepsilon_{y,e} + \frac{\varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}}{2 - \varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}} \Delta \varepsilon_{y,sr}$$

$$\Delta \varepsilon_{y,e} = \frac{\alpha \cdot (\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{(1 - \alpha) \cdot (1 + \nu)} \cdot \frac{2 - \varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}}{2 - 3\varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}} - \frac{\varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}}{2 - 3\varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}} \Delta \varepsilon_{y,sr} \quad (4.11)$$

y 方向の乾燥収縮による鋼材拘束も x 方向と同様に釣合いを考えると式(2.19)より、

$$\Delta \varepsilon_{y,sr} = \gamma_{1y} \cdot \varepsilon_{sh,t,y} \quad (4.12)$$

式(4.12)を、式(4.11)に代入すると

$$\Delta \varepsilon_{y,e} = \frac{\alpha \cdot (\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{(1 - \alpha) \cdot (1 + \nu)} \cdot \frac{2 - \varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}}{2 - 3\varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}} - \frac{\varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}^2}{2 - 3\varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}} \cdot \varepsilon_{sh,t,y} \quad (4.13)$$

として y 方向の有効プレストレスのひずみ成分が算出される。

ここで、伝達率 α の導出については、設計の伝達長 65ϕ (ϕ : PC 鋼材の直径) 区間内においてプレストレス分布は放物線と仮定できる¹⁾ため、

$$y-1 = \frac{-1}{(65\phi)} \cdot (x-65\phi)^2$$

$$y = 1 - \frac{(x-65\phi)^2}{(65\phi)^2} \quad (4.14)$$

と表わせ、測点位置 x が定まれば、伝達率 α は式(4.14)より算出することができる。

また、端部から設計の伝達長 65ϕ までを簡易的に直線的に分布するとして線形補完する手法もある。

これらより、応力の組み合わせが異なる 2 測点の結果を用いることで、 x y の鋼材比が等しい場合、式(4.8)および式(4.13)から 2 方向のプレストレスについて推定可能と考えられる。

(2) 2 方向の鋼材比が異なる場合

鋼材比が異なる場合，式(4.1)の仮定が成立しないため，式(4.4)および式(4.5)は，

$$\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1} = (1 + \nu) \{ (\Delta\varepsilon_{x,e} + \Delta\varepsilon_{x,cr}) - (\Delta\varepsilon_{y,e} + \Delta\varepsilon_{y,cr}) + (\Delta\varepsilon_{x,sr} - \Delta\varepsilon_{y,sr}) \} \quad (4.4')$$

$$\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2} = (1 + \nu) \{ \alpha \cdot (\Delta\varepsilon_{x,e} + \Delta\varepsilon_{x,cr}) - (\Delta\varepsilon_{y,e} + \Delta\varepsilon_{y,cr}) + (\Delta\varepsilon_{x,sr} - \Delta\varepsilon_{y,sr}) \} \quad (4.5')$$

と表せる。式(4.4')，式(4.5')に式(2.14)，式(4.6)を代入すると，

2 式の差をとると，

$$\begin{aligned} \frac{(\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{1 + \nu} &= (1 - \alpha) \cdot (\Delta\varepsilon_{x,e} + \Delta\varepsilon_{x,cr}) \\ \frac{(\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{(1 - \alpha)(1 + \nu)} &= \Delta\varepsilon_{x,e} + \Delta\varepsilon_{x,cr} \end{aligned} \quad (4.6')$$

式(4.6')にクリープの釣合いから式(2.14)を代入すると

$$\begin{aligned} \frac{(\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{(1 - \alpha)(1 + \nu)} &= \Delta\varepsilon_{x,e} + \frac{\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} (-2\Delta\varepsilon_{x,e} + \Delta\varepsilon_{x,sr}) \\ &= \frac{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} \Delta\varepsilon_{x,e} + \frac{\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} \Delta\varepsilon_{x,sr} \\ \Delta\varepsilon_{x,e} &= \frac{(\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{(1 - \alpha)(1 + \nu)} \cdot \frac{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} - \frac{\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} \Delta\varepsilon_{x,sr} \end{aligned} \quad (4.7')$$

式(4.7')に乾燥収縮の釣合いから算出した，式(2.19)を代入して，

$$\begin{aligned} \Delta\varepsilon_{x,e} &= \frac{(\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{(1 - \alpha)(1 + \nu)} \cdot \frac{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} - \frac{\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} \cdot (\gamma_{1x} \cdot \varepsilon_{sh t, x}) \\ &= \frac{(\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{(1 - \alpha)(1 + \nu)} \cdot \frac{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} - \frac{\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}^2}{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} \cdot \varepsilon_{sh t, x} \end{aligned} \quad (4.8')$$

として $\mathbf{x}$ 方向の有効プレストレスのひずみ成分が算出される。

次に、y 方向について整理する。式(4.4')を α 倍して式(4.5')とで差をとると、

$$\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1} = (1+\nu) \{ (\Delta\varepsilon_{x,e} + \Delta\varepsilon_{x,cr}) - (\Delta\varepsilon_{y,e} + \Delta\varepsilon_{y,cr}) + (\Delta\varepsilon_{x,sr} - \Delta\varepsilon_{y,sr}) \} \quad (4.4')$$

$$\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2} = (1+\nu) \{ \alpha \cdot (\Delta\varepsilon_{x,e} + \Delta\varepsilon_{x,cr}) - (\Delta\varepsilon_{y,e} + \Delta\varepsilon_{y,cr}) + (\Delta\varepsilon_{x,sr} - \Delta\varepsilon_{y,sr}) \} \quad (4.5')$$

$$\frac{\alpha \cdot (\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{1+\nu} = (1-\alpha) \cdot (\Delta\varepsilon_{y,e} + \Delta\varepsilon_{y,cr} + \Delta\varepsilon_{x,sr} - \Delta\varepsilon_{y,sr})$$

$$\frac{\alpha \cdot (\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{(1-\alpha) \cdot (1+\nu)} = \Delta\varepsilon_{y,e} + \Delta\varepsilon_{y,cr} + (\Delta\varepsilon_{x,sr} - \Delta\varepsilon_{y,sr}) \quad (4.9')$$

乾燥収縮による鋼材拘束は式(2.19)および式(4.12)を式(4.11')に代入して、

$$\frac{\alpha \cdot (\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{(1-\alpha) \cdot (1+\nu)} = \Delta\varepsilon_{y,e} + \Delta\varepsilon_{y,cr} + (\gamma_{1x} \cdot \varepsilon_{sh t, x} - \gamma_{1y} \cdot \varepsilon_{sh t, y}) \quad (4.15)$$

乾燥収縮は等方性と考えられるので、 $\varepsilon_{sh t, x} = \varepsilon_{sh t, y}$ を式(4.15)に代入して、

$$\frac{\alpha \cdot (\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{(1-\alpha) \cdot (1+\nu)} = \Delta\varepsilon_{y,e} + \Delta\varepsilon_{y,cr} + (\gamma_{1x} - \gamma_{1y}) \cdot \varepsilon_{sh t, x} \quad (4.16)$$

y 方向のクリープ拘束については、式(4.10)を式(4.16)代入すると、

$$\begin{aligned} \frac{\alpha \cdot (\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{(1-\alpha) \cdot (1+\nu)} &= \Delta\varepsilon_{y,e} + \frac{\varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}}{2 - \varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}} (-2\Delta\varepsilon_{y,e} + \Delta\varepsilon_{y,sr}) + (\gamma_{1x} - \gamma_{1y}) \cdot \varepsilon_{sh t, x} \\ &= \frac{2 - 3\varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}}{2 - \varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}} \Delta\varepsilon_{y,e} + \frac{\varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}}{2 - \varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}} \Delta\varepsilon_{y,sr} + (\gamma_{1x} - \gamma_{1y}) \cdot \varepsilon_{sh t, x} \\ \Delta\varepsilon_{y,e} &= \left\{ \frac{\alpha \cdot (\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{(1-\alpha) \cdot (1+\nu)} - (\gamma_{1x} - \gamma_{1y}) \cdot \varepsilon_{sh t, x} \right\} \cdot \frac{2 - \varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}}{2 - 3\varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}} - \frac{\varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}}{2 - 3\varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}} \Delta\varepsilon_{y,sr} \end{aligned} \quad (4.11')$$

y 方向の乾燥収縮による鋼材拘束は式(4.12)を式(4.11')に代入して、

$$\Delta\varepsilon_{y,e} = \left\{ \frac{\alpha \cdot (\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{(1-\alpha) \cdot (1+\nu)} - (\gamma_{1x} - \gamma_{1y}) \cdot \varepsilon_{sh t, x} \right\} \cdot \frac{2 - \varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}}{2 - 3\varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}} - \frac{\varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}}{2 - 3\varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}} \gamma_{1y} \cdot \varepsilon_{sh t, y}$$

$$\Delta \varepsilon_{y,e} = \left\{ \frac{\alpha \cdot (\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1}) - (\varepsilon_{x2} - \varepsilon_{y2})}{(1-\alpha) \cdot (1+\nu)} - (\gamma_{1x} - \gamma_{1y}) \cdot \varepsilon_{sht,x} \right\} \cdot \frac{2 - \varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}}{2 - 3\varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}} - \frac{\varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}^2}{2 - 3\varphi_{t,y} \cdot \gamma_{1y}} \cdot \varepsilon_{sht,y} \quad (4.13')$$

となり，鋼材比が異なる場合においても，式(4.8')，式(4.13')から，2方向のプレストレスを算出することができる。

4.2.2 1方向プレストレスが既知の場合における推定方法（B法）

2方向PC部材の応力解放で解放されるひずみは、それぞれ他方の応力を0と仮定した場合に解放されるひずみを重ね合わせることで成立していると考えられる。

よって、2方向のプレストレスのうち1方向が明らかに健全と判断できる場合は、設計の計算応力をヤング係数で除すことで、明らかな方向の有効プレストレス成分のひずみを算出することができる。また、これに相当する解放ひずみとしては、推定式(2.20)や推定式(2.39)を利用することで計算することができる。計算された解放ひずみと、実際に測定した解放ひずみの差をとることで、不明な1方向のプレストレスによる解放ひずみに補正することができるため、1方向プレストレスの推定式(2.20)および(2.39)より推定することが可能になる。

4.3 2方向PC部材を用いた実験的検証

4.3.1 2方向PC版供試体の概要

前節で述べた2方向PC部材における応力推定方法の検証を目的に、版形状の供試体を3体製作した。製作手順は1方向をプレテンション方式で緊張し、設計強度 50N/mm^2 のコンクリートを打設後、一般的なプレテンションの工場製品と同様に 50°C 6時間の蒸気養生を行った。翌日、緊張力を解放して 6N/mm^2 のプレストレスを導入した。その翌日、直角方向に配置された2方向目となるポストテンション鋼材に対し、5および 10N/mm^2 のプレストレスを導入した。供試体の製作状況を写真4.3.1に。配筋形状を図4.3.1に示す。No.1, 2は $\phi 23\text{mm}$ のPC鋼棒でプレストレスは 5N/mm^2 、No.3は $\phi 32$ の鋼棒で 10N/mm^2 のプレストレスを導入している。なお、No.2, 3についてはポストテンションによるプレストレスを導入後、シース内にグラウト材を注入している。

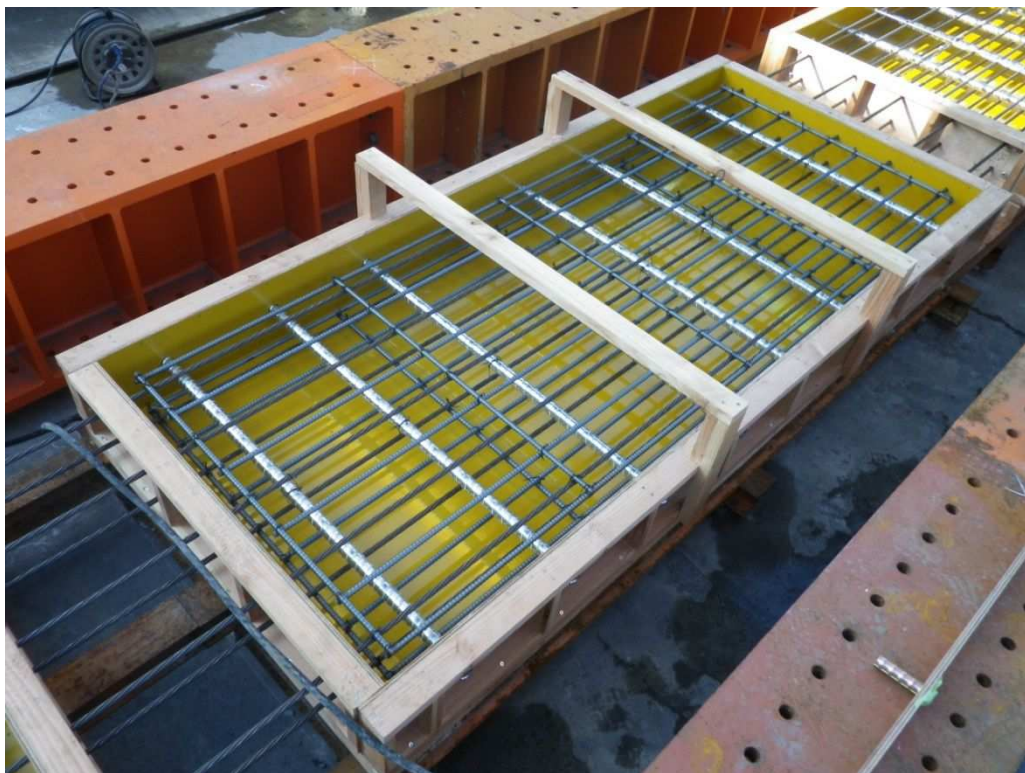


写真 4.3.1 2方向PC版供試体の配筋



写真 4. 3. 2 プレテンション鋼材の仮緊張



写真 4. 3. 3 プレテンション鋼材の緊張



写真 4. 3. 4 打設後ジャッキダウンによるプレ導入

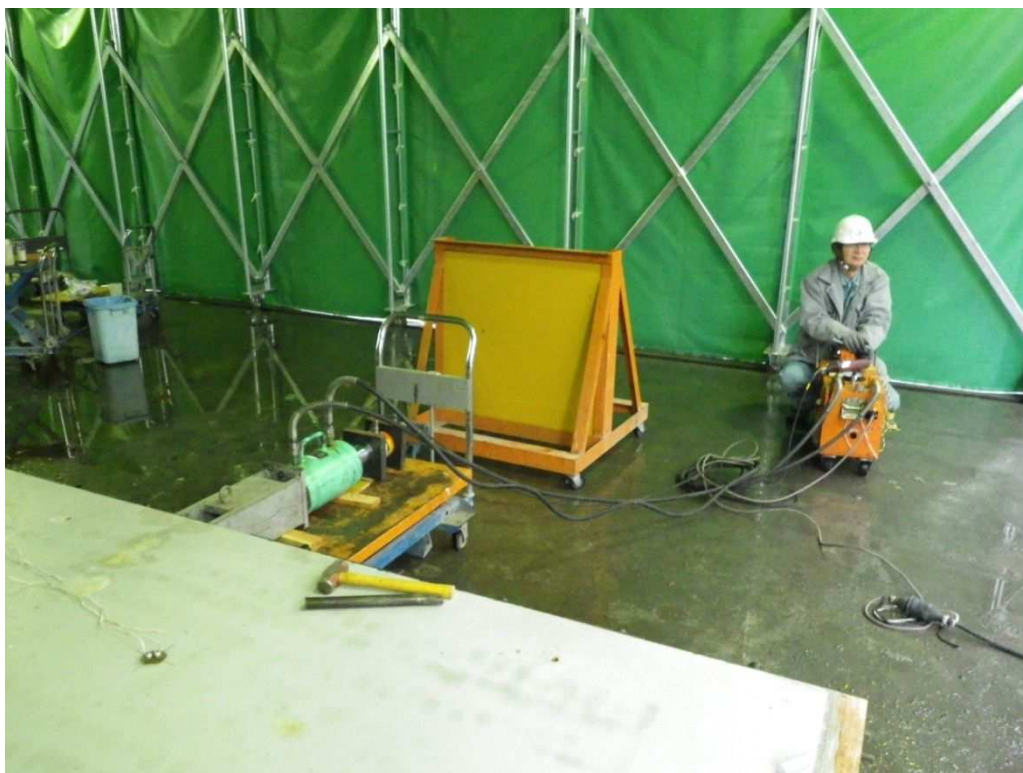


写真 4. 3. 5 ポストテンション鋼材の緊張

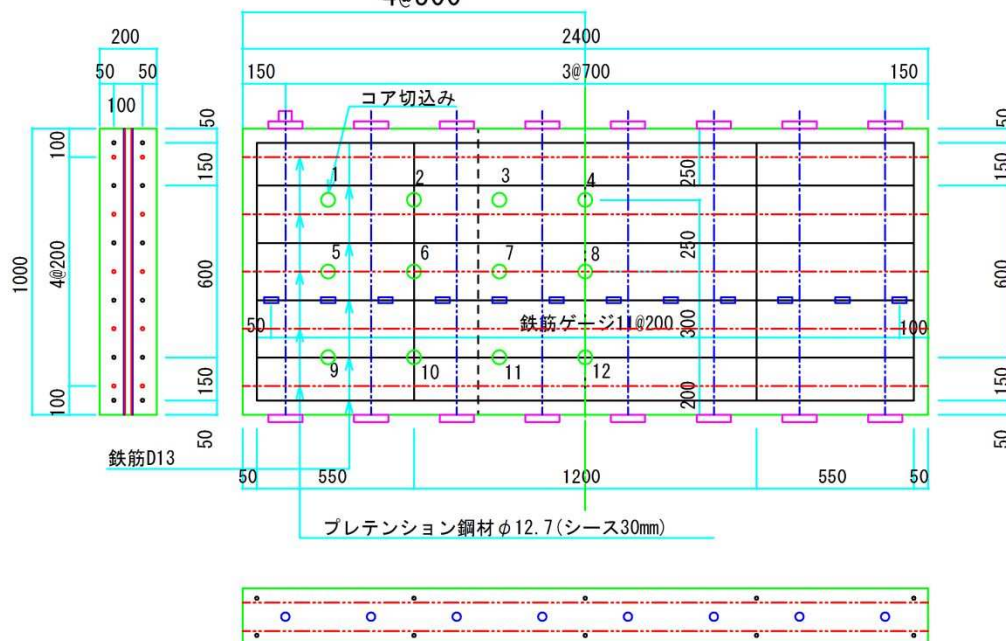


写真 4. 3. 6 ポストテンション鋼材のグラウト注入

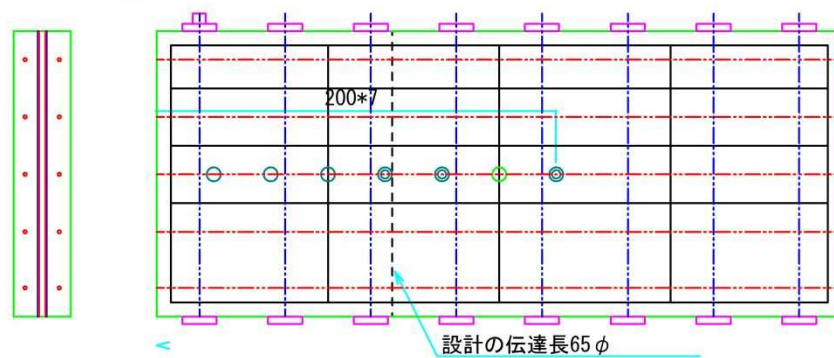
表 4. 3. 1 コンクリートの配合

Gman	20	S/A	42. 5%
セメント	早強	W	153kg
スランプ°	12±2. 5cm	C	403kg
空気量	4. 5±1. 5%	S	742kg
強度	50N	G	1036kg
W/C	38. 0%	高性能減水剤	2. 61kg

No. 1 PC鋼棒 $\phi 23$ (グラウト無)
4@300



No. 2 PC鋼棒 $\phi 23$ (グラウト有)



No. 3 PC鋼棒 $\phi 32$ (グラウト有)

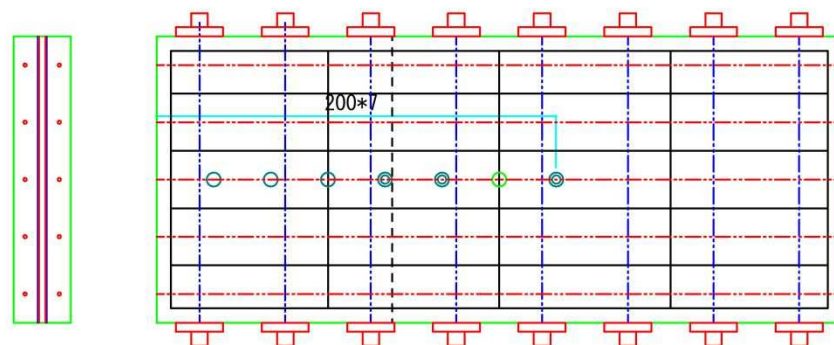


図 4. 3. 1 2 方向 PC 版供試体の形状配筋

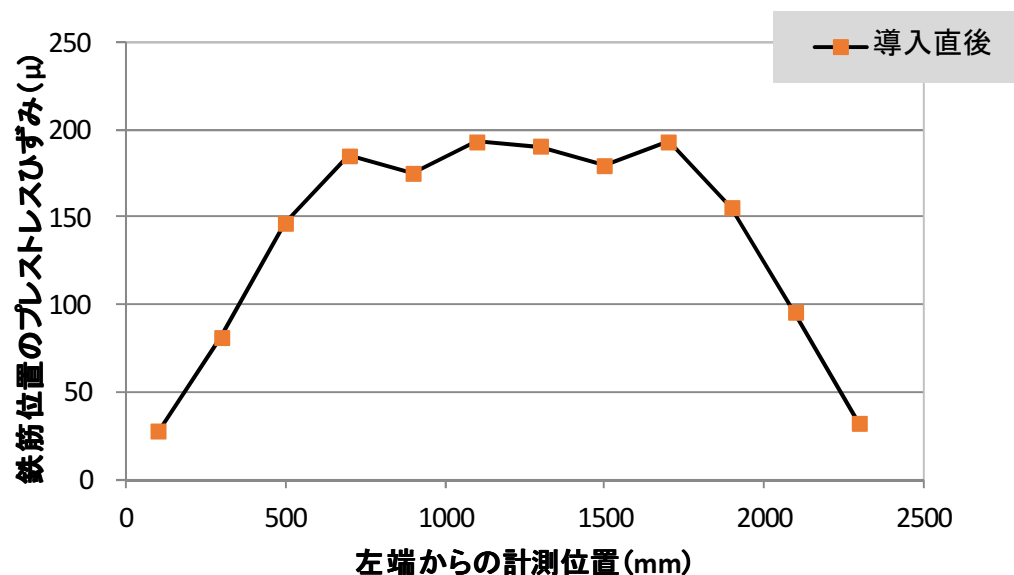
4.3.2 2方向応力推定法の検証実験

打設したコンクリートの材齢4日において供試体No. 3, 材齢8日において供試体No. 2についてコア切込みによる応力解放を実施した。

それぞれについて、A法およびB法について応力推定手法の検証を行った。

(1) A法による2方向応力推定の検証

鉄筋ゲージにて計測した、プレテンション導入直後のプレストレス分布を図4.3.2に示す。設計の伝達長は $65\phi = 65 \times 12.7 = 806\text{mm}$ であるが、図よりやや手前の700mm位置において所定のプレストレスが導入されていることが確認された。端部からのプレストレス変化はほぼ直線的である。プレストレス分布は経時変化により徐々に放物線形状に移行すると推察されるが、計測時点では左程クリープの進行も大きくないことから、直線的に分布したものと推察される。



そこで、弱材齢時は伝達長の分布は設計の伝達長区間で直線的に分布するものとして、応力推定を実施した。図 4.3.3 に推定結果を示す。材齢 3 日の推定結果においてはやや 2N/mm^2 を下回っているが、材齢 8 日の推定結果においては 2N/mm^2 以内の推定精度であった。

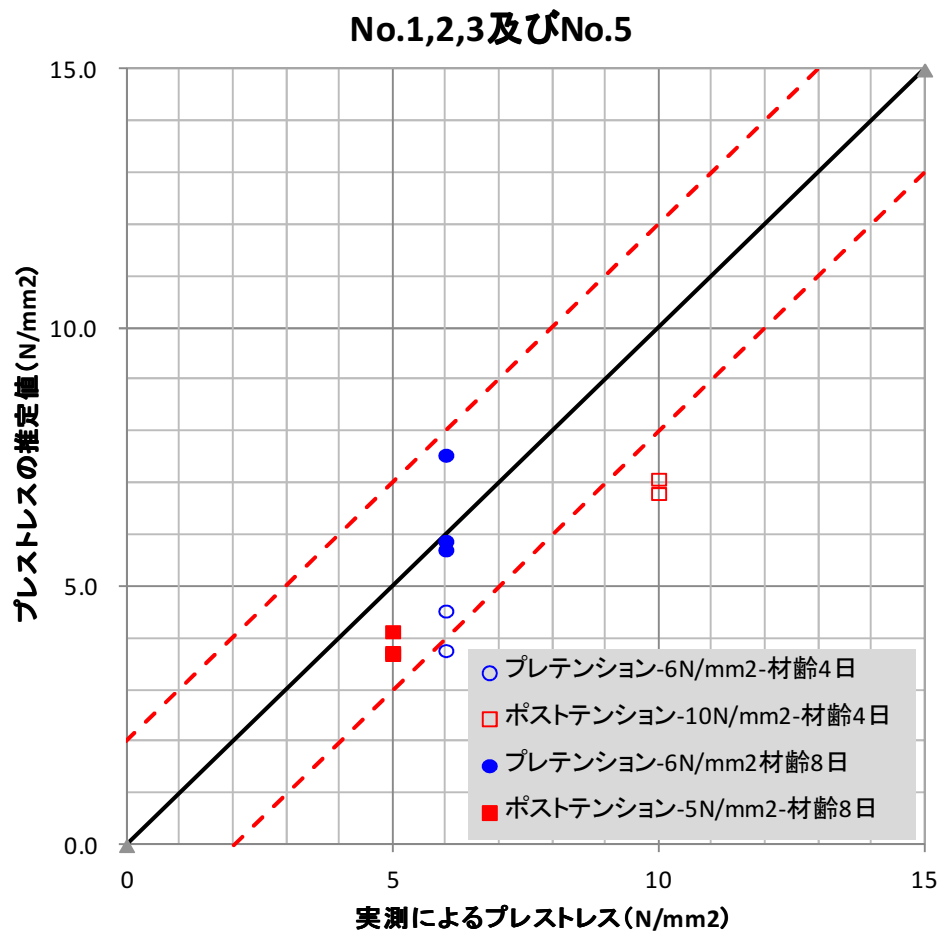


図 4.3.3 A 法によるプレストレスの推定

(2) B 法による 2 方向応力推定の検証

B 法は、プレストレスを調べたい方向とは異なる他方については健全である場合に適用する。以下に、プレテンション側は至って健全で、ポストテンション側に何らかの不具合がありプレストレスを調査したいという条件を仮定する。

まず部材には、プレテンション側のみ作用しているものとして、予想される解放ひずみを 2 章の推定式に基づき算出する。

表 4.3.2 変数の設定値

変数	設定値	備考
ヤング係数	32,394N/mm ²	TP実測による
乾燥収縮	49 μ	JSCE式
クリープ係数	0.21	JSCE式

プレテンション導入直後の推定応力が 6N/mm² となる解放ひずみは、推定式から逆算すると $(x, y) = (215, 0)$ となる。

コア切込みによる 2 方向応力の解放ひずみと、これよりプレテンションの解放ひずみを差し引いて算出したポストテンションの解放ひずみ、また、推定式によるポストテンションの応力算出結果を表 4.3.3 に示す。

実際の導入応力に対し 0.5N/mm² 以内に収まっており、非常に高い近似性を示している。従って、内部拘束の小さい弱材齢において問題ないことから、C 法の基本的な重ねあわせ考え方は正しいと考えられる。

表 4.3.3 B 法によるポストテンション側応力の推定結果

供試体	測点	プレテン計算歪		計測ひずみ		計測ひずみの補正			推定ひずみ	ヤング係数	応力度(N/mm ²)	
		x	y	x	y	x	y	y-x	∠ε x,e	測定値 N/mm2	プレストレス	
		(×10 ⁻⁶)	(×10 ⁻⁶)	(×10 ⁻⁶)	(×10 ⁻⁶)	(×10 ⁻⁶)	(×10 ⁻⁶)	(×10 ⁻⁶)	(×10 ⁻⁶)		設計	推定
3	1	-215	0	-76	-187	139	-187	-326	-286	32394	10.0	9.3
	2	-215	0	-	-	-	-	-	-	32394	10.0	-
	3	-215	0	-18	-143	197	-143	-340	-298	32394	10.0	9.7
	平均	-215	0	-47	-165	168	-165	-333	-292	32394	10.0	9.5
2	1	-205	0	-116	-93	89	-93	-182	-165	32394	5.0	5.3
	2	-205	0	-112	-64	93	-64	-157	-142	32394	5.0	4.6
	3	-205	0	-79	-49	126	-49	-175	-158	32394	5.0	5.1
	平均	-215	0	-102	-69	113	-69	-181	-155	32394	5.0	5.0

次は、逆にポストテンション側は至って健全で、プレテンション側に何らかの不具合がありプレストレスを調査したいという条件設定のもとプレテンション側の応力推定を行い、推定理論の可逆性について検証する。

No.3 のポストテンション側プレストレスが導入時の 10N/mm2 となる解放ひずみは、推定式から逆算すると (x, y) =(0, 353) であり、No.2 のポストテンション側プレストレスが導入時の 5N/mm2 となる解放ひずみは、推定式から逆算すると (x, y) =(0, 170) である。これらを前提条件として、プレテンション側を推定した結果を下表に示す。

表 4.3.3 B 法によるプレテンション側応力の推定結果

供試体	測点	プレテン計算歪		計測ひずみ		計測ひずみの補正			推定ひずみ	ヤング係数	応力度(N/mm ²)	
		x	y	x	y	x	y	y-x	∠ε x,e	測定値 N/mm2	プレストレス	
		(×10 ⁻⁶)	(×10 ⁻⁶)	(×10 ⁻⁶)	(×10 ⁻⁶)	(×10 ⁻⁶)	(×10 ⁻⁶)	(×10 ⁻⁶)	(×10 ⁻⁶)		設計	推定
3	1	0	-353	-76	-187	-76	166	-242	212	32394	6.0	6.9
	2	0	-353	-	-	-	-	-	-	32394	6.0	-
	3	0	-353	-18	-143	-18	210	228	200	32394	6.0	6.5
	平均	0	-353	-47	-165	-47	188	235	206	32394	6.0	6.7
2	1	0	-170	-116	-93	-116	77	193	169	32394	6.0	5.5
	2	0	-170	-112	-64	-112	106	218	191	32394	6.0	6.2
	3	0	-170	-79	-49	-79	121	200	175	32394	6.0	5.7
	平均	0	-170	-102	-69	-102	101	204	178	32394	6.0	5.8

4.4 4章の結論

4章の結論を以下に示す

- ・コア切込み法の2方向PC構造に対する適用方法について2案提案した。
- ・A法は、応力の組合せが異なる複数点計測による評価方法で、連立方程式が成立することから解の同定が可能であることを示した。
- ・B法は、1方向が健全である条件のもと適用可能な方法で、健全側の解放ひずみを推定式から算定し、重ね合わせの原理から計測値から前者の差をとることで不明な他方の解放ひずみ成分を抽出することで、1方向PC構造に帰着できるとした手法である。
- ・上記2手法について、供試体による検証からその妥当性について示した。

第5章 既設構造物に対する適用性の検証

5.1 塩害劣化したポストテンション方式 PCT 橋の残存プレストレス調査



写真 5.1.1 対象橋梁の全景（上流側より撮影）

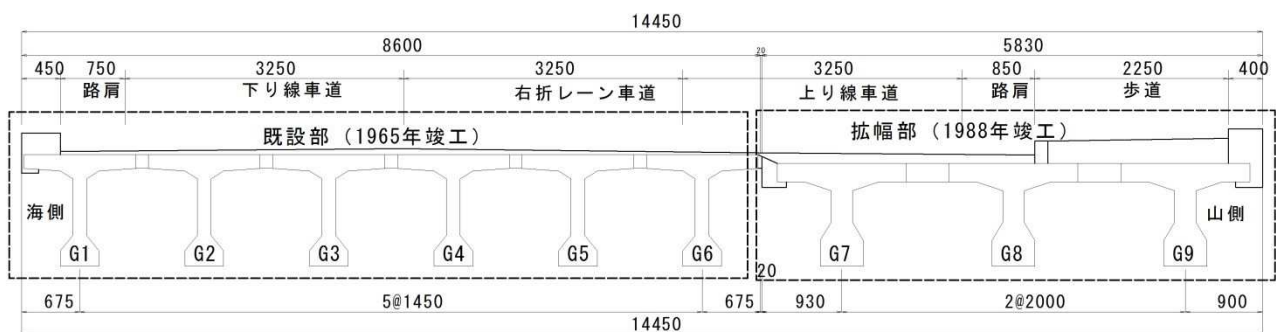


図 5.1.1 橋梁断面図



写真 5.1.2 かぶりコンクリートの剥離状況

(1) はじめに

調査対象の**写真 5.1.1** に示す橋梁は、1965 年に建設されたポストテンション方式の PCT 桁橋で、海岸線に近接した立地のため、厳しい塩害環境に曝されてきた。1999 年に PC 鋼材の破断が確認され、外ケーブル補強や電気防食等により適切な維持管理のもと延命化が図られてきた。しかし、電気防食効果の低下により、これ以上の延命化は難しいとの判断から架替撤去が計画されている。撤去に先立って、PC 橋の健全度診断方法の研究を目的とした有効プレストレスの調査を実施した。調査方法は、コアドリルの切込みによって発生する解放ひずみから有効プレストレスを推定する手法（コア切込み法）を適用した。本報告では、復元設計との比較による有効プレストレスの推定結果とその評価方法について記述する。なお本検討は、筆者が所属する機関の共同研究「撤去橋梁を用いた既設 PC 橋の診断技術高度化に関する研究」の一環として行ったものである。

(2) 調査対象

橋梁の諸元を**表 5.1.1** に示す。**図 5.1.1** に示すとおり対象橋梁は、1988 年の拡幅工事にて、既設部の 6 主桁に対し 3 主桁が増設されている。また、1998 年度のはつり調査において**表 5.1.1** に示す鋼材破断が確認されたことから、1999 年に外ケーブル補強と劣化部の部分的な断面修復が施されている。また主桁の PC 鋼材には、上縁定着を含む 12φ5 が 10 本配置されている。

表 5.1.1 PC 鋼材本数あたりの破断率

径間	主桁番号					
	G1	G2	G3	G4	G5	G6
第 1	0%	0%	0%	10%	0%	0%
第 2	0%	15%	0%	0%	35%	30%

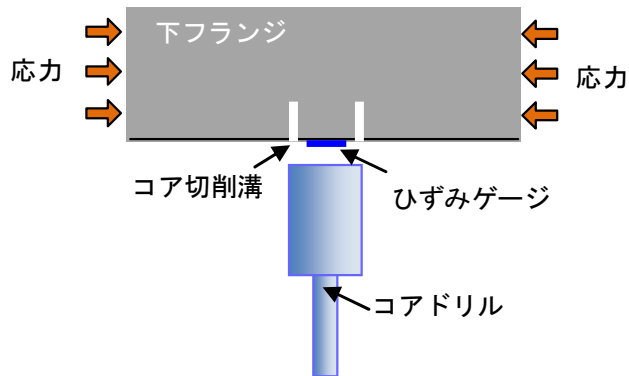


図 5.1.2 コア切込み法の概要

そして、今回の調査時における桁の劣化状態は、写真 5.1.2 に示すように、塩害腐食による下フランジ隅角部の剥離などが点在して見られた。また下フランジ下面付近では、過去に鋼材破断が確認された第 2 径間の G5 桁において、かぶりコンクリートに広範囲の浮きが確認された。

(3) 有効プレストレスの調査方法

1) 推定手法

有効プレストレスの推定手法としては、特殊な機材を必要とせず、計測も簡便で、構造物への損傷にも配慮したコア切込み法を実施した。概略を図 5.1.2 に示す。計測の手順は、コンクリート表面に、調べたいプレストレス方向と直角方向の 2 方向にゲージ長 30mm のひずみゲージを貼り付け、応力解放前の初期ひずみをデータロガーで計測する。次にゲージをとり囲むように直径 50mm のコアドリルによる深さ 18mm (コア径の 0.36 倍) の切込みを入れて内部応力を解放する。最後に、切込み後に解放されたひずみを計測する。評価方法は、直角方向のひずみゲージをダミーゲージに見立て、計測した 2 方向のひずみ差をとり、これにクリープ・乾燥収縮の影響と、鉄筋拘束の影響を考慮して、プレストレスと自重に関連したひずみ成分を抽出する。そして、これに弾性係数を乗じて有効応力を推定する。あとは設計図書や復元設計による自重分の応力を差し引くこと

以下に，有効応力推定の提案式を示す.

$$\Delta \varepsilon_{x,e} = \frac{\varepsilon_x - \varepsilon_y}{1 + \nu} \left(\frac{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} \right) - \frac{\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}^2 \cdot \varepsilon_{sh\ t,x}}{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} - \varepsilon_{sh\ t,x} (\gamma_{1x} - \gamma_{1y}) \left(\frac{2 - \varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}}{2 - 3\varphi_{t,x} \cdot \gamma_{1x}} \right) \quad (2)$$

$$\gamma_{1y} = \frac{E_{y,s} \cdot A_{y,s}}{E_{y,c} \cdot A_{y,c} + E_{y,s} \cdot A_{y,s}} \quad (4)$$

134

2) 調査箇所

調査箇所を図 5.1.3 に示す．計測断面はいずれも横桁拘束の影響を避けた支間中央付近の断面とし，切り込む部位は図 5.1.4 に示す下フランジの下面中央とした．支間中央は，曲げモーメントが最大となる設計断面であり，同断面における下フランジの下面はプレストレスによる曲げ圧縮応力が最大となるため，計測や推定誤差の影響を最も軽減できるからである．一方，下フランジ下面は，塩害による損傷を受けやすく，良好な計測値が得られないこともあるため，同一断面のウェブ中央についても計測した．計測箇所数は，合わせて 6 断面×2 箇所＝12 箇所である．

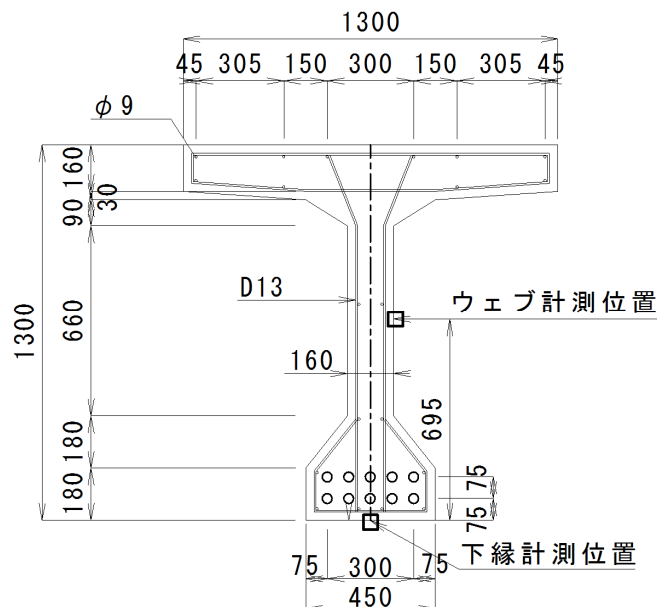


図 5.1.4 既設部の主桁断面

3) 復元設計

対象橋梁の図面は，無事保存されていたが，設計計算書は既にある状態であった．よって，設計で想定される有効プレストレスを算定するため，一般的な梁部材と仮定した復元設計を行った．既設の 6 主桁に配置された PC 鋼材 12φ5 の初期引張力は 1,275N/mm² である．外ケーブルは，7S9.5B が 2 本，1 主桁おきに配置されており，第 1

径間は 6 本, 第 2 径間は, 損傷が激しいため 8 本配置されている. 外ケーブルの応力は, 間詰めと横桁の場所打ちコンクリートを介して支間中央付近では, 各主桁に均等に伝わっていると仮定した. 拡幅桁の PC 鋼材は, 12 $\phi 7$ が 11 本配置されている. 初期引張力は, 緊張時許容値の 95%と仮定した. 復元設計による, 調査箇所での応力度の一覧を表 5.1.2 に示す.

表 5.1.2 復元設計による応力度 (単位 : N/mm²)

調査箇所			自重 σ_{ad}	内ケーブル 有効プレ σ_{ap1}	外ケーブル 有効プレ σ_{ap2}	内外ケーブル 有効プレ σ_{ap1+2}
下縁	第 1 径間	G2	-6.5	16.0	2.3	18.3
		G3	-6.5	16.0	2.3	18.3
		G5	-6.5	16.0	2.3	18.3
		平均	-6.5	16.0	2.3	18.3
		G8	-9.4	18.4	0.0	18.4
	第 2 径間	G3	-6.5	16.0	3.0	19.1
		G5	-6.4	16.0	3.0	19.1
		平均	-6.5	16.0	3.0	19.1
ウェブ中央	第 1 径間	G2	-1.1	6.0	0.8	6.8
		G3	-1.1	6.0	0.8	6.8
		G5	-1.1	6.0	0.8	6.8
		平均	-1.1	6.0	0.8	6.8
		G8	-0.8	6.6	0.0	6.6
	第 2 径間	G3	-1.1	6.0	1.1	7.1
		G5-A1側	-1.1	6.0	1.1	7.1
		平均	-1.1	6.0	1.1	7.1

(4) 有効プレストレスの推定結果

1) 解放ひずみの測定結果

解放ひずみの測定結果を表 5.1.3 に示す. 部材深さ方向の乾燥収縮差の影響は比較的

等方性と考えられるため、2方向のひずみ差から応力を評価することで、この影響を取り除くことができる。直角方向のひずみに着目すると、プラス側に 100μ を超える大きな膨張ひずみが何点か確認された。乾燥収縮を除けば、直角方向はいずれも軸方向応力のポアソン成分が支配的なひずみの構成成分となっている。乾燥収縮に加え、プレストレスとこれのクリープによるポアソン成分は、いずれも収縮方向のひずみであり、膨張傾向を示すひずみ要因として考えられるのは、自重とこれのクリープによるポアソン成分である。自重はプレストレスの半分程度の応力のため、直角方向の解放ひずみは、全体的に収縮方向に小さいひずみとなるのが、ひずみの構成成分からは妥当と考えられる。大きな膨張ひずみとなった原因としては、切込みに使用したコアドリルは、計測当初湿式で行っていたため、給水による膨張や、計測時の天候が氷点下であったことから、浸透した水分が凍結したことにより膨張方向のひずみが出た可能性が考えられる。第2径間と第1径間の一部は乾式コアに切り替えたこともあり、これらのひずみは比較的小さい値となっている。この結果から、乾式コアドリルを夏季に使用する場合は、摩擦熱によりコンクリート温度が上昇して計測値の安定性が悪くなるものの、冬季や通常期の計測では、乾式コアによる計測が適切と考えられる。

表 5.1.3 計測された解放ひずみ（単位： μ ）

箇 所		下 縁				ウェブ中央			
径間	桁	プレ方向 ϵ_x	直角方向 ϵ_y	ひずみ差 $\epsilon_x - \epsilon_y$	削孔方式	プレ方向 ϵ_x	直角方向 ϵ_y	ひずみ差 $\epsilon_x - \epsilon_y$	削孔方式
1	G2	343	184	159	湿式	136	27	109	乾式
	G3	289	112	177	湿式	109	5	104	乾式
	G5	405	110	295	湿式	231	138	93	湿式
	G8	334	32	302	湿式	219	134	85	湿式
2	G3	316	-1	317	乾式	89	3	86	乾式
	G5	310	54	256	乾式	76	25	51	乾式

表 5.1.4 応力推定に用いた諸数値

項目	設定値	
弾性係数Ea	既設桁	35 kN/mm ²
	拡幅桁	31 kN/mm ²
乾燥収縮度	500 μ	
クリープ係数	2.6	
ポアソン比	0.2	

2) パラメータの設定

応力推定では、表 5.1.4 の諸数値を仮定して計算を実施した。弾性係数は、設計基準強度が 40N/mm²であることから、建設当時の指針^{3),4)}に準拠して既設桁は 35kN/mm²、拡幅桁は 31N/mm²とした。また、クリープ係数については、道路橋示方書⁵⁾に準拠した。そして、乾燥収縮度、およびポアソン比については、コンクリート標準示方書⁶⁾に準拠して設定した。

3) 有効プレストレスの推定

計測したひずみ差を式(2)より補正し、これに弾性係数を乗じて自重とプレストレスからなる有効応力を推定した。そして、これより設計の自重応力を差し引いて、有効プレストレスを推定した。推定した有効プレストレスと設計値との比較について、下フランジ下縁の集計を表 5.1.5 に、ウェブの集計を表 5.1.6 に示す。下フランジの結果についてみると、第 1 径間の G2,G3 の既設桁が補強後の設計値に比べ 7 割程度と最も低い。次いで既に鋼材破断が確認されている第 2 径間の G5 既設桁が 82%と低く、これは表-2 の過年度の鋼材損傷調査結果と同様の傾向である。一方、第 1 径間の G8 拡幅桁は 111%とやや高めであった。

また、ウェブの結果についてみると、第 1 径間は全体的に 7 割程度と低く、第 2 径間

は G5（損傷桁）が 44%と最低値で表-2 の調査結果と同様の傾向である．下縁に対しウェブの推定値は相対的に小さくなる傾向が伺える．この原因については明らかでないため，今後の検討課題としたい．

表 5.1.5 推定応力と設計値の比較（下縁）

調査箇所		削孔方式	推定値			設計値との比較	
			補正ひずみ ϵ_{p+d} μ	有効応力 σ_{p+d} N/mm^2	有効プレ σ_p N/mm^2	補強後 σ_p/σ_{ap1+2} %	補強前 σ_p/σ_{ap1} %
第 1 径間	G2	湿式	172	6.0	12.5	68%	78%
	G3	湿式	189	6.6	13.1	72%	82%
	G5	湿式	301	10.5	17.1	93%	106%
	平均	—	220	7.7	14.2	78%	89%
	G8	湿式	355	11.0	20.4	111%	111%
第 2 径間	G3	乾式	322	11.3	17.8	94%	111%
	G5	乾式	264	9.2	15.6	82%	97%
	平均	—	293	10.3	16.7	88%	104%

表 5.1.6-7 推定応力と設計値の比較（ウェブ）

調査箇所		削孔方式	推定値			設計値との比較	
			補正ひずみ ϵ_{p+d} μ	有効応力 σ_{p+d} N/mm^2	有効プレ σ_p N/mm^2	補強後 σ_p/σ_{ap1+2} %	補強前 σ_p/σ_{ap1} %
第 1 径間	G2	乾式	114	4.0	5.0	74%	85%
	G3	乾式	109	3.8	4.9	72%	82%
	G5	湿式	99	3.5	4.5	66%	76%
	平均	—	107	3.8	4.8	71%	81%
	G8	湿式	119	3.7	4.5	69%	69%
第 2 径間	G3	乾式	92	3.2	4.3	60%	72%
	G5	乾式	59	2.1	3.1	44%	52%
	平均	—	94	3.3	4.3	61%	73%

推定値から、鋼材破断の可能性について考えると、下縁、ウェブともに低い傾向にある第2径間のG5桁は鋼材破断リスクが最も高く、過年度調査とも整合する。第1径間のG2、G3については、下縁の直角方向の解放ひずみが過大となっているところに誤差要因の可能性があると考えられる。

また、橋梁の安全性の診断という観点からは、補強分を見込まない補強前の設計値との比較から、下縁、ウェブともに設計を大きく下回る桁はなく、調査した範囲内では安全に供用できるレベルと判断される。定量評価としては、有効プレストレスの推定値から、応力減少分を鋼材減少分と仮定して鋼材量を算定し、これに対し終局時の曲げ破壊安全度を照査すれば良いと考えられる。また、各主桁は横締め鋼材で緊張されて一体化されていることから、径間全体を平均化した評価法も考えられるが、今回の調査範囲は桁総数の半分以下であり、径間全体を平均的に反映したものではないため、平均による評価は困難である。橋梁の全体評価にあたっては、主桁全数あるいは半数以上とした、計測点の適切なサンプリングが必要である。

最後に、コア切込み法では、式(1)からもわかるように、コンクリートの弾性係数の推定精度が、応力の推定精度に対し比例して影響する。今回の調査では、設計の弾性係数値を用いて評価を行ったが、今後は精度よく実弾性係数を評価する方法について検討を進めていきたい。

(5) まとめ

PC 橋梁の診断技術研究を目的に、撤去前の橋梁に対し、有効プレストレスの調査を行った。本論文の範囲内においては、以下のことが言える。

- 1) 復元設計による計算値とコア切込み法による推定値を比較することで、有効応力の観点から鋼材損傷について評価できると考えられる。
- 2) ただし、コア切込み法にもとづく、鋼材破断の診断にあたっては、計測誤差等も考慮し、複数の調査結果を踏まえて評価することや、計測された解放ひずみの信頼性などについて、総合的に評価するのが望ましいと考えられる。

- 3) 桁の安全性を評価するには、有効プレストレス推定による応力減少分を鋼材減少量と仮定して、曲げ破壊安全度について照査すれば良いと考えられる。
- 4) 径間全体を評価する場合は、主桁全数あるいは半数以上を調査して、桁ごとの結果を平均して評価すれば良いと考えられる。
- 5) コア切込み法において、給水や凍結による膨張の観点から、コアドリルは湿式よりも乾式が望ましいと考えられる。

5.2 既設栈橋床版における2方向P Cの応力推定（葛葉栈橋床版）

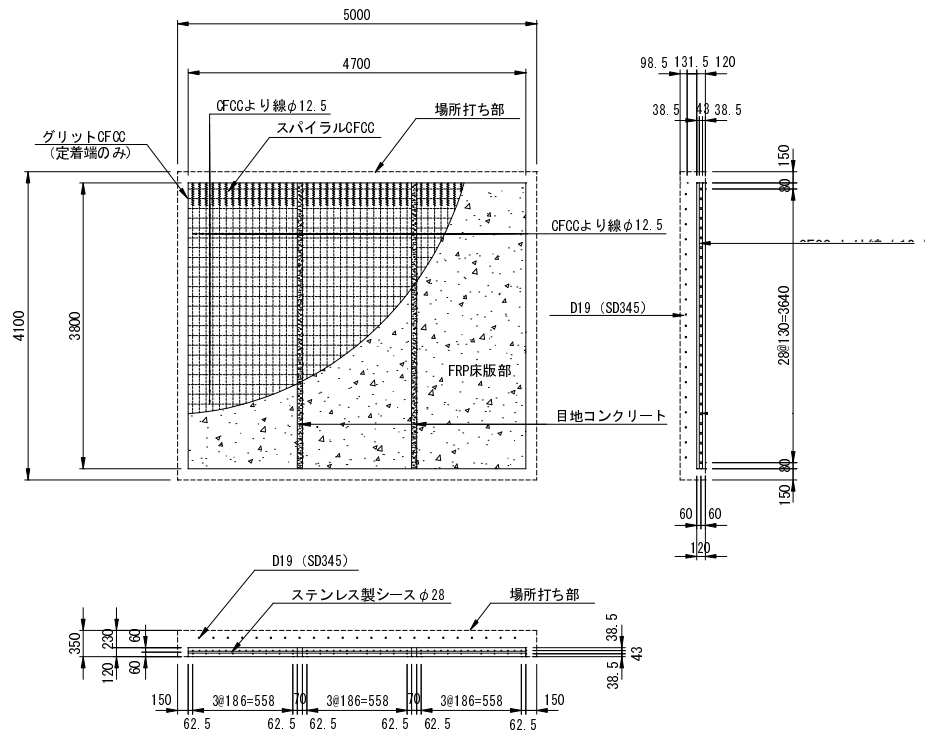


図 5.2.1 調査対象

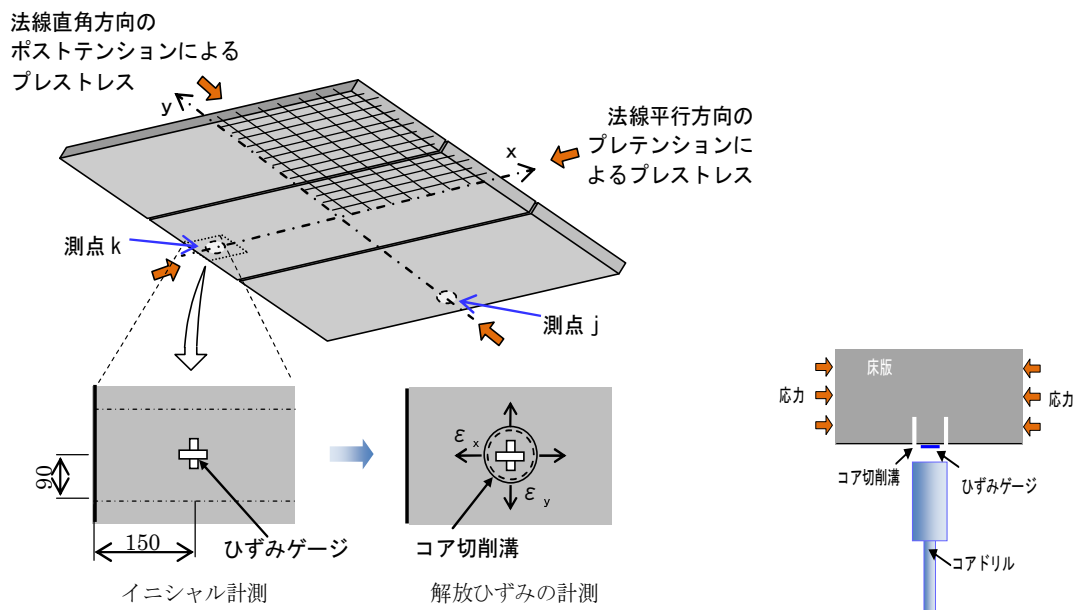


図-5.2.2 計測の概要図

5.2.1 2 方向応力の推定方法

調査対象の CFRP 床版は、周囲 4 辺を場所打ちコンクリートで梁に接合されているため、CFRP 床版の収縮が場所打ちコンクリートに拘束される可能性が有ると考えられる。この要因を追加すると、計測される解放ひずみは以下の式で表される。

$$\begin{aligned}\varepsilon_x = & (\Delta\varepsilon_{x,e} - \nu\Delta\varepsilon_{y,e}) + (\Delta\varepsilon_{x,si} - \nu\Delta\varepsilon_{y,si}) \\ & + (\Delta\varepsilon_{x,sr} - \nu\Delta\varepsilon_{y,sr}) + (\Delta\varepsilon_{x,cr} - \nu\Delta\varepsilon_{y,cr}) + (\Delta\varepsilon_{x,br} - \nu\Delta\varepsilon_{y,br})\end{aligned}\quad (5.1)$$

$$\begin{aligned}\varepsilon_y = & (\Delta\varepsilon_{y,e} - \nu\Delta\varepsilon_{x,e}) + (\Delta\varepsilon_{y,si} - \nu\Delta\varepsilon_{x,si}) \\ & + (\Delta\varepsilon_{y,sr} - \nu\Delta\varepsilon_{x,sr}) + (\Delta\varepsilon_{y,cr} - \nu\Delta\varepsilon_{x,cr}) + (\Delta\varepsilon_{y,br} - \nu\Delta\varepsilon_{x,br})\end{aligned}\quad (5.2)$$

ここに、

ε_x : コア切込みで計測される x 方向の全解放ひずみ

ν : コンクリートのポアソン比

$\Delta\varepsilon_{x,e}$: x 方向の有効応力による x 方向の解放ひずみ

$\Delta\varepsilon_{x,si}$: 乾燥収縮の深さ方向での不均一性に起因した内部拘束による x 方向の解放ひずみ

$\Delta\varepsilon_{x,sr}$: 乾燥収縮の鉄筋拘束による x 方向の解放ひずみ

$\Delta\varepsilon_{x,cr}$: クリープの鉄筋拘束による x 方向の解放ひずみ

$\Delta\varepsilon_{x,br}$: CFRP 床版の収縮を周辺部材が拘束することによる x 方向の解放ひずみ

(また、y については x と置き換えて同様に定義される。)

ここで、同一点での乾燥収縮の深さ方向の進行度合いは平面方向によらず一定と見なせば、次式が成り立つ。

$$\Delta\varepsilon_{x,si} = \Delta\varepsilon_{y,si} \quad (5.3)$$

また、CFRP 床版は緊張材のみで鉄筋が配置されていない構造のため、鋼材による内部拘束は存在しないと考えと、

$$\Delta\varepsilon_{x,sr} = \Delta\varepsilon_{y,sr} = \Delta\varepsilon_{x,cr} = \Delta\varepsilon_{y,cr} = 0 \quad (5.4)$$

そして、梁の拘束の度合は x、y 方向について同程度と仮定すれば、

$$\Delta \varepsilon_{x,br} = \Delta \varepsilon_{y,br} \quad (5.5)$$

ここで式(1)、(2)に式(4)を代入して、x 方向と y 方向の解放ひずみの差をとると、式(3)、(5)より、次式のように内部拘束応力による解放ひずみの大部分が消去される。

$$\varepsilon_x - \varepsilon_y = (1 + \nu)(\Delta \varepsilon_{x,e} - \Delta \varepsilon_{y,e}) \quad (5.6)$$

ポアソン比を 0.167 と仮定すると、式(6)は x、y 方向の 2 つの有効プレストレスひずみが未知数となる。緊張材は 2 方向とも付着定着によるため、計測位置を、x、y それぞれの伝達長区間である鋼材端部とし、各伝達率を α 、 β として式(6)より以下の 2 式を導ける。

$$\varepsilon_{x1} - \varepsilon_{y1} = \varepsilon_1 = (1 + \nu)(\Delta \varepsilon_{x,e} - \beta \cdot \Delta \varepsilon_{y,e}) \quad (5.7)$$

$$\varepsilon_{y2} - \varepsilon_{x2} = \varepsilon_2 = (1 + \nu)(\Delta \varepsilon_{y,e} - \alpha \cdot \Delta \varepsilon_{x,e}) \quad (5.8)$$

ここに、

ε_{x1} , ε_{y1} : y 方向緊張材の伝達長区間内にある測点のコア切込みにより解放されるひずみ

ε_{x2} , ε_{y2} : x 方向緊張材の伝達長区間内にある測点のコア切込みにより解放されるひずみ

α , (または β) : x (または y) 方向緊張材の伝達区間内測点におけるプレストレスの伝達率 ($0 \leq \alpha$ (または $\beta) \leq 1$)

式(7)、(8)の連立 1 次方程式を解くと、2 方向の PC 部材に対応した有効応力のひずみ成分は式(9)、(10)となり、これに弾性係数を乗ずれば有効応力が得られる。また、通常は自重の影響も含まれるが、端部の測点については、版が単純支持されていることから自重の影響は無視できる。中央測点を評価する場合は、自重の影響を考慮して、中央測点と端部測点の組合せで α もしくは β を 1 として計算すればよい。

$$\Delta \varepsilon_{x,e} = \frac{\varepsilon_1 + \beta \cdot \varepsilon_2}{(1 + \nu)(1 - \alpha \cdot \beta)} \quad (5.9)$$

$$\Delta \varepsilon_{y,e} = \frac{\varepsilon_2 + \alpha \cdot \varepsilon_1}{(1 + \nu)(1 - \alpha \cdot \beta)} \quad (5.10)$$

5.2.2 有効プレストレスの評価

(1) 設計時に想定した有効プレストレス

資料¹⁾より初期導入力は 10tf であることわかっており、初期のプレストレスは、

初期緊張力×鋼材本数÷コンクリート断面積

として算出され、プレテンションの導入応力は、

$$(10 \times 1000 \times 9.81 \times 16) \div (120 \times 1520) = 8.61 \text{N/mm}^2$$

ポストテンションの導入応力は、

$$(10 \times 1000 \times 9.81 \times 29) \div (120 \times 3800) = 6.24 \text{N/mm}^2$$

である。

有効プレストレスの設計値は、当時の文献²⁾から、「導入する有効プレストレスはプレテンション方向（法線平行方向）が 71.8kgf/cm² (=7.04N/mm²)、ポストテンション方向（法線直角方向）が 54.1kgf/cm² (=5.31N/mm²)」との記載があり、有効係数を試算すると、

$$\text{プレテンション方向} : 7.04 \div 8.61 = 0.82$$

$$\text{ポストテンション方向} : 5.31 \div 6.24 = 0.85$$

となり、これは PC 部材の一般的な有効係数と整合している。また、緊張材 (CFCC) のリラクセーションは、通常の PC 鋼材（低リラクセーション品）と同等で設計される。

(2) 評価パラメータの設定

・ 伝達長区間のプレストレス伝達率

ポストテンション材は定着具を切断撤去することで、付着定着されている。緊張材の伝達長は、メーカーの試験結果から 40ϕ (ϕ : 緊張材径 12.5mm)、伝達区間の応力分布は 2 次放物線と見なして検討した。ゲージの中心点は、版端部から 150mm の位置で、緊張材位置を交わした中間位置で計測した。計測点のプレストレス伝達率を計算すると、各々 $\alpha=0.23$ 、 $\beta=0.31$ であった。

・ その他のパラメータ

コンクリートの弾性係数は、設計基準強度の 50N/mm^2 からコンクリート標準示方書により $33,000\text{N/mm}^2$ 、ポアソン比は 0.167 として推定計算を行った。

(3) 有効プレストレスの推定結果

測点 Fa2 と Fb2 における版端部 2 か所で計測したひずみと 2 方向のひずみ差を表-3.2.2 に示す。x はプレテンション材方向で、y はポストテンション材方向である。測点 Fa2 は、プレテンション材としては標準部、ポストテンション材の端部にあたる測点のため、x 方向の膨張ひずみは y 方向に比べて大きい値であった。一方測点 Fb2 は、プレテンション材としては端部、ポストテンション材の標準部にあたる測点のため逆の傾向を示す結果であった。式(9)、(10)に諸数値を代入すると、プレストレス成分の補正ひずみは、以下のとおりとなる。

$$\Delta \varepsilon_{x,e} = \frac{\varepsilon_1 + \beta \cdot \varepsilon_2}{(1 + \nu)(1 - \alpha \cdot \beta)} = \frac{193 + 0.31 \times 132}{(1 + 0.167)(1 - 0.23 \times 0.31)} = 216 \mu$$

$$\Delta \varepsilon_{y,e} = \frac{\varepsilon_2 + \alpha \cdot \varepsilon_1}{(1 + \nu)(1 - \alpha \cdot \beta)} = \frac{132 + 0.23 \times 193}{(1 + 0.167)(1 - 0.23 \times 0.31)} = 162 \mu$$

算出した有効プレストレスの推定結果を表-3.2.3 に示す。推定有効プレストレスは、設計に比べいずれも 101%とよく一致した結果が得られた。

以上の調査より、CFRP 床版のプレストレスの長期安定性が確認できたと考えられる。

表-5. 2. 1 評価に用いたひずみ計測値

箇所	ε_x	ε_y	ひずみ差
測点 Fa2	421 μ	228 μ	193 μ ($= \varepsilon_1$)
測点 Fb2	187 μ	319 μ	132 μ ($= \varepsilon_2$)

表-5. 2. 2 有効プレストレスの推定結果

項 目	プレテンション材	ポストテンション材
有効プレストレスの補正ひずみ	216 μ	162 μ
コンクリートの弾性係数	33,000N/mm ²	33,000N/mm ²
推定有効プレストレス	7.12N/mm ²	5.35N/mm ²
設計有効プレストレス	7.04N/mm ²	5.31N/mm ²
推定値/設計値	101%	101%

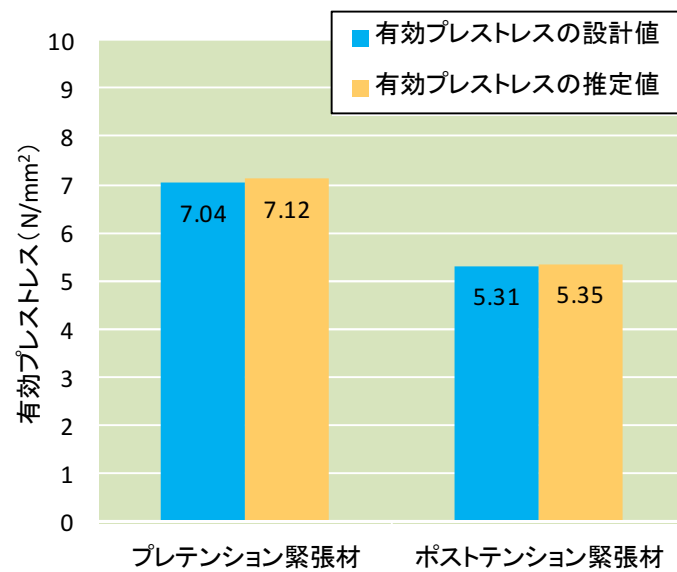


図-5. 2. 3 測点 Fa2 と Fb2 より評価したプレストレスの推定値と設計値の比較

5. 3 5章の結論

- 1) A 橋の調査より，塩害劣化したポストテンション方式の構造物に対し，コア切込み法が適用可能であることを示した。
- 2) 栈橋床版による検証から，提案した 2 方向 PC 構造の評価式（A 法）が実構造物に対しても適用可能であることを示した。

第6章 結論

以下に，本研究における結論を間接に述べる。

- ① コア貫通方式をコア切込み方式に改良したことで，提案する応力推定手法を実用化することができた。
- ② 応力推定の誤差要因について感度分析を行うことで，その影響度について定量的に評価した。
- ③ コア切込み法による1方向 PC 部材に関する応力推定において，供試体実験によりその妥当性について検証した。
- ④ 2方向 PC 部材の新たな応力推定方法について提案し，その妥当性について供試体実験により検証した。
- ⑤ コア切込み法を1方向および2方向 PC の実構造物に適用し，その適用性について検証した。

上記の結論から，コア切込み法を実用化できたと考えられる。

以下に各章ごとの結論を示す。

2 章（コア切込み法）のまとめ

- 1) 提案したコア応力推定法の切込み方式を提案した。
- 2) 切込み深さは、コア径に対し 36%であることを解析と供試体実験より示した。
- 3) 撤去桁の応力推定では、提案する切込み方式の有効性について示した。
- 4) 実施方法では、簡便な乾式コアを採用し、構造物への損傷に配慮したアンカー不要の定着方式に変更した。

3 章（1 方向 PC）のまとめ

- 1) 感度分析により、コア切込み法の変数について応力推定への影響度を把握できた。中でもヤング係数の影響が最も大きいことが明らかになった。
- 2) 応力推定で用いるヤング係数はコアによる実測値を用いるのが望ましい。また、コアのヤング係数測定では、初期の挙動が不安定なため、中央付近の直線区間を採用するのが良い。そして、測定方法は 100mm 区間の変位を管理する方法がバラツキが少ないことがわかった。
- 3) 断面内で部材厚さが異なる場合、部材間での拘束応力が作用するため、解析を併用した評価が望ましい。
- 4) 暴露供試体の検証では、鋼材切断のキャリブレーションとの比較から、切込み方式の長期材齢への適用性が確認できた。また、伝達長の延伸が確認されたが、40 年経過後もプレストレスおよび耐荷性能は設計を満足した。

4 章（2 方向 PC）のまとめ

- 1) これ迄できなかった、2 方向 PC 部材の応力推定方法を提案した。
- 2) 提案手法について、供試体で検証し、適用可能であることを確認した。

5 章（実構造物）の結論

- 1) A 橋の調査より，塩害劣化したポステン部材に対し，コア切込み法が適用可能であることを確認した。
- 2) 栈橋床版による検証から，提案した 2 方向 PC 構造の評価式（A 法）が実構造物に対しても適用可能であることを確認した。

謝 辞

本論文は、著者らがオリエンタル白石（株）技術研究所において関わったコア応力解放の技術開発より始まり、東京工業大学国際開発工学科社会人博士課程在学中に行った実用化に向けた改良検討、またいくつかの実構造物を用いた検証試験等を含め、約10年間に渡って実施してきた研究をとりまとめたものである。

本論文を作成するにあたり、在学期間中において終始貴重な御指導、御教示を賜りました東京工業大学大即信明先生に絶大なる謝意を表します。

論文審査にあたっては、多くの貴重な御意見・御指導を頂きました、同学科教授の日野出洋文先生、高橋邦夫先生、同学科連携教授の松川圭輔先生、並びに土木工学科教授の岩波光保先生に深謝致します。

本研究を進めるにあたり、貴重な御意見、御提案を頂きました京都大学西田孝弘先生には心より謝意を表します。

また、コンクリート研究ゼミを通じて、貴重な御意見を頂きました同大学土木工学科教授の二羽淳一郎先生、また助教の千々和伸浩博士には謹んで感謝の意を表します。

海水暴露供試体による検証実験におきましては、貴重な供試体を御提供頂きました港湾空港技術研究所の山路博士、並びに同供試体の応力解放実験において多大な協力を頂きました日本工営（株）の倉持卓弥氏には深く感謝いたします。

そして実構造物での検証実験では、厳しい環境条件の中、調査にご協力頂いた研究会メンバーの方々に感謝の意を表します。

著者が、社会人博士課程入学にあたりご尽力頂き、その後研究の遂行にあたりご助力頂きましたオリエンタル白石（株）社長 井岡隆雄氏、同社技師長 手塚正道博士、同社研究所所長 二井谷教治博士に深く感謝します。

また、実験の遂行にあたりご協力頂いた、大即研究室の学生諸氏、当研究所の各位に謹んでお礼申し上げます。