

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	RC部材およびPRC部材の長期たわみ制御設計法に関する研究
Title(English)	
著者(和文)	岡田克也
Author(English)	
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:乙第3525号, 授与年月日:2001年3月31日, 学位の種別:論文博士, 審査員:和田 章
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:乙第3525号, Conferred date:2001/3/31, Degree Type:Thesis doctor, Examiner:
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

RC部材およびPRC部材の
長期たわみ制御設計法に関する研究

2001年 3月

岡 田 克 也

論文要旨

本研究では、長期持続荷重の作用する鉄筋コンクリート（以下RCと略記）造またはプレストレスト鉄筋コンクリート（以下PRCと略記）造のスラブや小梁などでひび割れの発生を許容する設計において、1）ひび割れ発生とその後のクリープ、乾燥収縮及び端部鉄筋の抜け出しによる付加たわみも含めた、実務に適用の容易なRCの長期たわみ計算法、2）RC部材の長期たわみ計算法をPRCまで拡張適用し、RC及びPRCの長期たわみを統一的に取り扱う計算法、3）たわみ制御を目的として詳細な計算を行わずにRC造及びPRC造スラブの設計を進めるにあたり、コンクリートの特性、補強筋量などに応じたたわみ倍率やポイド率等を考慮して最小寸法を与えるの算定式を提示した。さらに、4）これらの成果をもとに、長大スパンスラブなど、ひび割れを許容するRC造、PRC造スラブの中実スラブやポイドスラブなど、たわみの制御設計が必要と思われる部材の簡便で実用的な長期たわみ制御設計法の体系を構築すること試みた。また、本論文では現行RC規準のスラブ関連条項の改善及びPRC指針において記述が不十分なたわみに関する条項の補足資料を示した。

ここではまず、本論文のRC部材及びPRC部材の長期たわみ計算法とたわみ制御目標値を満足する部材せいの限界寸法に関する研究の根幹をなす考え方についてふれた後、各章の要点について述べることにする。

従来の長期たわみの検討はかぶり（厳密には引張鉄筋の図芯と引張縁までの距離 d_t ）も含めて、全断面を有効と考慮して剛性に対応した弾性たわみに対して長期たわみが何倍に相当するか（以後長期たわみ倍率と呼ぶ）を検討することに主眼を置いていた。この考えは、設計者がたわみを認識する上で簡単明瞭であり有効な方法である。しかしながら、ひび割れを許容するRC部材及びPRC部材では、ひび割れの発生後は引張側の鉄筋量とその断面内の位置が断面剛性を決定する。別の見方をすれば、RC部材及びPRC部材では全せい断面のひび割れ前の弾性たわみが小さくてもたわみ性能を何ら保証するものでなく、引張鉄筋の配置される位置と圧縮縁までの距離である有効せい d と鉄筋量をたわみ計算の基本においてその性能検討することが必要である。

一般にRC部材では荷重による作用応力に対する断面設計において、有効せい d を基本にした断面設計理論が構築されている。著者の研究の重要な点は、たわみ制御設計においても同様に有効せい d を基本にしてたわみ計算法の理論展開し、RC部材及びPRC部材

の断面応力設計理論に連続する曲げ部材の剛性評価法とたわみ計算理論を提示することにある。具体的には、引張側のコンクリートの剛性への寄与分を等価な鉄筋量に換算して鉄筋量に加算し、以後RC曲げ部材の応力計算より断面設計に至るRC理論をひび割れ断面の剛性評価、さらにこれら断面のクリープ、乾燥収縮の影響を考慮した剛性評価へとスムーズな展開を計った。このようなたわみ制御設計においては、かぶりはたわみ制御設計において、一旦ひび割れを生じた時の剛性低下量に大きく関与するという意味で長期たわみに大きく係わり、同じせいの部材の場合、かぶりが大きくなるほど長期たわみは増加する。大たわみ障害が補強筋量の小さく、スラブの厚さに対するかぶりの比率の大きなスラブ多くで見られ、有効せいが総体的に小さいことがその原因の一つであったことも、この考えの根拠となっている。しかしながら、実務的には設計者の一般認識として、長期たわみ倍率は長期たわみと全せい断面部材の弾性たわみの比率であり、有効せい d を基準にした有効せいたわみ倍率は一般的でない。実務的には有効せいたわみ倍率を (t/d) 倍することにより全せい t に対する値に換算した値によることもできる。たわみ制御を目的とした限界部材せいの計算においても、まず有効せい d を計算し、これに d_t を加算して全せいを求めている。このように、ほぼかぶりに相当するせいをたわみ制御設計上無効として分離した考え方は、鉄筋のかぶりに関連するコンクリート部材の耐久性設計をたわみ制御設計より分離する事ができ、今後の性能設計へ本方法を展開するのに有効であると考えられる。

本論文は第1章「序論」から第6章「結論」まで6章で構成されている。

第1章「序論」では、本研究の背景と目的と位置づけを示し、既往の研究について概観するとともに、各章の概要について述べた。

第2章「鉄筋コンクリートの長期たわみ計算法」では実設計への適用が容易な鉄筋コンクリート部材の長期たわみ計算法を提示することを目的としており、長期たわみの要因であるひび割れ、コンクリートのクリープと乾燥収縮及び部材端部の鉄筋の抜け出しによる付加たわみ計算式を誘導した。この場合、断面の圧縮縁より引張鉄筋までの距離である有効せい d が、RC部材の長期たわみ計算における基本の部材せいであるとし、各要因による付加たわみは有効せい断面の部材の弾性たわみに対しての倍率を有効せい長期たわみ倍率と定義した。長期たわみ δ_t の計算は各要因による有効せい長期たわみ倍率の和に弾性

たわみを乗じて算定する方法を誘導した。

ひび割れ発生部材の剛性評価には引張側コンクリートの剛性寄与分を等価な鉄筋量に換算する係数を用いる方法により、その断面の既存の引張鉄筋量を係数倍した値を用いてひび割れ断面の剛性を評価した。この方法によるひび割れ断面の剛性評価結果は CEB-FIP の方法によるものとほぼ同等の結果を得た。

端部の上端鉄筋の抜け出しによる付加たわみは端部に回転バネを持つ解析モデルにより付加回転にともなうモーメントの再配分の影響を、最終のクリープと乾燥収縮状態で一度のみ行う簡略簡易法を提示し、このような方法でも繰り返し計算法と大きな差がないことを確認した。本計算法によると鉄筋の抜け出しによる付加たわみはスパンの大きさにもよるが、全たわみの 20～30%程度を占めていることを明らかにした。

予測結果の精度について既往の実験結果と比較し、その適合性の検討を行った結果、本 RC 部材のたわみ計算法によると、既往実験結果のうち軸方向拘束の大きな部材における乾燥収縮の影響及びかぶりの大きな薄肉の部材の実験結果を除くと概ね $\pm 20\%$ 程度の精度で予測可能であり、たわみ制御設計への本計算法の適用性を確認した。

本計算法と RC 規準及び CEB Model Code 1990 の方法による長期たわみ倍率と引張鉄筋比の関係の比較検討結果によれば、本計算法は両者より 20～40%程度大きな値を与えるが、本計算法は部材端の曲げ固定度の大きな場所打ちのスラブ又は小梁のような RC 部材については妥当な値を与えるものとする。

第 3 章「PRC 部材の長期たわみ計算法」では、PRC 部材の長期たわみの本質を可能な限り単純化してモデル化し、より少ない労力で要求される精度を充たすことのでき、実設計に簡便に適用できる長期たわみの計算法を提示した。本計算法の基本は 2 次パラボラ曲線状の配置された PC 鋼材のプレストレスによる吊り上げ力を部材に作用する荷重から差し引いて、残った荷重（以下残存荷重と呼ぶ）が PRC 部材と同じ鉄筋量の RC 部材に長期的に作用するとし、この RC に換算した部材に、第 2 章で提示した RC 部材の長期たわみ計算法を拡張適用するもので「残存荷重長期たわみ法」として提唱するものである。

PRC 部材スパン中央の長期たわみの計算は基本的には第 2 章の RC 部材の場合と同様とするが、部材端の支持条件、軸力として作用するプレストレスの効果を考慮した有効せい長期たわみ倍率を用いて計算する方法を提示した。

PRC 部材の有効せい長期たわみ倍率は、RC 部材として換算した断面の引張側コンク

リート剛性の寄与を考慮するにあたり、軸力とし作用するプレストレスの効果をコンクリートの引張強度が、平均プレストレス分だけ大きくなるとして剛性を評価する方法によった。

本章で提唱した計算法の検証のため、プレストレスによる荷重キャンセル率 0、0.4 及び 0.7 の RC 及び PRC 造スパン 13m の実大一方向スラブで長期たわみ実験を行った。載荷後の 660 日にわたる長期たわみ測定結果とその予測計算結果はほぼ適合しており、本計算法が適切であることが検証された。本方法により、従来は不明確であった PRC スラブへのプレストレス導入による長期たわみ制御効果を定量的に算定することが可能となった。

第 4 章「鉄筋コンクリートスラブのたわみ制御を目的とした最小厚さ算定式」では、スラブの設計の初期段階で目標とする長期たわみの限界を満足し、設計の諸条件に見合った適切なスラブの厚さを有効せい d と引張鉄筋の重心より引張縁までの距離 d_1 との和として算定できる式を誘導した。

本厚さ算定式の要因には、長期たわみ制御目標値、長期たわみ倍率（有効せい長期たわみ倍率）、コンクリート特性（圧縮強度、ヤング率、単位重量）、荷重、断面形状（中空スラブのポイド率）周辺の固定度を考慮することが可能であり、たわみ制御設計における厚さ算定の基本式となる。また、本式による厚さ算定の精度については上記の要因の変動に応じた厚さの変動幅として検討した。

本式によるスラブ厚さを現行 RC 規準 18 条表 10 の式と比べると、スパンと厚さ関係の概略の傾向として、スパン 3～6 m で RC 規準より厚めの値を、6～7 m を越えると薄めの厚さを与えるものとなる。これは長スパンのスラブにおいて、RC 規準の算定式をもとにその所要厚さを算定すると 6 m を越えるようなスラブでは若干過大な厚さとなるという他研究者らの指摘を修正するものである。本提案式によれば、設計条件に応じて当初より鉄筋量を調整することやポイドスラブ化などの対策を概略考慮したスラブ厚の目安を設定できる。

第 5 章「RC 造及び PRC 造長スパンスラブの長期たわみ制御設計法」では、過大なたわみやひび割れ等による障害が生じることが懸念される長スパンの RC 又は PRC スラブの設計法に関するものである。このようなスラブの設計にあたっては、長期たわみ制御

設計が不可欠である。本章では、第2章及び第3章のRC部材の長期たわみ計算法及びこれを拡張してPRC部材にも適用できる長期たわみ計算法と、第4章の使用性能上要求される長期たわみが制御目標値以下となるようにスラブの厚さを与える算定式を長スパンスラブの長期たわみ制御設計の手段として用いた設計指針の構築を試みた。

長期たわみ制御設計のフローは、設計条件のもとで制御設計目標値を設定し、スラブ厚さを仮定して、断面算定を行う。この算定断面で長期たわみの予測計算をして、これが目標値以下であることを検証する。満足しない場合は断面仮定のところに戻り、再度計算を進めるフローとした。

弾性たわみは周辺の支持条件に大きく影響される。本章では長スパンスラブ周辺架構の固定度の目安を得る実用的な評価法を示し、弾性たわみへの周辺架構の状況を考慮する方法を提示した。

長期たわみ制御設計の設計例としてRCスラブ（短辺有効スパン：7.2m、集合住宅）及びPRCスラブ（短辺有効スパン：13.0m、集合住宅）及びPRCスラブ（短辺有効スパン：16.9m、事務所）の3例を示した。本設計例を通じて本章に示した長期たわみ制御設計法が、従来の構造設計では十分なされていない長期たわみ性能の検証の手段となることを示した。

第6章「結論」では本研究で得られた成果を総括して示し、RC部材及びPRC部材の長期たわみ計算法及び長期たわみ制御設計法構築における今後の課題を述べている。

Deflection Control Design Method for Reinforced Concrete and Partially Prestressed Concrete Members

Summary

This study has been carried out to review the deflection calculations and their control method for reinforced concrete (RC) and partially prestressed concrete (PPC) slabs and beams, also to propose a minimum thickness equations in relations to deflection limits. Minimum thickness equations of AIJ Design code are evaluated and more general approach is presented as alternative to the current minimum thickness equation. Finally, the design method of deflection control by applying author's calculation method of above minimum slab thickness and of long term deflection of RC and PRC slabs is proposed.

Chapter 1 " Introduction" reviews the literatures on studies and surveys of deflection of RC and PPC members. The purpose and position of research themes dealt with in chapter 2 and subsequent chapters are explained.

Chapter 2." Deflection Calculation Method for RC Members" is to propose a simplified method of predicting the long-term deflection of RC beams and slabs, due to decrease in rigidity caused by cracking, creep, shrinkage of concrete and slippage of tension steel at the fixed edge. The results of predicted deflections, using the simplified calculation method give 20 to 40 percent larger than that of AIJ Design Code and CEB Model Code 1990 , because of additional estimation such as tension steel slippage. A comparison of experimental and calculated deflection shows fairly good agreement. It seems that farther studies are necessary on the effect of construction load for predicting the long-term deflection.

Chapter 3" Deflections Calculation Method for PPC Members" is to propose a simplified calculation method of long-term deflection of RC members. Based on this method, long-term deflections can be calculated under a unified conception and method between RC and PPC members. It is an application of the "Load Balanced" design method. In the method, for the "residual load" which is the difference of total

design load and the balanced load, the long-term deflections are calculated as a RC member. In the study a long-term deflection experiment was conducted using two PPC concrete slabs and one RC slab having 13 meters long effective span. Using the proposed model, the calculated deflections were compared with experimental ones. As a result, the proposed method can calculate long-term deflections of PC and PPC floor slabs in good accuracy.

Chapter 4 "Equations of Minimum Thickness in Control of Long-term RC Slab Deflection" RC slabs need to be designed with ensured structural serviceability against their long-term deflection. Its governing factors include slab edge restraining condition, slab types (both sectionally solid and hollowed), concrete properties, the long-term deflection multiplier etc. In view of this, equations are proposed to calculate the minimum thickness of the slab, taking account of such factors while conditional on its exemption from prescribed excessive long-term deflections. In an initial design stage our above means easily enables a moderate evaluation of minimum slab thickness without its overestimation which often arises from the AIJ Design Code formula esp. for a slab of about 6m or a greater span.

Chapter 5 "Deflection Control Design for RC and PPC Larger Span Slabs" The needs of larger span RC slabs such as long life housing with a support and infill system are increasing. For larger span slabs, the deflection control design is requested because of serviceability problem resulting for excessive deflection. In this chapter, the design method of deflection control by applying author's calculation method of minimum slab thickness in chapter 4 and of long term deflection calculation of RC and PPC slabs in chapter 2,3 are proposed. Examples for larger span RC and PPC slabs in housing and office building , demonstrate the application of proposed deflection control method.

Chapter 6 "Conclusion" summarizes the results of the study as conclusion, and provides a look at future deflection control design of RC and PPC members.

【目 次】

第1章 序論	1
1.1 研究の背景	2
1.2 研究の目的	6
1.3 既往の研究	7
1.4 本論文の構成	17
[第1章 引用文献]	19
第2章 RCの長期たわみ計算法	25
2.1 はじめに	26
2.2 長期たわみ計算に考慮する要因	26
2.3 長期たわみ計算法	27
2.3.1 基本仮定	27
2.3.2 RC部材のたわみ計算簡略化の仮定	28
2.3.3 RC部材のたわみ計算における断面の仮定	28
2.3.4 長期たわみの計算式	29
2.3.5 ひび割れ断面の剛性評価	30
2.4 各要因に対応した長期たわみ倍率の計算	33
2.4.1 ひび割れの発生による有効せい長期たわみ倍率	33
2.4.2 ひび割れ発生断面のクリープ後の有効せい長期たわみ倍率	33
2.4.3 ひび割れ断面の乾燥収縮による有効せい長期たわみ倍率	33
2.4.4 鉄筋の抜け出しによる有効せい長期たわみ倍率	34
2.5 長期たわみ計算法の適合性の検討	37
2.5.1 既往のRCスラブ実験結果との比較検討	37
2.5.2 本計算法とRC規準及びCEB Model Code 1990の方法との 比較検討	39
2.6 本章のまとめ	39
[第2章 引用文献]	41
第3章 PRC部材の長期たわみ計算法	53
3.1 はじめに	54

3. 2	P R C部材の長期たわみ計算法	55
3. 2. 1	長期たわみ計算法の基本仮定	55
3. 2. 2	P R C部材の弾性たわみ計算	56
3. 2. 3	P R C部材の長期たわみ倍率の計算	58
3. 2. 4	P R C部材の「残存荷重法にもとづく長期たわみ計算法」	60
3. 3	長期たわみ実験	62
3. 3. 1	試験体	62
3. 3. 2	実験結果	63
3. 4	提案する長期たわみ算定法の実験結果との検証	65
3. 4. 1	荷重開始時瞬間たわみの実験値と計算値	65
3. 4. 2	長期たわみに関する計算値と実験値の比較	66
3. 5	本章のまとめ	68
	[第3章 引用文献]	71
第4章	R Cスラブのたわみ制御を目的とした最小厚さ算定式	84
4. 1	はじめに	85
4. 2	たわみ制御を目的としたスラブ厚さ算定の基本	86
4. 2. 1	厚さ算定式に考慮する要因	86
4. 2. 2	長方形スラブの中央弾性たわみ算定の略算式	86
4. 2. 3	有効せい d を基本寸法とした弾性たわみ算定式	87
4. 2. 4	長期たわみの算定式	88
4. 3	スラブ厚さ算定式の誘導	88
4. 3. 1	長期たわみ制御目標値	88
4. 3. 2	長期たわみ制御目標値以下となる有効せい d の算定	89
4. 3. 3	d の一般解の近似式	90
4. 4	スラブ厚さ算定の実用式	90
4. 4. 1	d の近似式の簡略化	90
4. 4. 2	たわみ制御目標値を満足する厚さの実用算定式	91
4. 4. 3	スパンと長期たわみの比が一定としたスラブ厚さの算定式	92
4. 5	ポイドスラブへの適用	93
4. 6	たわみ制御設計における本算定式の特性	93
4. 7	スラブのたわみ制御設計への本算定式の適用	94

4. 8	本算定式とRC規準式によるスラブ厚さ算定結果の比較検討	95
4. 9	本章のまとめ	97
	[第4章の引用文献]	99
第5章	RC造およびPRC造長スパンスラブの長期たわみ制御設計法	111
5. 1	はじめに	112
5. 2	適用範囲	113
5. 3	長スパンスラブの長期たわみ制御設計	113
5. 3. 1	設計のフロー	113
5. 3. 2	設計条件	113
5. 3. 3	荷重	114
5. 3. 4	長期たわみ制御目標値	116
5. 3. 5	スラブの厚さの仮定	116
5. 3. 6	応力計算及び断面算定	117
5. 3. 7	長期たわみの検討	118
5. 4	設計例	119
5. 4. 1	設計例一1 場所打ちRCスラブ(集合住宅)	119
5. 4. 2	設計例一2 場所打ちPRCボイドスラブ(集合住宅)	121
5. 4. 3	設計例一3 場所打ちPRCボイドスラブ(事務所)	123
5. 5	本章のまとめ	125
	[第5章の参考文献]	127
第6章	結論	141
6. 1	本研究で得られた結論	142
6. 2	今後の課題	148
発表論文		150
1.	本研究の発表論文	151
2.	その他の発表論文	153
	日本建築学会大会学術講演梗概集	153
	竹中技術研究報告	157
	その他	158

付録	160
付録A 次世代構造住宅のP R C造フラットスラブ	161
付録B 記号一覧	171
謝辞	174

第 1 章

序 論

第1章 序論

1. 1 研究の背景

スラブや小梁は人々がその上で生活する空間に密接に関わる部材であり、柱や壁などに比べてそれだけ使用者の性能に対する要求も厳しいものがある。また、スラブや小梁に求められる性能も多岐にわたっている。たとえば、集合住宅のスラブに要求される性能を大別すると、荷重を安全確実に支持する性能、音を伝え難い、冷暖房がよくきく、延焼しないなどの遮断性能、床が揺れない、傾斜がないなどの振動やたわみ性能に関するものがあり、近年、それらの要求品質のレベルはますます高くなる傾向にある。

特にスラブは建築延面積とほぼ等しい面積をもつ部材であって鉄筋コンクリート構造躯体に占める割合は30～50%と大きく、スラブの厚さ1cm当たりの構造躯体重量変動は1～2%であり、その厚さの設計が躯体重量ひいては躯体コストへおよぼす影響は無視できない。建物の設計施工において、省力化、工期短縮、コストダウンが強く求められている状況で、スラブの設計の最適化は設計者にとってゆるがせにできない問題となっている。

スラブ設計の合理化は具体的には大スパン化により実現される部分が多い。すなわち、大スパンスラブでは天井に小梁がなく、居住者に広々とした空間を提供すると同時に、生産者の立場からも、型わくの合理化による省力化とコストダウンの可能性を追求できるものとして歓迎されている。

1960年～70年代に頻発した鉄筋コンクリート（以下RCと略記）スラブや小梁付きスラブの大たわみ障害の問題は、このようなスラブの合理化のニーズに対して、大スパンスラブとしたとき使用性確保のための設計施工技術が十分に研究開発されていないままに大スパン化が進行したことによると考えられる。

RCスラブの大たわみは、建具の建て付けが悪くなり扉の開閉が困難になったり壁際の家具が傾斜して不安定になるなど、居住性を著しく損なうものとなる。また、小梁付きスラブでは大たわみと同時に大ばりに沿う過大なひび割れを生じ、健全なスラブと比べその剛性が小さく、振動障害を伴う例が多い。

このような大たわみの調査結果によれば、その原因として

- ①スパンに対するスラブ厚さが過小
- ②小ばり付きスラブで小梁のせいが過小

- ③補強筋の配置精度の不良
- ④補強筋の付着の不良
- ⑤コンクリートの性状不良

などが指摘されている。

R Cスラブの大たわみ障害の原因にはこのように材料、施工段階の要因も大きく、その防止を設計段階で全て解決しようとすることは困難であるが、障害とならないようにたわみを制御する設計を行うことは重要である。

R C部材の長期たわみについては、スラブの過大たわみ障害の問題を契機として多くの調査・研究^{16)~31)}が精力的になされ、それらの成果は、'82年のR C規準³²⁾の改定に反映されている。

その規定の改定の方向は以下のものであった。

- ①スパンの大きいスラブおよび積載荷重の大きいスラブに対して、たわみ性能確保のため、従来の規定（1971年改定）より厚さが増すような設計とする
- ②小はり付きスラブの場合小梁と大梁との間に過大なたわみ差を生じないように十分な曲げ剛性を確保する設計とする

この改定時点で残された問題としては以下のものがあつた。

- ①スラブのたわみ制御上より定まるスラブ厚さの最小寸法算定式に、鉄筋量および断面内の鉄筋位置かぶり厚さを定量的に評価できる式となっていない
- ②小梁付きスラブのたわみ増大率の算定方法が不備である
- ③長期たわみ算定用の荷重の考え方が明確になっていない
- ④施工精度、材料特性のバラツキなどを考慮できる設計法となっていない

その後の研究^{32)~41)}によりスラブ等における長期たわみが、従来予測されていた値より大きいことの原因追求と長期たわみの予測に関する研究が進み、大たわみ発生メカニズムがほぼ解明された。さらに、これらの成果を踏まえて'88年のR C規準⁴²⁾の改定に際して、その解説の付13に「長期荷重時における変形とひび割れ」が追加され、構造設計者が事前にR C部材の長期たわみを予測計算する比較的簡便な方法が示された。さらに、R C部材の長期たわみについては予測精度の向上を目指して、特に端部鉄筋の抜け出しを厳密に評価するための研究とそのたわみへの影響を評価できる計算法の研究^{43)~55)}がなされ、R C部材の長期たわみの予測計算についてはほぼ満足のいく計算法が提案されている。

しかしながら、これらの計算法により、R C部材の長期たわみを計算することは可能

であるが、設計の実務者が簡便に用いるのに必ずしも適したものとなっていないように思われる。さらに、RC部材を場所打ちコンクリートとする場合は、上階のコンクリートを支持するサポート荷重（施工荷重）のたわみへの影響は無視できず、その解明のための研究^{34)、35)}もなされているが、これを考慮する簡易な計算法は未だ提示されていない。

88年のRC規準⁴²⁾の改定で示された長期たわみ計算方法は、その要因であるひび割れ、クリープ、乾燥収縮によるたわみを考慮できる簡易な方法であり、設計の実務者がRC部材の長期たわみを予測するツールとして有効なものであるが、周辺固定スラブの長期たわみの重要な要因であるの端部鉄筋の抜け出しによる要因が考慮されていない分、たわみを過小に評価することが指摘されている⁵⁰⁾など。

他方、1986年にはRCとプレストレストコンクリート（以下PCと略記）との中間に位置するプレストレスト鉄筋コンクリート（以下PRCと略記）構造、いわゆるⅢ種PC構造の設計・施工指針⁷¹⁾が公にされた。このPRC指針はPCに対してそのプレストレスを減じて多少のひび割れの発生を許し、ひび割れとたわみ制御を行なうことにより経済的な設計を行なうことを目的としている。スラブや小梁などのように主として長期荷重の作用する部材で、長期たわみ制御のためPRCとすることがきわめて有効であることは言をまたない。現行のPRC指針では設計過程の中にひび割れ幅の算定を取り入れた点が特徴となっているが、長期たわみの制御設計については記述されていない状況にある。

スラブや小梁、大スパン大梁などの横架材については、特にひび割れ、たわみ、振動などの使用限界状態において、それぞれについて規定される限界値を超えないことを予測して断面が設計されることになる。しかしながら、諸外国はもとよりわが国のRC規準においてもRC部材の断面設計では過去の経験より、スパン、荷重などに応じた部材せいを満足すればひび割れ、たわみ、振動などについての詳細な検討を行わないでよいという規定を設計基準に盛込んでいる場合が多い。わが国のRC規準（1999年改定）18条のスラブ厚さに関する規定や13条梁の曲げに対する断面算定の解説にある梁の主要支点間距離と全せいの比についての記述がこれに相当するものである。またスパンと部材せい比によるスラブや梁のたわみ制御の研究⁸³⁾⁻⁸⁸⁾もなされている。

現行RC規準18条スラブの表10の式（以下RC規準式と呼ぶ）はたわみ制御を目的として詳細な計算を行わずにRCスラブの設計を進めるにあたり限界寸法を与えるものである。この算定式は数多の端部固定一方向実大モデル実験データの整理結果³¹⁾をもとに長期たわみの弾性たわみに対する比率（長期たわみ倍率）が16倍で一定という条件で誘

導されたもの⁸⁴⁾であり、有効スパン、辺長比の他に積載荷重を考慮して算定できるものとなっている。しかし、長期たわみの要因としてはコンクリートのクリープ、乾燥収縮、端部鉄筋の抜け出し、補強筋量などがあり、RC規準式では設計条件に応じたたわみ倍率を考慮できるものとなっていない。

近年、RCスラブは、大スパン化の傾向にある。たとえば、長寿命集合住宅として注目されているSI（サポート・インフィル）住宅では、そのスラブシステムとして小梁のないスパンの大きな一枚板のスラブが望まれている。これらのニーズに合うようなスパンの大きなスラブ（以下長スパンスラブと呼ぶ）では、RCポイドスラブや、部分的にプレストレスを導入したPRCスラブとすることにより、用途的に価値の高い空間を提供することができる。しかしながら、このような長スパンスラブでは適切な設計がなされないと長年使用しているうちに過大なたわみやひび割れの障害が生じることがある。わが国においてはRC及びPRCスラブの長期たわみについての種々研究がなされてきており、実用に供せられる計算法が提示されている。しかし、RC及びPRCスラブの長期たわみの制御を目指した設計法として体系的に示された規準や指針類は見当たらない。

1. 2 研究の目的

本研究の目的は、長期持続荷重の作用するRC造またはPRC造のスラブや小梁の簡便で実用的な長期たわみ制御設計法を確立することを目的として、以下に示す研究を行っている。

- (1) RC部材の長期たわみ計算法において、ひび割れ発生とその後のクリープ、乾燥収縮、端部鉄筋の抜け出しの影響による付加たわみも含めた、実務に適用の容易な計算法を提示する。
- (2) RC部材の長期たわみ計算法とし鋭意研究されてきた成果をPRCまで拡張適用を試みることにより、RCよりPRC部材に至るまでの長期たわみを統一的に取り扱う方法について提示する。また、曲線配置されたPC鋼材のプレストレスによる荷重キャンセル率、軸方向プレストレス及び鉄筋補強の及ぼす効果を考慮して長期たわみを計算する方法を示す。
- (3) たわみ制御を目的として詳細な計算を行わずにRCスラブの設計を進めるにあたり、コンクリートのクリープ、乾燥収縮、端部鉄筋の抜け出しや補強筋量などに応じたたわみ倍率を考慮できる最小寸法を与える算定式を提示する。
また、RC規準式では適用性に問題を指摘されている6m程度を超えるような大スパンスラブに求められる性能に応じた適正な厚さを与える式の検討を目的とする。
このような厚さの算定式を用いることにより、設計の初期段階において長期たわみの要求性能レベルに応じたスラブの限界寸法を設定することが可能となり、性能設計への対応が容易になる。
- (4) 長スパンスラブに適用されるRC中実スラブやボイドスラブ、ひび割れを許容するPRCスラブ等では、長期たわみの制御設計が必要である。本論文では、これらの部材の長期たわみ設計法の体系化を試み、その適用例を示す。また、たわみ性能を要求レベルに応じた性能とすることが求められる設計へ対応できる指針の構築をめざしている。

また、本論文は現行RC規準のスラブ関連条項の改善及びPRC指針において記述が不十分な条項の補足資料を示すことも目的としている。

1. 3 既往の研究

(1) R Cの長期たわみに関する既往の研究

スラブにひび割れが生じ長期的にたわみが増大して大たわみと有感振動、いわゆる、スラブの損傷事故が 1960 年頃に一般に認識されるようになって以後、その実態調査とその原因の追求と対策のための研究が盛んに行われるようになった。

1960 年 Yu と Winter¹⁾は R C の T 形梁の長期作用荷重下における瞬時たわみと長期たわみの簡易計算法について検討し、既往の 175 体のたわみ実験結果により検証して、この計算法が実用的に十分な信頼性を持っていることを報告している。

1966 年 Carley と Sozen²⁾は R C 梁 4 体の 2 年間にわたる長期載荷実験を行い、梁の長期曲げクリープ性状を検討し、初期たわみ、クリープと乾燥収縮を考慮した R C の長期たわみ予測式を提案している。

また、1968～1971 年 Branson 他³⁾は R C 部材の長期たわみを理論的に評価する方法についてひび割れ剛性の評価法とクリープと乾燥収縮及び圧縮鉄筋の効果を考慮した R C の長期たわみ計算法の研究を行い実用的なたわみ制御式を提案している。

ACI 435 委員会は 1966 年頃よりたわみ予測法と使用限界たわみのに関する研究を実施し、1977 年の規準⁴⁾のたわみに関する規定に取り込んでいる。

1982 年 Bakoss, Gilbert と Pulmano⁵⁾は集中荷重を受ける単純支持 R C 梁と 2 スパン連続 R C 梁の長期載荷実験を行い、瞬時たわみと長期たわみ、クリープと乾燥収縮によるモーメントの再配分を測定した。実験結果と諸外国の規準による予測法で求めた計算値を比較し、それらの適合性について論じている。

1985 年 Protarius⁶⁾は瞬時および長期における梁で実験的に確認されたひずみ分布の測定結果に基づいて、クリープたわみに関するヤング係数比を評価し、瞬時及び長期におけるたわみ倍率を計算する単純な式を提案しており、その適用性を既往の実験結果と比較検討している。

1986 年 Graham と Scanlon⁷⁾は場所打ちの二方向 R C スラブにおいて、施工時荷重、収縮ひび割れ、クリープ等の要因を考慮した長期たわみ評価法について検討している。これは施工荷重履歴を考慮して解析により求めたたわみ倍率を用いて計算する方法であり、ACI 規準の方法による計算結果より大きな値を与えるものであるが、既往の文献の測定結果とよい対応を示していると報告している。

1988年 Christiansen⁹⁾は 170cm×280cm の断面でスパン 7.5m の RC 梁 9 体の単純支持長期載荷実験と 1 体の無載荷実験を 8 年間実施した結果について報告している。

1989年 Samra⁹⁾は持続載荷後の断面について仮想のヤング係数を用いることにより、長期持続荷重下の RC 梁のクリープたわみの合理的な解析法を提案している。

また、1990年の CEB-FIP Model Code¹⁰⁾ に RC、PRC 及び PC 部材の長期たわみの単純な計算法が示された。この式に RC、PRC 部材の有効せいをたわみ基本にしていることが注目される。

1993年 Ghali¹¹⁾は一方向の RC 部材の長期たわみの予測法について ACI318-89 とカナダ規準 (CAN3-A23.3) の計算式について検討するとともに、長期たわみ計算法に関する研究の総括を行っている。さらに精度がよく実設計に適用がそれほど困難でない方法の提案をしている。

1994年には Favre と Charif¹²⁾は上記 Model Code のたわみ計算の基本モデルと簡易計算法の根拠となる曲げモーメントと曲率の関係、鉄筋の効果、クリープ及び収縮の時間依存性等の考慮方法について報告している。

1999年 Ghali と Azarnejad¹³⁾はクリープ、乾燥収縮、弾性係数などのコンクリート特性と PC 鋼材のリラクゼーションを主要因とした部材の長期たわみ予測計算法を提示し、特にこれらのコンクリートの特性をその圧縮強度との関数として表現して、長期たわみを計算している。これら方法を CEB-FIP,ACI209,ACI318-95 に適用した結果と実験結果との比較によりその妥当性を検討している。

Gilbert¹⁴⁾はオーストラリアの規準 AS-3600-1994 による RC 構造のたわみの予測計算値が、場合によっては過小となり、使用上の問題を生じていることについて検討し、実験結果との比較を行っている。また、計算法の改善について提案し、その妥当性の評価を行っている。

また、Scanlon と Choi¹⁵⁾はたわみ限界に応じた一方向スラブの最小厚さを与える繰り返し計算法を導き、パラメトリックスタディにより設計条件の変化による影響を明らかにしている。その結果を ACI 規準のによる値と比較し、たわみに関する規定の安全性について検討している。

国内における研究としては 1960 年頃からであり、1966 年大野、土橋¹⁶⁾はスラブの大たわみによる障害について報告しており、その後大たわみ事故発生原因究明のための調査・研究が数多く報告されるようになった。

1968年狩野¹⁷⁾は人工軽量骨材をRCに用いるに際して、その長期たわみ性状について、引張鉄筋量、複筋比、圧縮鉄筋位置、コンクリートと配筋状況などをパラメータとした先進的な実験を行い、部材に対する鉄筋のかぶりが小さいほど圧縮鉄筋のたわみ制御効果が大きいこと、使用鉄筋の表面形状、鉄筋径は長期たわみへの影響は小さいことを指摘している。また、1973年には持続荷重の作用するRCの長期的なひび割れ幅の増大、引張鉄筋のひずみ変化について既往の研究を整理しスラブのように部材せいに対するかぶりが相対的に大きく、鉄筋量の少ない部材ではひび割れ発生後の剛性低下が著しいことを指摘しており、大たわみの原因の一端を示唆している¹⁸⁾。

1975年東、小森^{19)、20)}はスパンとスラブせいの比が50という非常に薄い一方向スラブの長期たわみ実験を行いひび割れと各部の曲率分布の変化を計測し、たわみの要因の一つとして従来注目されていなかった端部鉄筋のスタブ部分よりの抜け出しを指摘した。その後のこの要因にかかわる研究の発端となった研究である。

1976年中山他²¹⁾はスラブのように比較的部材せいの小さい場合について、ひび割れ部分とひび割れの生じた断面の圧縮側部分におけるコンクリートの収縮に注目し、乾燥収縮のたわみに及ぼす効果を解析的に明らかにした。また、ひび割れを模擬した単純梁の実験によりその現象を再現し、長期たわみにおけるクリープに加えて乾燥収縮の影響の重要性を指摘している。

1976年高橋、小柳他²²⁾はRC一方向スラブの長期たわみ挙動について環境条件などの異なる種々の実験を行い、スラブの長期たわみは湿度の影響を大きく受けることを明らかにした。また、湿度の低下がたわみの増加をもたらす要因として、コンクリートクリープ係数の増大の他に乾燥収縮ひずみの影響を考慮すると、たわみの経時変化の現象をあるていど説明できるとして、スラブのたわみ解析法を誘導している。

1978年土橋、井野²³⁾は1950年代からの実スラブの大たわみの調査を勢力的に行い、約72軒、1122枚のスラブの調査資料を収集整理した結果から、実在スラブのたわみ挙動や施工誤差の実態を明らかにするとともに、その結果を総括、分析して大たわみ発生スラブの限界寸度について推論を試みている。

1978～1980年には、RC一方向両端固定スラブの長期たわみ実験が相次いで行われている。

1978～1980年小倉他^{24)、25)}はRC一方向両端固定試験体について、配筋量、厚さ、コンクリートの調合を要因とした両端固定でかつ軸方向に拘束を与えた一方向スラブの長期

たわみ実験を行い、ひび割れによる剛性低下と圧縮部のコンクリートの乾燥収縮に起因する曲率増大がスラブの長期たわみに大きな影響を及ぼす事、鉄筋によるたわみ制御効果を期待できる事を指摘している。

1979年松崎他^{26)、27)}は両端固定RC一方向スラブ6体のうち3体については、エポキシ樹脂を全面にコーティングして長期たわみ実験を実施した結果、通常の試験体は短期載荷時のたわみの10~14倍、エポキシコーティング試験体ではこれが2倍程度であったことを報告している。また、スラブのように厚さの薄い部材の長期たわみは、乾燥収縮の影響を大きく受けることを明らかにした。

1979年山本^{28)、29)}は両端固定スラブ2体、単純支持一方向スラブ2体の長期たわみ実験を行い両端固定スラブの長期たわみ倍率が単純支持スラブより大きいこと、たわみ増大の大きい期間は乾燥収縮の進む時期と一致していることを指摘している。

1981年井野、土橋³⁰⁾は梁及び一方向スラブを対象として導かれた既往のたわみ式を拡張し、二方向スラブへの適用を試みている。

1982年には、スラブのたわみに関する調査研究の成果を踏まえて、日本建築学会RC規準³³⁾のスラブの項が改定された。この改定にあたって、松崎他³¹⁾はスラブの長期たわみに関する既往の実験結果について整理し、長期たわみの弾性たわみに対する比率が両端固定スラブで12~18倍、単純支持一方向スラブで6~12倍となることを明らかにした。

1982年山本³²⁾は両端固定の一方向スラブ試験体に施工期間の若材令時にスラブが受ける大きな荷重の長期たわみ性状への影響について載荷実験し、施工荷重は初期のたわみ増大には影響大であるが施工荷重除荷後の長期たわみへの影響は小さいことを指摘している。

1983~1986年武田、小柳^{38)~41)}は二方向スラブのたわみ予測にあたって一方向スラブの実用式に補正係数を導入することによって二方向スラブのたわみ予測が可能であるとし、曲率と曲げモーメントの関係をを用いて応力ひずみ度をモデル化し、3次元ソリッド要素のFEM解析を行いその妥当であること示している。これらの研究成果は1988年のRC規準改定の付13に反映されている。

二方向スラブの長期載荷実験としては、1983年の山本他⁴⁴⁾による有効スパン4.5m、厚さ12cmの正方形スラブ2体の実験がある。1996年にこの実験に関する2779日までの長期たわみ性状は、スラブの長期たわみ倍率は24~28倍と大きく増加したことを報告⁵⁶⁾している。

1983年岩原他^{45)、46)}は曲げひび割れの有無と有効せいの違いが長期たわみに及ぼす影

響を調べるための長期載荷実験を行い、たわみの増加傾向は曲げひび割れの有無と有効せい d の違いに関係なく同じ様な傾向を示すと報告している。

また、1987～1989年岩原他^{47)～49)}は両端固定RC一方向スラブの長期載荷実験を行い、端部引張鉄筋の抜け出しによる長期たわみへの影響を解析的に研究し、引張鉄筋の抜け出しを含むたわみ計算法を提案している。

1987年杉野目、井野他⁵⁰⁾は梁又は一方向スラブを対象としてひび割れ、クリープ、乾燥収縮及び鉄筋の抜け出しの要因別に導かれた既往のたわみ式を拡張補正し、二方向スラブへの適用を試みている。既往の長期載荷実験結果や過大たわみの計測結果をこの方法により追跡計算し、その妥当性を確認している。

1989年山本⁴³⁾はRC構造物の施工荷重による施工期間中のたわみは材令3ヶ月程度で自重による弾性たわみの3倍程度が見込まれ、制御すべきたわみとして全たわみを考える場合は、施工荷重除荷後に生ずる長期たわみに加算する必要があるとしている。

1991年杉野目、井野他⁵¹⁾は、現存の多層RC建築物における類似した多数のスラブについて、そのたわみ、振動性状、材料性状、積載荷重及び施工精度等について総合的な実態調査を行っている。長期たわみについては計測された値が学会RC規準(1988年改定)の付13の方法による計算値を大きく上回ることを報告している。この乖離の原因となっているラーメン架構の連成効果とスラブ定着筋の抜け出しの影響を勘案した計算法の検討が必要であることを指摘している。

1992年植松他⁵²⁾は周辺固定スラブの鉄筋の抜け出しによる付加たわみの概算法として、二方向スラブの周辺の固定領域を変えた場合と一方向スラブとした場合について、鉄筋の応力度から得られる付加回転度を強制変形として与えたときのたわみについて検討し、実用的な概算法を提案している。

1995年大野他⁵³⁾はRC片持ち梁の付加たわみについて、端部鉄筋の付着解析モデルによるひずみ分布、抜け出し量及び付加たわみの算定法を提示している。また、RC片持ち梁のたわみ実験より、抜け出しによる付加たわみは初期載荷時で30～50%、持続載荷時では40～60%と大きな割合を占めることを明らかにした。

1995年李他⁵⁴⁾は両端固定スラブの鉄筋の抜け出しによる付加たわみにスラブの乾燥収縮による軸方向の収縮も考慮した計算法を提案し、実大のハーフPRC合成スラブの持続載荷実験結果によりその適合性を検証している。

1996年植松他^{57)～59)}は周辺固定RCスラブについて、実験計画法に基づくモデル

設定を行い、差分法による長期たわみ解析結果から簡便な長期たわみ予測近似式を導くと同時に、任意の長期たわみ目標値を与えるスラブ厚さの算定式を提示し、現行RC規準の周辺固定スラブ最小厚さ算定式の修正係数を提案している。

1998年岩田他⁶⁰⁾はRCスラブのコンクリートクリープ、乾燥収縮及び鉄筋の付着解析による端部鉄筋の抜け出し付加たわみを考慮した詳細な長期たわみ計算法を提示している。その適合性について、既往の一方向RCスラブの実験結果と比較し、±20%程度の精度で長期たわみの予測が可能であるとしている。

(2) PRCの長期たわみに関する既往の研究

1982年Tadros⁶¹⁾はPRC部材の中立軸、ひび割れ幅とその断面有効2次モーメントの算定法を設計に適用できる形で示している。この方法を用いて圧縮力作用下のコンクリートのクリープと乾燥収縮、PC鋼材のリラクセーションによる応力とひずみ変化の数値解析例を示している。

1989年GhaliとElbadry⁶²⁾はRC及びPRC部材の使用状態における設計に必要な解析プログラムを開発している。この解析法によればたわみ計算においてコンクリートのクリープと収縮、鋼材のリラクセーションを考慮できる他、ひび割れの影響も考慮できる。プログラムの適用例として3スパン連続の2橋梁の計算例を示している。

1991年Scholz⁶³⁾はPRC部材のたわみは同じコンクリート断面と補強筋のプレストレスの作用しないRC部材のたわみにプレストレスによりキャンセルされるモーメントの全モーメントの比率を差し引いた比率を乗ずることにより近似的に計算する方法を提案している。既往の実験結果による検証の結果、この単純な計算法は工学的な目的には十分受け入れ可能な結果を与える事を示している。

1993年TengとBranson⁶⁴⁾はひび割れの生ずるRC及びPRC部材の初期及び長期たわみの時間ステップ法による詳細な計算法を提示している。この方法は初期たわみに対して信頼性のある予測値を与えると云われている有効剛性法に基づき導かれている。長期たわみについてはプレストレス力を考慮して有効剛性法を拡張して適用している。

1996年Gutierrez⁶⁵⁾他はコンクリートのクリープ、収縮、PC鋼材のリラクセーションロスのような時間依存の要因を考慮したステップバイステップ法による解析により、RC、PRC及びPC部材のひずみ、応力分布及び曲率分布を計算する方法を示している。種々の荷重状態のRC、PRC及びPC部材断面の計算例によりその適用性を検討してい

る。

1975年の日本建築学会プレストレストコンクリート設計施工規準（以下P C規準と略記）の改訂において、アンボンドP C部材の設計が盛込まれた。その対象とする部材は主として長スパンの場所打ちP Cスラブであり、長スパンの集合住宅のスラブ、商業施設のフラットスラブ工法などに用いられるようになった。この種のスラブへのプレストレス導入の主目的は長期たわみの制御である。1980年代以後、その実用化にあたって、パーシャルプレストレスの効果に関する研究がなされた。

1979年 鈴木、大野^{66), 67)}らはR C及びP R C梁にひび割れ荷重よりも大きな一定荷重を持続載荷する実験を行い、ひび割れの進展とたわみ増大について検討している。その結果たわみの増大については、直線配置されたP C鋼材によるプレストレスの影響よりも圧縮側コンクリートのクリープ及び乾燥収縮の影響が大きいことを明らかにした。

1981 鈴木、大野^{68), 69)}はP R C部材の曲げひび割れ幅について内外の多くの算定式について検討し、より正確で適用範囲の広い実用的なR C及びP R C部材のひび割れ幅算定式を提案している。また、設計断面のひび割れ幅を簡単に算定できる実用的な図表を作成、制御設計へ有効に利用できるものとしている。

1982年鈴木⁷⁰⁾は上述の研究成果をも取り入れて、プレストレスト鉄筋コンクリート（Ⅲ種P C）構造設計・施工指針案をまとめ、その作成の経緯、設計の基本、本文と補足説明を公表し、P R C指針の全体概要を明らかとした。本指針案を基に1986年に日本建築学会指針⁷¹⁾として制定された。本指針の使用状態における設計は主としてひび割れ制御を中心的な検討事項としている。長スパンの梁やスラブの設計においてはたわみ制御設計が必要であり、指針に項目を追加すべき課題である。

1980年松崎他⁷²⁾はスパン6 m、両端固定一方向スラブで厚さ13 cmのP R Cスラブと同スパンで厚さ20 cmのR Cスラブの長期たわみ実験を行ない、プレストレスによる吊り上げ力（図2.3.5参照）により自重をキャンセルする程度のプレストレス導入の有効性を検証している。また実大スラブについても実験を行ないR Cスラブに比べ、自重をキャンセルした実大スラブのたわみの進行がほとんど見られないことを報告している。

1984年岡本他⁷³⁾はスパン8 mの両端固定一方向スラブで荷重キャンセル率を0.2、0.4、0.6の3水準とした長期たわみ実験により、R Cスラブのたわみ倍率12~18に比べて、P R CスラブではR Cスラブのたわみ倍率の1/2~1/4であることを検証している。

1985年大野、鈴木⁷⁴⁾らはP C鋼材を直線配置したP R C部材について、プレストレス

をパラメータとしひび割れ断面の鉄筋応力を変化させた4体の2年間にわたる長期持続載荷実験を行った。その結果たわみ増大へはプレストレスの大きさ、引張鉄筋の応力に関係なくほぼ同じであるし、この原因としてはひび割れ断面では引張側に比べてコンクリートの乾燥収縮とクリープによる圧縮側ひずみの増大が大きく、たわみ増加は主にこの圧縮側ひずみの挙動に支配されることを明らかにした。

1985年山本他⁷⁵⁾は両端拘束および単純支持の一方向スラブにおいて、スパン7.2~9m、厚さ16~25cmのスラブに自重をキャンセルするプレストレスを与え長期たわみに及ぼす効果を検討している。両端拘束スラブのたわみ倍率はCEB/FIPによるクリープ係数と同程度であったと報告している。また、荷重キャンセル率の小さな単純支持スラブでは曲げひび割れによる剛性低下を考慮する必要があるとしている。軽量P R Cスラブについても同様、両端拘束スラブ(スパン7.2m)、単純支持スラブ(スパン3m)について長期たわみ実験を行っており、R Cスラブ試験体と比較してプレストレスのたわみ抑止効果を定量的に把握している⁷⁶⁾。

1988年猪股⁷⁷⁾はP P C部材において早期に作用させた変動荷重などによって曲げひび割れが発生し、持続荷重のみによってもひび割れが残留し、さらにクリープと乾燥収縮が進行する部材を対象として、R CからP Cまで一連の構造として統一的に適用可能な曲げ部材設計手法を提案している。長期たわみについては引張側コンクリートの剛性への効果を考慮したCEB-FIPの方法に準じた方法によっている。

(3) たわみ制御を目的とした部材の最小寸法に関する既往の研究

1977年Neville, Evans, Clark⁷⁸⁾は諸外国の規準におけるスパン/部材せいの比の制限によるたわみ制御について検討している。また、西ドイツの方法をベースにしたものを改良案として提案している。

1977年Rangan, McMullen⁷⁹⁾はフラットプレート及びフラットスラブの長期たわみ予測式を導き、それらの予測値が限界たわみを超えないと云う条件よりスパン/部材せい比の制限に基づく実用的な長期たわみ制御法を提示している。ACIによるスラブの最小厚さではスパンの1/240よりも大きなたわみが生じる結果となる場合があることを指摘している。

1981年Grossman⁸⁰⁾は矩形及びT形梁又は一方向スラブの有効断面2次モーメント I_e の簡易計算法を提示し、この方法による I_e がACI318-77の計算式による値と同等の値を

与えることを示している。また、長期たわみの計算を行わずに使用性能を保証する部材の最小寸法の決定方法について述べている。

1982年 Rangan は Branson⁸¹⁾の長期たわみ計算の提案式を用い、たわみ予測値が限界たわみを超えないと云う条件よりスパン／部材せい比に関する式を導き、梁又は一方向スラブのたわみを制御する方法を提案している。

1985年 Gilbert は Rangan⁸²⁾により提案されたスパン／部材せい比の計算法を2方向周辺支持スラブ、フラットプレート及びフラットスラブへ拡張している。この方法による結果を非線形 FEM モデル解析により得られた結果と比較し検討している。実スラブの測定結果とよい対応することが報告されている。

日本建築学会 R C 規準（1971年改定）では、R C スラブのたわみ制御を目的としてスラブ厚さの最小寸法を与える式を示している。この規定の根拠となる研究は見られないが、式の構成は ACI 318 のスパン／スラブ厚比と同じである。

1978年土橋⁸³⁾はスラブの最大縁応力度がコンクリートの引張強度を越えないという条件からスパンスラブ厚比の算定式を提案している。

1982年岡田他⁸⁴⁾は R C 規準改定 WG 作業の一環として、スラブの過大なたわみの原因追求のために数多くなされた実験結果を踏まえて、問題の生じたスパン 5～6 m 程度のスラブで従来の算定式より厚いスラブ厚さを与える最小寸法の算定式を提案し、現行規準式として制定された。

1987年杉野目ら⁸⁵⁾は一方向及び二方向スラブについて、その剛性評価に直交異方性板関係式を適用して、長期たわみの要因であるひび割れ、クリープ、乾燥収縮、端部鉄筋の抜け出しを考慮できる長期たわみ予測式を誘導している。この算定式を用いて 1982年の R C 規準の厚さ式について検討した結果、積載荷重が比較的小さくスパンが 4.5m 程度以下の小スパンの住宅用スラブで長期たわみを過小に評価することになると報告している。この原因としては、比較的スパンの小さいスラブでは厚さが薄いため有効せいが小さく、端部鉄筋の抜け出しの影響が大きいことにあると指摘している。

1989年杉野目、吉野、井野^{86), 87)}はたわみ限度について、諸外国の規準、規格について調査し、その限界とすべきたわみについて考察し、次に「剛性低減 n 値増大法」を用いて、たわみ限界値をスパンの 1/350 及び 20mm 以下を満足するスラブ厚さを検討している。現行 R C 規準の厚さ規定は、この既定値に対しては十分安全であるが大規模スラブでは所要厚さが過大となり、大梁の変形も含むたわみ検討が必要であるとしている。

1997年植松他⁸⁸⁾はRCスラブについて、短辺スパン、スラブ厚さなどからなる簡便な長期たわみ算定の近似式を導き、現行RC規準の厚さ算定値の補正係数を設定することにより、長期たわみ目標値に対する所要スラブ厚さを算定できることを示している。また、現行式のたわみ限度であるスパンの1/250を引き上げる検討が必要であるとしている。

1. 4 本論文の構成

本論文は第 1 章「序論」から第 6 章「結論」までの 6 章からなり、各章の概要は以下に示すとおりである。

第 1 章「序論」では、スラブや小梁等の R C 部材及び P R C 部材の長期たわみについて実施された調査・実験研究を検討し、長期たわみに関する研究の背景と研究の動向および研究の目的について述べ、これらの研究課題に対応すべくなされた国内外の研究について概括する。

第 2 章「R C 部材の長期たわみ計算法」では、ひび割れの発生による断面剛性の低下、コンクリートのクリープ、乾燥収縮、部材端部鉄筋の抜け出しによるたわみの増大量を有効せい d のコンクリート断面部材の弾性たわみに対する比率を求める。これを有効せい長期たわみ倍率と定義して、各要因による有効せい長期たわみ倍率の算定法を示すことにより R C 部材の簡易な長期たわみ計算法を誘導する。また、計算法の適用性を既往の長期たわみ実験結果と本計算法による予測結果の比較により確認すると同時に、現行 R C 規準の付 7 の方法、C E B Model Code 1990 の方法との比較検討を行う。

第 3 章「P R C 部材の長期たわみ計算法」では、長期たわみの本質を可能な限り単純化してモデル化し、より少ない労力により要求される精度を充たすことのできる P R C 部材の長期たわみ計算法を提示する。この計算法の基本は、2 次パラボラ曲線状に配置された P C 鋼材にプレストレスを導入することにより P R C 部材に作用する吊り上げ力を荷重に換算し、これを持続荷重より差し引いた荷重が作用する R C 部材と考え、これに第 2 章の R C 部材の長期たわみ計算法を拡張して適用するものである。さらに、長スパン R C 及び P R C 一方向スラブの長期たわみ実験を行った結果について報告するとともに、上述の長期たわみ計算法を適用してたわみを予測し、実験結果と比較検討してその妥当性について述べる。

第 4 章「R C スラブのたわみ制御を目的とした最小厚さ算定式」では、R C スラブに求められる性能を満足する最小厚さの算定式を提示する。本算定式はスラブの境界の条件、

断面の寸法形状、ポイドの有無、コンクリートの特性及び長期たわみ倍率等のたわみの要因を考慮できる。本算定式によれば設計の初期段階において必要とされる性能を満足するスラブ厚さを容易に設定できる。また、本算定式は、6 m程度を超える長スパンスラブにおいて現行RC規準算定式（18 条床スラブ表 10 周辺固定のスラブ厚さの最小を与える式）が厚さを過大評価するという傾向を修正するものとなっている。

第5章「RCおよびPRC長スパンスラブの長期たわみ制御設計法」では、長スパンスラブに適用されるRC及びPRCスラブについて、長期たわみ制御目標値を満足するスラブ厚さを第4章の最小厚さ算定法により仮定し、長期荷重時の断面算定から定まった部材の長期たわみの予測計算を第2章及び第3章の方法を用いて行い、この値が長期制御目標値を満足しているか否かを検証する設計フローに従う設計法を提示する。また、設計例により設計法の適用性を確認する。

第6章「結論」では、以上の研究成果を要約して結論づけるとともに、残された課題について述べる。

第1章の引用文献

(1) 鉄筋コンクリートの長期たわみに関する文献

- 1) Wei-Wen Yu, Winter G. : Instantaneous and Long-Time Deflections of Reinforced Concrete Beams Under Working Loads Journal of ACI July 1960 pp29-50
- 2) Corley, W.G., and Sozen, M.A., : Time-Dependent Deflections of Reinforced Concrete Beams. Journal of ACI, Vol.63, No.3, March 1966, pp. 373-386
- 3) Branson D.E., : Compression Steel Effect on Long-Time Deflections ACI Journal August 1971
- 4) ACI Committee 435 : Proposed Revisions By Committee 435 to ACI Building Code and Provisions on Deflections Journal of ACI, Vol.75, No.6, Jun 1977, pp. 229-238
- 5) Bakoss, S.L., Gilbert, R.I. and Pulmano V.A. : Long-Term Deflections of Reinforced Concrete Beams, Magazine of Concrete Research, Vol.35, No.121, Dec.1982
- 6) Pretorius, P.C. : Deflections of Reinforced Concrete Members : A Simple Approach ACI Journal, November-December 1985 pp805-812
- 7) Graham, C.J. and Scanlon, A. : Long-Time Multipliers Two-Way Slab Deflections ACI Journal, November- December 1986 pp899-908
- 8) Christiansen, K : Eight-year deformation tests on reinforced concrete beams Materials and Structures/Materiaux et Constructions, 1988, 21, pp172-178
- 9) Samra, R.M. : Predicting Deflections of Reinforced Concrete Beams Analytically Journal of Structural Engineering, Vol.115, No.5, May 1989 pp1158-1168
- 10) CEB-FIP Model Code 1990 Bulletin D'Information No.196
- 11) Ghali, A. : Deflections of Reinforced Concrete Members : A Critical Review ACI Structural Journal, Vol.90, No.4, July-August 1993 pp364-373
- 12) Favre, R. and Charif, H. : Basic Model and Simplified Calculations of Deformations According to the CEB-FIP Model Code 1990, ACI Structural Journal, Vol.91, No.2, March-April 1994 pp.169-177
- 13) Ghali, A. and Azarnejad : Deflections Prediction of Members of Any Concrete Strength ACI Journal, Vol.96, No.5, September-October 1999 pp807-816
- 14) Gilbert, R.I. : Deflections Calculation of Reinforced Concrete Structures - Why We Sometimes Get It Wrong ACI Journal, Vol.96, No.6, November-December 1999 pp1027-1032
- 15) Scanlon, A. and Choi, B.S : Evaluation of ACI 318 Minimum Thickness Requirements for One-Way-Slabs. ACI Journal, Vol.96, No.4, July-August 1999 pp616-621
- 16) 大野和男、土橋由造 : 最近散見される鉄筋コンクリー床スラブの大きな撓み、建築材

- 料、1963.6.
- 17)狩野芳一、金沢 稔：人工軽量骨材を使用した鉄筋コンクリート曲げ部材の長期たわみ性状に関する研究（その2）、日本建築学会関東支部研究報告集、1968
 - 18)狩野芳一：長期荷重によるひび割れおよびたわみに及ぼすひび割れの影響、コンクリート工学（特集 コンクリートのひび割れ）、1973.9
 - 19)東 洋一、小森清司：鉄筋コンクリート帯スラブの長期たわみに関する実験的研究（その1）日本建築学大会梗概集、1975.
 - 20)東 洋一、小森清司：鉄筋コンクリート帯スラブの長期たわみに関する実験的研究（その2）日本建築学大会梗概集、1977.
 - 21)中山康志、原 喬、萩原忠治、竹本仙二：RC部材の長期たわみに関する解析的研究、竹中技術研究報告、No.15 1976
 - 22)高橋久雄、武田寿一、小柳光生、大池 武：床スラブの長期たわみに関する研究、コンクリート工学、Vol.14, No.10, Oct. 1976
 - 23)土橋由造、井野 智：大撓みをもつ鉄筋コンクリート障害床スラブの実態調査とその対策、日本建築学会論文報告集、No.272, 1978.10.
 - 24)梅村 魁、矢島四郎、小倉圭治、伊藤 勝、高山正春、田中 勉：RCスラブ長期たわみ性状に関する研究（その1）、（その2）日本建築学大会梗概集、1978
 - 25)伊藤 勝、高山正春、田中 勉：RCスラブ長期たわみ性状に関する研究（その3）、（その4）日本建築学大会梗概集、1980
 - 26)松崎育弘、畑野 肇、田中久雄：鉄筋コンクリート造床スラブの長期たわみに関する研究（その1）、鹿島建設技術研究年報、No.27, 1979.6.
 - 27)松崎育弘、畑野 肇、田中久雄：鉄筋コンクリート造床スラブの長期たわみに関する研究（その2）、鹿島建設技術研究年報、No.28, 1980.7.
 - 28)山本俊彦：鉄筋コンクリート造床板の長期たわみに関する実験（その2）東急建設技術年報、No.27, pp.71-74, 1979.
 - 29)山本俊彦：鉄筋コンクリート造床スラブの長期たわみに関する実験（その2）東急建設技術研究年報、No.6, 1980.3.
 - 30)井野 智、土橋由造、富士本正彦、佐藤年彦：鉄筋コンクリートスラブの沈下撓みの一予測計算法について、日本建築学会北海道支部研究報告集、第54号、1981.3
 - 31)松崎育弘、星野克征：鉄筋コンクリート造床スラブの長期たわみ量の定量化に関する研究、日本建築学会関東支部研究報告集、1982.
 - 32)山本俊彦：若材令時に過荷重を受けたRCスラブの長期たわみ、東急建設技術研究報告、No.8, pp.85-92, 1982.3

- 33) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説、1982.
- 34) 高橋久雄、小柳光生：施工荷重の実態とたわみ挙動、大林組技術研究所報、No. 22, 1981
- 35) 高田博尾、小柳光生、和泉意登志、山本俊彦：型枠存置期間に関する研究—その7、その8 単純支持スラブの長期たわみ実験・I、II—日本建築学会大会学術講演梗概集 1982.10
- 36) 山本俊彦：鉄筋コンクリート建造物の施工荷重による損傷の防止—コンクリートの強度変動に基づいた信頼性施工—日本建築学会構造系論文報告集、No. 403, 1989. 9
- 37) 山本俊彦：鉄筋コンクリート建造物の初期損傷の防止に関する研究（学位論文）1989. 12
- 38) 武田寿一、高橋久雄、小柳光生：床スラブの長期たわみに関する研究、コンクリート工学、1983. 9
- 39) 武田寿一、小柳光生：拘束スラブの長期たわみに関する研究、コンクリート工学、1985. 1
- 40) 武田寿一、中根 淳、小柳光生：鉄筋コンクリート床スラブの長期たわみに関する研究、日本建築学会構造系論文報告集、No. 365, 1986. 7.
- 41) 小柳光生：鉄筋コンクリート床スラブの長期たわみに関する研究、（学位論文）1985.
- 42) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説、1988.
- 43) 山本俊彦：鉄筋コンクリート建造物の施工荷重に及ぼすクリープおよび温度等の影響、日本建築学会構造系論文報告集、No. 395, 1989. 1
- 44) 山本俊彦、白都 滋：鉄筋コンクリート造二方向床スラブの長期たわみ性状に関する実験、日本建築学大会梗概集、1988. 10.
- 45) 岩原昭次、嘉戸通幸：ひび割れを生じた一方向床スラブの長期たわみ性状に関する研究（I. 実験概要及び結果）、日本建築学大会梗概集、1983.
- 46) 岩原昭次：ひび割れを生じた一方向床スラブの長期たわみ性状に関する研究（II. 有効弾性係数法による計算結果と実験結果との比較）、日本建築学大会梗概集、1983.
- 47) 岩原昭次：両端固定鉄筋コンクリート造一方向床スラブの長期曲げ性状、コンクリート工学年次講演論文集、Vol. 9, No. 2, 1987
- 48) 岩原昭次：長期設計荷重下におけるRC造スラブの鉄筋の抜け出しに関する解析的研究、日本建築学会構造系論文報告集、No. 400, 1989. 6
- 49) 岩原昭次：鉄筋コンクリート造一方向床スラブにおける鉄筋の抜け出しに関する検討、コンクリート工学年次講演論文集、Vol. 10, No. 3, 1988
- 50) 杉野目 章、井野 智、土橋由造、山村明義：使用荷重下における鉄筋コンクリート床スラブのたわみ予測計算、日本建築学会構造系論文報告集、No. 372, 1987.
- 51) 杉野目 章、井野 智、伊藤正義：ある多層RC事務所建物の床構造についての総合的実測調査、日本建築学会構造系論文報告集、No. 429, pp. 101-110, 1991. 11

- 52)植松武是、井野 智、伊藤正義、杉野目 章：RC床スラブの定着筋の伸びによる付加たわみ概算法、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.293-294, 1992.8
- 53)李振宝、大野義照、鈴木計夫：持続荷重下における端部鉄筋抜け出しによる鉄筋コンクリート片持ち梁の付加たわみ、日本建築学会構造系論文報告集 No.459,1994.5
- 54)李振宝、大野義照、五味久忠、鈴木計夫：鉄筋コンクリート床スラブの端部鉄筋抜け出しによる付加たわみ（その1 計算法の誘導）日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.607-608,1995.8
- 55)五味久忠、大野義照、李振宝、鈴木計夫：鉄筋コンクリート床スラブの端部鉄筋抜け出しによる付加たわみ（その2 計算法の適合性）、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.609-610,1995.8
- 56)山本俊彦：鉄筋コンクリート造2方向スラブの長期たわみ性状に関する実験（その2）、日本建築学会大会学術講演梗概集、1996.9
- 57)植松武是、井野 智、伊藤正義、杉野目 章：鉄筋コンクリート床スラブの長期たわみ予測近似式一周辺固定長方形スラブ、日本建築学会大会学術講演梗概集、1996.9.
- 58)植松武是：鉄筋コンクリート床スラブの長期たわみ制御に関する研究 博士論文 1996年3月
- 59)植松武是、井野 智、伊藤正義、杉野目 章：RC床スラブの施工誤差を考慮した長期たわみ設計、コンクリート工学年次論文報告集、Vol.19, No.2, 1997.
- 60)岩田樹美、李振宝、大野義照：端部鉄筋の抜け出しを考慮した鉄筋コンクリートスラブの長期たわみの算定、日本建築学会構造系論文報告集、No.510,1998.8

(2) パーシャルプレストレストコンクリート部材の長期たわみに関する文献

- 61)Tadros,M.K：Expedient Service Load Analysis of Cracked Prestressed Concrete Sections. PCI Journal November-December 1982.
- 62)Ghali,A and Elbadry,M.M：Serviceability Design of Continuous Prestressed Concrete Structures. PCI Journal January-February 1989.
- 63)Schorz,H.：Simple Deflection and Cracking Rules for Partially Prestressed Members, ACI Structural Journal,Vol.88,No.2, March-April 1991 Vol.90,No4 ,July-August 1993
- 64)Teng,S.and Branson,D.E.：Initial and Time-Dependent Deformation of Progressively Cracking Nonprestressed and Partially Prestressed Concrete Beams ACI Structural Journal,Vol.90,No5 ,September-October 1993
- 65)Gutierrez,S.E,Cudmani,R.O.and Dansi,R.F：Time-Dependent Analysis of Reinforced and Prestressed Concrete Members, ACI Structural Journal,Vol.93, No.4, July-August 1996

- 66) 鈴木計夫、大野義照、藤森博志、岩崎省吾：プレストレスト鉄筋コンクリートはりの持続荷実験（その1 長期たわみ）日本建築学会大会学術講演梗概集 pp.1619-1620, 1979.9
- 67) 鈴木計夫、大野義照、菅 知史、佐多裕之、吉田輝幸：（その2 たわみ性状）日本建築学会大会学術講演梗概集 pp.1619-1620, 1979.9
- 68) 鈴木計夫、大野義照：プレストレスト鉄筋コンクリートはりの曲げひび割れ幅に関する研究（その1 初期ひび割れ幅について）日本建築学会論文報告集、第303号、pp.9-19, 1981.5.
- 69) 鈴木計夫、大野義照：プレストレスト鉄筋コンクリートはりの曲げひび割れ幅に関する研究（その2 ひび割れ幅の計算図表）日本建築学会論文報告集、第305号、pp.52-57, 1981.7
- 70) 鈴木計夫：日本建築学会プレストレスト鉄筋コンクリート（Ⅲ種P C）構造設計・施工指針（案）について、プレストレストコンクリート、Vol.24, No.2, pp88-104, 1982.3
- 71) 日本建築学会 プレストレスト鉄筋コンクリート（Ⅲ種P C）構造設計・施工指針・同解説（1986年制定）
- 72) 松崎育弘、畑野 肇、田中久雄、佐藤雄二：アンボンドP C鋼より線を用いたR C造床スラブの長期たわみに関する実験的研究（その1）鹿島建設技術研究年報第28号、pp.115-122, 1980.7
- 73) 岡本公夫、田中久雄：アンボンドP R C造床スラブの構造性能に関する長期荷実験、日本建築学会大会学術講演梗概集 pp.2029-2030, 1984.10
- 74) 大野義照、鈴木計夫：プレストレスト鉄筋コンクリート梁の曲げ性状、第7回コンクリート工学年次講演論文集、pp.481-484, 1985
- 75) 山本俊彦、和田俊良：アンボンドP C鋼材を用いた一方向スラブの実験（その1）東急建設技術研究所報 No.11. pp.33-38, 1985
- 76) 山本俊彦：軽量P R C造スラブの長期性状に関する実験、日本建築学会大会学術講演梗概集 pp.33-38, 1997.9
- 77) 猪股俊司：構造コンクリート曲げ部材使用限界状態の統一設計計算法、コンクリート工学論文、Vol.26, No.12, pp.95-104, 1988.12

(3) たわみ制御を目的とした部材の最小寸法に関する文献

- 78) Neville, A.M Houghton-Evans, W and Clarke, C.V. : Deflection control by span/depth ratio, Magazine of Concrete Research Vol.29, No.98 March 1977 pp31-4
- 79) Rangan, B.V. and McMullen, A.E. : A Rational Approach to Control of Slab Deflections, ACI

Journal, June 1978 pp256-262

- 80) Grossman, J.S. : Simplified Computations for Effective Moment of Inertia I_e and Minimum Thickness to Avoid Deflection Computations, ACI Journal, November-December 1981 pp423-439
- 81) Rangan B.V. : Control of Beam Deflections by Allowable Span-Depth Ratio ACI Journal, September-October 1982 pp372-377
- 82) Gilbert, R.I : Deflection Control of Slabs Using Allowable Span to Depth Ratio , ACI January-February 1985
- 83) 土橋由造、井野 智 : コンクリート床スラブのひび割れとたわみ、コンクリート工学、Vol. 16. No. 10, 1978. 10
- 84) 岡田克也、岡本晴彦、 : たわみ制御を目的とした鉄筋コンクリート造スラブの適正厚さ算定法について、日本建築学会関東支部研究報告集 pp.209-212 1982
- 85) 杉野目 章、井野 智、土橋由造、山村明義 : 使用荷重下における鉄筋コンクリート床スラブのたわみ予測計算、日本建築学会構造系論文報告集、No. 372, 1987.
- 86) 杉野目 章、井野 智、吉野 修司 : たわみの検討を要しない鉄筋コンクリート曲げ部材の断面寸法について (その1 たわみ限界) 日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.257-258, 1989.10
- 87) 吉野 修司、杉野目 章、井野 智 : たわみの検討を要しない鉄筋コンクリート曲げ部材の断面寸法について (その2 床スラブ) 日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.259-260, 1989.10
- 88) 植松武是、井野 智、杉野目 章、伊藤正義 : RC床スラブの施工誤差を考慮した長期たわみ設計、コンクリート工学年次論文報告集、Vol.19 No.2 1997

第 2 章

RC 部材の長期たわみ計算法

第2章 R C部材の長期たわみ計算法

2. 1 はじめに

R C部材の長期たわみについては、スラブの過なたわみ障害の問題を契機として多くの調査・研究^{1)~5)}などが精力的になされ、それらの成果は、1982年のR C規準⁶⁾の改定に反映された。その後の研究^{7)~11)}などによりスラブ等における長期たわみが、従来予測されていた値より大きいことの原因追求が進み、過なたわみ発生メカニズムがほぼ解明された。さらに、これらの成果を踏まえて1988年のR C規準¹²⁾の改定に際して、解説の付13に「長期荷重時における変形とひび割れ」が追加され、構造設計者が事前にR C部材の長期たわみを予測計算する比較的簡便な方法が示された。その後、R C部材の長期たわみについては予測精度の向上を目指して、特に端部鉄筋の抜け出しを厳密に評価するための研究とそのたわみへの影響を評価できる計算法の研究^{14), 15)}などがなされ、R C部材の長期たわみの予測計算はほぼ満足のいく計算法が提案されている。しかしながら、これらの計算法により、R C部材の長期たわみを計算することは可能であるが、設計の実務者が簡便に用いるのに必ずしも適したものとなっていないように思われる。さらに、R C部材を場所打ちコンクリートとする場合は、上階のコンクリートを支持するサポート荷重（施工荷重）のたわみへの影響は場合によっては無視できず、の解明のための研究^{18), 19)}もなされている。

本章では、たわみ計算の厳密さを追求するのではなく、ひび割れ発生とその後のクリープ、乾燥収縮、端部鉄筋の抜け出しによる付加たわみも含めて、主としてR C梁及び長スパンのR Cスラブの長期たわみ制御設計をする設計者の実務に適用の容易な計算法を提示することにある。

2. 2 長期たわみ計算に考慮する要因

長期的なたわみの増大の主要因としては、瞬時においては部材のひび割れの発生による剛性低下と端部固定部材の場合はひび割れの発生した端部上端に配置された鉄筋の抜け出しが考えられる。長期的なたわみ増大の要因としては、コンクリートのクリープと乾燥収

縮によるたわみ増大、乾燥収縮による拘束引張応力の発生などによるひび割れの発生とその伸展、端部鉄筋の付着劣化による抜け出しにともなう付加的なたわみの増大などが考えられる。この他、多層建築を場所打ちコンクリートにより施工する場合は、施工荷重の影響による付加たわみ¹⁹⁾も考えられるが、本簡易計算法への取り入れ方法については今後の研究課題である。

2. 3 長期たわみ計算法

2. 3. 1 基本仮定

本計算では両端が柱または直行大梁と一体となる支持条件の梁またはスラブなどのRC部材を対象とする。

- (1) 長期たわみは近似的に代表的断面として材端と中央断面をとり、その平均曲率をその部材のたわみ倍率と見做して弾性たわみに乗ずることにより計算する。
- (2) 弾性たわみの算定に用いるコンクリートのヤング係数は長期持続荷重載荷時の値で一定とする。
- (3) 長期たわみ倍率はスパン部分のひび割れ、クリープ、乾燥収縮によるたわみ倍率と端部鉄筋の抜け出しによるたわみ倍率の和として計算する。
- (4) ひび割れ発生後の引張側コンクリートの剛性への寄与を3. 4に述べる方法により考慮する。
- (5) コンクリートのクリープによる長期付加たわみは持続荷重載荷時より最終クリープ係数 ψ に応じた等価ヤング係数 $E_{ef}=E/(1+\psi)$ を用いて算定する。
- (6) コンクリートの乾燥収縮による付加たわみはその最終値 S_{\parallel} を用いてひび割れ断面における鉄筋拘束による付加たわみを算定する。
- (7) コンクリートのクリープ及び乾燥収縮量はRüschの提案式²⁵⁾により部材厚さ、環境条件等を考慮して設定する。
- (8) 鉄筋の抜け出し量と鉄筋応力は比例するものとする。
- (9) 鉄筋抜け出しによる付加たわみは付着劣化(クリープ)の進行した最終値を用いて計算する。
- (10) 荷重載荷及び乾燥収縮の拘束による軸方向力はたわみ計算に考慮しない。

2. 3. 2 RC部材のたわみ計算の簡略化の仮定

RC部材のモーメント・曲率関係が定めれば、その曲率分布から任意点のたわみ y は次式の積分から求められる。

$$\frac{d^2y}{dx^2} = \frac{M}{EI} \quad (2.1)$$

$$y = \iint \frac{M}{EI} dx dx \quad (2.2)$$



ここに M : 曲げモーメント

EI : 曲げ剛性

RCの曲げモーメントと曲率の関係は近似的に図 2.1 に示すようである。部材の剛性は全断面有効と考えた剛性 $E_c I_o$ からコンクリートの引張応力を無視したひび割れ断面剛性 $E_c I_{cr}$ まで変化する。

たとえば図 2.2 の (a) のように中央集中荷重を受ける単純支持部材や (d) のように両端固定部材の曲げモーメント分布に対応する曲率分布は (c) および (f) のようになる。たわみは剛性に応じたこの曲率分布を積分することにより求められるが、この他計算に用いる剛性を $E I_o$ と $E I_{cr}$ の中間値として計算する方法が用いられている。これは CEB-FIP マニュアル²¹⁾ においても採用されている。

この方法をさらに簡単に計算する方法として、図 2.3 の (b)、(e) の最大モーメントに応じた断面剛性 $E I_{cr}$ をそのまま曲げ部材の全域の剛性として計算しても積分値として得られるたわみ量はあまり変わらず安全側の計算値を与える。たわみ計算の精度が材料特性、施工精度等のみならず、設計における支持条件評価の不確かさを考えると、実用的には後述した簡略な計算法で十分であり、本章の計算法ではこの簡略法を基本仮定とする。

2. 3. 3 RC部材のたわみ計算における断面の仮定

RC部材のたわみ計算に用いる剛性算定においては、図 2.8 のように、全断面有効でかつ鉄筋を考慮する場合より、ひび割れ断面で引張側のコンクリートの剛性への寄与を無視する場合まで、種々の断面の状態が考えられる。本研究では、全断面有効の場合とひび割れ断面の中間の状態として、ひび割れ断面で引張側コンクリートを考慮した断面を想定する。また、RC部材の曲率の変化量を無次元量として表現するためにコンクリート断面のみを考慮した有効せい断面の弾性剛性に基づく曲率を算定し、ひび割れ発生直後の曲率、

その後のコンクリートクリープ及び乾燥収縮の進展による曲率などとの比を基準とする。

RC部材では、ひび割れの発生を前提として長期のたわみを計算するので、以後の設計に用いる式や図表は有効せい d をもとに作成すると、たわみ制御設計へ適用し易いものとする事ができる。

2. 3. 4 長期たわみの計算式

長期たわみは上記の各要因に応じて算定した曲率増大率を付加たわみの倍率として加算して長期たわみ倍率 K を求め、これに部材の支持条件を考慮して算定した弾性たわみを乗じて次式により計算する。ここでは、有効せい d の無筋のコンクリート断面を持つ有効せい断面部材の弾性たわみ δ_{ef} に対する長期たわみの比を有効せい長期たわみ倍率 K_{ef} とする。無筋のコンクリート断面の剛性を用いて求めた全せい t の断面部材の弾性たわみ δ_e とこの有効せい断面部材の弾性たわみ δ_{ef} の関係は以下のようなものである。

$$\delta_{ef} = \left(\frac{t}{d}\right)^3 \delta_e \quad (2.3)$$

長期たわみ δ_l の簡易計算は次式による。

$$\delta_l = K\delta_e = K_{ef}\delta_{ef} \quad (2.4)$$

ここに $\delta_e = k_i\delta_0$

δ_0 : 全断面有効とした周辺完全固定スラブの弾性たわみ

k_i : 周辺の固定度に関する係数

$$K = \left(\frac{t}{d}\right)^3 K_{ef}$$

$$K_{ef} = K_{cr} + K_{cp} + K_{sh} + K_{bc}$$

K : 全せい断面部材の長期たわみ倍率

K_{ef} : 有効せい断面部材の長期たわみ倍率

K_{cr} : ひび割れによる有効せい長期たわみ倍率

K_{cp} : クリープによる有効せい長期たわみ倍率

K_{sh} : 乾燥収縮による有効せい長期たわみ倍率

K_{bc} : 鉄筋の抜け出しによる有効せい長期たわみ倍率

したがって、長期たわみ δ_l の計算は 2. 4 に示す各要因による有効せい長期たわみ倍率の和 K_{ef} を算定することに帰着する。また、設計におけるたわみ検討においては長期た

わみ倍率 K と同時に周辺の固定度 k_f の評価も重要である。

2. 3. 5 ひび割れ断面の剛性評価

ひび割れの生じた部材の剛性評価方法としては ACI435 委員会²⁰⁾の推奨する *Branson* の方法、CEB Manual の方法²¹⁾などがあるが、ここでは日本建築学会プレストレスト鉄筋コンクリート (Ⅲ種 P C) 構造・施工指針²²⁾ (以下 P R C 指針と略記) のひび割れ幅算定法における引張コンクリートの協力度の評価方法に準じて行なう。

(1) コンクリートの有効引張断面積の評価

ひび割れ間の平均鉄筋ひずみ $\varepsilon_{t,av}$ の算定に用いるコンクリートの有効引張断面積 A_{ce} は断面の幅の中に比較的多い本数の鉄筋が配置される梁部材について図 2.4 a) が適用される。しかし、鉄筋間隔の大きな場合やスラブのような扁平な部材ではコンクリートの有効引張断面積として見込める断面が少なくなり図 2.4 a) では過大評価となる。鉄筋間隔の大きな場合、コンクリートの有効引張断面積としては、図 2.4 b) のように引張鉄筋とコンクリートの図芯とが一致する部分が引張力分担に対して有効である²³⁾として次式により算定する。

$$A_{ce} = 2b(t-d)\beta \quad (2.5)$$

ここに $\beta = \frac{\{2(t-d)\}^2}{S \times 2(t-d)}$ S : 鉄筋間隔、ただし、 $S \leq 2(t-d)$ のとき $\beta = 1$ とする。

(2) コンクリートの有効引張断面積 A_{ce} の鉄筋断面積への換算

コンクリートの有効引張断面の剛性への寄与を鉄筋断面に換算した分 Δa_f を既存の鉄筋量 a_f に含めて評価する値を等価鉄筋比係数 k_s と定義する。 k_s は図 2.5 に示すように P R C 指針²²⁾ のひび割れ幅算定式における鉄筋応力 σ_t に対するひび割れ間の平均鉄筋ひずみ $\varepsilon_{t,av}$ と鉄筋の最大ひずみ $\varepsilon_{t,max}$ との比として次式により求められる。

$$k_s = \frac{\varepsilon_{t,max}}{\varepsilon_{t,av}} = \frac{a_f + \Delta a_f}{a_f} \quad (2.6)$$

瞬時たわみの剛性評価に用いる平均鉄筋ひずみ $\varepsilon_{t,av}$ は P R C 指針によれば (2.7) 式で与えられる。

$$\varepsilon_{t,av} = \frac{1}{E_s} (\sigma_t - k_1 k_2 \frac{F_t}{p_e}) \quad (2.7)$$

ここに

$$k_1 k_2 = \frac{1}{2 \times 10^3 \times \varepsilon_{lav} + 0.8}$$

$$p_e = a_i / A_{ce}$$

E_s : 鉄筋のヤング係数

F_t : コンクリートの引張強度

($=0.07F_c$ F_c : コンクリートの圧縮強度)

(2.6)と(2.7)式より等価鉄筋比係数 k_s は次下となる。

$$k_s = \frac{2}{R + \sqrt{R^2 - S}} \quad (2.8)$$

ここに

$$R = \left(1 - 0.4 \times 10^{-3} \frac{E_s}{\sigma_t} \right)$$

$$S = 2 \times 10^{-3} \frac{E_s}{\sigma_t} \left(\frac{F_t}{p_e \sigma_t} - 0.8 \right)$$

(3) 持続荷重下の等価鉄筋比係数の低減

k_s の持続荷重下での変動に関連する要因としては (2.6) 式の ε_{lmax} と ε_{lav} であって、以下のことが考えられる。

- ① コンクリートのクリープによって中立軸が低下し、鉄筋ひずみ ε_{lmax} は増加する。
- ② 鉄筋とコンクリート間の付着劣化によって ε_{lav} が増加する。
- ③ コンクリートの乾燥収縮によって、ひび割れ間のコンクリートが収縮して ε_{lav} が減少する。

①については ε_{lmax} の計算に用いるコンクリートのヤング係数 E_c の代わりに等価ヤング係数 $E_{ef} = E_c / (1 + \psi)$ を用いることにより考慮する。②は付着劣化係数を φ_b としたとき、換算鉄筋量 Δa_i が付着の劣化で $\Delta a_i' = \frac{\Delta a_i}{1 + \varphi_b}$ に低減するものとする。そのときの等価鉄筋

係数 k_{sb} は以下となる。

$$k_{sb} = \frac{a_i + \Delta a_i'}{a_i} = 1 + \frac{\Delta a_i'}{a_i} = \frac{\varphi_b + k_s}{1 + \varphi_b} \quad (2.9)$$

φ_b は小柳²⁴⁾の提案式 $\varphi_b = \frac{t}{1.28t + 17.65}$ (t : 載荷日数) による。

ちなみに、 φ_s は $t \rightarrow \infty$ で概略 0.8、よって $k_{sb} = (0.8 + k_s) / 1.8$ となる。③については 2. 4. 3 の乾燥収縮によるたわみ倍率の算定に考慮する。

(4) ひび割れ断面部材の曲げ断面剛性評価法と既存評価法の比較検討

図 2.6 に k_s (付着劣化後は k_{sb}) によるひび割れ断面剛性を用いた曲げモーメント M と曲率 ϕ の計算結果および、CEB-FIP の方法²¹⁾による計算結果を示す。両者には大きな差は見られず、ほぼ適切な剛性評価が可能であると判断される。

(5) RC 部材のひび割れ断面の剛性

コンクリートの有効引張断面の剛性への寄与分を k_s で鉄筋量に換算すると、引張側コンクリートの剛性寄与分を考慮した RC 部材のひび割れ断面の剛性算定に、通常の RC の曲げ部材の曲げ剛性算定式が適用できる。すなわち、図 2.3 に示すような RC 部材のひび割れ断面の中立軸比 x_{n1} ($=x_n/d$)、および断面 2 次モーメント I_{cr} は以下となる。

$$x_{n1} = n(k_s + \gamma)p_t \left(\sqrt{1 + \frac{2(k_s + \gamma d_{c1})}{n(k_s + \gamma)^2 p_t}} - 1 \right) \quad (2.10)$$

$$I_{cr} = \left[\frac{x_{n1}^3}{3} + nk_s p_t (1 - x_{n1})^2 + np_t \gamma (x_{n1} - d_{c1})^2 \right] bd^3 \quad (2.11)$$

ここに

n : ヤング係数比 ($=E_s/E_c$)

γ : 複筋比 ($=p_c/p_t$)

p_t : 引張鉄筋比 ($=a_t/bd$) a_t : 引張鉄筋量

p_c : 圧縮鉄筋比 ($=a_c/bd$) a_c : 圧縮鉄筋量

d_{c1} : 圧縮側鉄筋図心の圧縮縁よりの距離 d_c と有効せいの比 ($=d_c/d$)

ひび割れ断面のクリープ後は以下とする。

x_{n2} : クリープ後の中立軸比

I_{cp} : クリープ後の断面の 2 次モーメント

ここに、 x_{n2} 及び I_{cp} は (2.10) 式と (2.11) 式に於いて、コンクリートのヤング係数 E_c を等価ヤング係数 $E_{cF} = E_c / (1 + \psi)$ (ψ : クリープ係数) に、 k_s を k_{sb} 置き換えて算定する。

2. 4 各要因に対応した長期たわみ倍率の計算

2. 4. 1 ひび割れの発生による有効せい長期たわみ倍率 K_{cr}

曲げモーメント M が作用するひび割れ発生部材の曲率 ϕ_{cr} 、同じ M の作用する有効せい断面部材の曲率 ϕ_{ef} とする。有効せいたわみ倍率は両者の比として次式により算定する。

$$K_{cr} = \frac{\phi_{cr}}{\phi_{ef}} = \frac{\frac{M}{E_c I_{cr}}}{\frac{M}{E_c I_{ef}}} = \frac{I_{ef}}{I_{cr}} \quad (2.12)$$

ここに、 I_{ef} : 有効せい断面の 2 次モーメント ($= bd^3/12$)

2. 4. 2 ひび割れ発生断面のコンクリートのクリープ後の有効せい長期たわみ倍率 K_{cp}

ここでは、ひび割れ発生断面のコンクリートクリープ後のたわみ倍率 K_{cp} はひび割れによるたわみ曲率 ϕ_{cr} とクリープによるたわみ曲率 ϕ_{cp} の和と ϕ_{ef} の比として次式により算定できる。

$$K_{cr} + K_{cp} = \frac{\phi_{cr} + \phi_{cp}}{\phi_{ef}} = \frac{\frac{M}{E_c I_{cp}}}{\frac{M}{E_c I_{ef}}} = \frac{I_{ef}}{I_{cp}} (1 + \varphi) \quad (2.13)$$

2. 4. 3 ひび割れ断面の乾燥収縮による有効せい長期たわみ倍率 K_{sh}

乾燥収縮は断面に均等に生じると仮定する。ひび割れ断面では図 2.7 a) のように、ひび割れによって分断されていない圧縮側のコンクリートが乾燥収縮すると引張鉄筋の拘束により付加的たわみが生ずる。回転を拘束した断面の乾燥収縮 S_n による圧縮側コンクリート部分の自由収縮量を Δ 、鉄筋の拘束状態での部材の収縮量を Δ_1 、コンクリートが収縮を妨げられる量を Δ_2 とすると以下となる。

$$\Delta = \ell S_n = \Delta_1 + \Delta_2 \quad (2.14)$$

鉄筋の拘束によりコンクリートに生ずる引張力 F_c は圧縮側と引張側のものそれぞれに生ずる F_{cc} 、 F_{ct} の和となる。鉄筋の拘束圧縮力 F_s も同様に圧縮側と引張側鉄筋に生ずる F_{sc} 、 F_{st} の和となる。

鉄筋の拘束圧縮力 F_{sc} 及び F_{ct} はそれぞれ断面応力の釣合より以下となる。

$$F_{sc} = E_s a_c \frac{\Delta_1}{\ell} = E_c n_{ef} P_t \gamma b d \cdot \frac{x_{n1} + n_{ef} P_t (k_{sb} - 1)}{x_{n1} + n_{ef} P_t (k_{sb} + \gamma)} S_n \quad (2.15)$$

$$F_{cc} = E_c a_c \frac{\Delta_2}{\ell_s} = E_c b d \cdot x_{n2} \frac{n_{ef} P_t (1 + \gamma)}{x_{n2} + n_{ef} P_t (k_{sb} + \gamma)} S_n \quad (2.16)$$

拘束曲げモーメントは F_{sc} と F_{cc} の鉄筋重心位置に関するモーメントを取ることで求められる(図 2.7 b))。

$$M_s = F_{cc} \left(d - \frac{x_{n2}}{2} \right) - F_{sc} (d - d_c)$$

$$= \frac{E_c n_{ef} P_t b d^2 x_{n2} S_n}{x_{n2} + n_{ef} P_t (k_{sb} + \gamma)} \times \left[(1 + \gamma) \left(1 - \frac{x_{n2}}{2} \right) - \gamma \left\{ 1 + \frac{n_{ef} P_t (k_{sb} - 1)}{x_{n2}} \right\} (1 - d_{c1}) \right] \quad (2.17)$$

(2.17) 式の M_s を開放したときの曲率変化が乾燥収縮による曲率 ϕ_{sh} となる。

$$\phi_{sh} = \frac{M_s}{E_{cf} I_{cp}} \quad (2.18)$$

ひび割れ断面部材に作用している曲げモーメント M による引張鉄筋の応力度を σ_t とすると有効せい断面部材の曲率 ϕ_a は以下のように表すことができる。

$$\phi_a = \frac{M}{E_c I_{ef}} = \frac{P_t \sigma_t b d^2}{E_c I_{ef}} \left(1 - \frac{x_{n1}}{3} \right) \quad (2.19)$$

有効せい断面部材を基準としたときのコンクリートクリープおよび乾燥収縮終了後のたわみ倍率 K_{sh} は ϕ_{sh} と ϕ_a の比として次式により求められる。

$$K_{sh} = \frac{\phi_{sh}}{\phi_a} = \frac{\frac{M_s}{E_{cf} I_{cp}}}{\frac{M}{E_c I_{ef}}} = \left(\frac{I_{ef}}{I_{cp}} \right) \cdot k_{scr} \cdot E_c S_n \quad (2.20)$$

ここに S_n : 終局乾燥収縮量

$$k_{scr} = \frac{x_{n2} n_{ef} \left[(1 + \gamma) \left(1 - \frac{x_{n2}}{2} \right) - \gamma \left\{ 1 + \frac{(k_s - 1) n_{ef} P_t}{x_{n2}} \right\} (1 - d_{c1}) \right]}{\left(1 - \frac{x_{n1}}{3} \right) \sigma_t \{ x_{n2} + n_{ef} P_t (k_s + \gamma) \}}$$

2. 4. 4 鉄筋の抜け出しによる有効せい長期たわみ倍率 K_{bc}

両端固定の RC 部材の場合、固定端の上端にひび割れを生じて上端鉄筋が抜け出すこ

とによる付加的たわみは無視できない。これらについてはすでに多くの研究^{14)~16)}などがなされ、この影響について明らかにされている。ここでは、鉄筋抜け出しによる付加たわみ概算法¹⁷⁾とそれによるたわみ倍率の計算法を示す。

(1) 解析モデルと節点回転バネ

解析モデルとしては図 2.8 に示すように鉄筋の抜け出す端部に柔接合を持つ部材とする。このモデルにおいて両端の節点回転バネの回転剛性を節点弾性係数 J とする。モーメント M に対する回転角 θ の勾配より

$$J = \frac{M}{\theta} \quad (2.21)$$

となり、図 2.10 に示すように固定端における定着筋の抜け出し量 U による部材固定端の回転角 θ は以下となる。

$$\theta = \frac{U}{(1-x_{n1})d} \quad (2.22)$$

鉄筋抜け出し量 U と鉄筋応力 σ_t の関係は小柳による既往の実験結果等より実験式として提案²⁴⁾されているが、ここではこれらの提案式を勘案して付加たわみの略算上妥当と思われる以下の式を用いる。このときの σ_t の単位は N/mm^2 である。

$$U = 6.5 \times 10^{-4} \sigma_t \text{ mm (瞬時変形)} \quad (2.23)$$

$$U = 12 \times 10^{-4} \sigma_t \text{ mm (時間依存変形)} \quad (2.24)$$

固定端における曲げモーメント M は

$$M = p_t b d^2 \sigma_t \left(1 - \frac{x_{n2}}{3}\right) \quad (Nmm) \quad (2.25)$$

コンクリートのクリープ後の J は(19)、(20)及び(22)式より

$$J = \frac{p_t b d^3 (1 - x_{n2})(3 - x_{n2})}{36 \times 10^{-4}} \quad (Nmm) \quad (2.26)$$

となる。

(2) 鉄筋の抜け出し部材の曲げモーメントおよびたわみ

部材端のひび割れ部分における鉄筋の抜け出しにより、部材の曲げモーメントの再配

分が生じる。本計算法では図 2.9 の回転バネを(2.26)式による値とし、部材剛性としては等価ヤング係数を用い $E_{ef}I_{cp}$ とする。図 2.8 のモデルの端部回転により低減するモーメントを算定する。

スパン ℓ で両端に節点回転バネ J を持つひび割れ部材の材端曲げモーメント M は

$$M = \frac{w\ell^2}{12} \cdot \frac{1}{1+2j_{cp}} \quad (2.27)$$

$$\text{ここに } j_{cp} = \frac{E_{ef}I_{cp}}{\ell J} = \frac{36 \times 10^{-5} E_{ef}I_{cr}}{p_t(1-x_{n2})(3-x_{n2})\ell}$$

完全固定部材の材端曲げモーメント $M_F = w\ell^2/12$ とすると、再配分後の材端モーメント M は以下となる。

$$M = \frac{1}{1+2j_{cp}} M_F \quad (2.28)$$

よって鉄筋の抜け出しによる付加たわみ δ_{bc} は

$$\delta_{bc} = \frac{(M_F - M)\ell^2}{8E_{ef}I_{cp}} = \frac{w\ell^4}{384E_{ef}I_{cp}} \left(\frac{8j_{cp}}{1+2j_{cp}} \right) \quad (2.29)$$

ひび割れ断面部材のクリープ後のたわみ δ_{cp} は $\delta_{cp} = \frac{w\ell^4}{384E_{ef}I_{cp}}$ であるから

$$\delta_{bc} = \frac{8j_{cp}}{1+2j_{cp}} \delta_{cp} \quad (2.30)$$

となる。本計算の妥当性について、図 2.11 に示すように、植松¹⁶⁾ はスラブ厚、有効せい、スパン等の異なる両端固定帯スラブを対象に本計算法（岡田式）及び植松の方法による計算値の両者について応力緩和をしない時の計算値と定着部の鉄筋の抜け出しによる応力緩和を考慮した繰り返し計算収斂値と比較している。本計算法（岡田式）による値との隔たりはそれほど大きくないことを検証している。

(3) 有効せい長期たわみ倍率 K_{bc}

鉄筋の抜け出しによる有効せい長期たわみ倍率 K_{bc} は δ_{bc} にたいする δ_{ef} に対する倍率として算定できる。

$$K_{bc} = \frac{\delta_{bc}}{\delta_{ef}} = \left(\frac{8j_{cp}}{1+2j_{cp}} \right) \cdot \frac{\delta_{cp}}{\delta_{ef}} = \left(\frac{8j_{cp}}{1+2j_{cp}} \right) (K_{cr} + K_{cp}) \quad (2.31)$$

K_{bc} を図中の条件のもとで p_t , l をパラメーターとして計算した結果を図 2.12 に示す。一般のスラブでは、鉄筋の抜け出しによる付加たわみ倍率は、スパンが大きくなるほど小さくなる傾向にある。

2. 4. 5 有効せい長期たわみ倍率 K_{ef} と引張鉄筋比 p_t の関係

K_{ef} は 2.4.1~2.4.4 の各要因に応じたたわみ倍率の和として (2.4) 式で算定できる。図 2.13 に (図中に用いたコンクリートのクリープ、乾燥収縮、断面形状、複筋比、スパン等の諸数値を示す) 引張鉄筋比 p_t に応じた有効せい長期たわみ倍率 K_{ef} の計算結果の一例を示す。

図 2.13 によれば K_{ef} に占める各たわみ要因によるたわみ倍率の割合は、ひび割れの発生によるものが 30~40%、クリープと乾燥収縮によるものが同程度、鉄筋の抜け出しによるものがスパン 6 m という条件で 15~20% 程度である。図 2.13 は長期たわみに及ぼす鉄筋補強の効果を示すものであり、 p_t が 0.8% 程度以上では、その増加によるたわみ低減効果は小さくなっている。

2. 5 長期たわみ計算法の適合性の検討

2. 5. 1 既往の R C スラブ 実験結果との比較検討

表 2.1 は両端に固定度を与えた一方向スラブの長期たわみ実験結果に対して、本計算法によって予測した計算値を示す。長期たわみ実験値は 2.4 で述べた各要因別に計測することは難しい。ここでは、全たわみの測定値と計算値の比較、全たわみ占める鉄筋抜け出し付加たわみの計算値について検討し、計算法の精度について考察する。なお、計算に用いた材料特性については各文献に示された値、不足のデータは実験の条件で *Rüsch* の提案式²⁵⁾により推定した値とした。表 2.1 は本計算法における各たわみ倍率の和 K_{ef} を (2.4) 式により計算した全長期たわみ②及び実験値①との比①/②を示す。また、全長期たわみに占める鉄筋の抜け出しによる付加たわみ③の比率③/②も示した。この値は 0.2~0.4 程度の値となっている。長期たわみは表 2.1 及び図 2.14 a) に示すように本計算法ではまだ十分予測できない実験結果 (文献 5, 11) もある。文献 5 の実験では一方向スラブに平行に反力鉄骨による軸方向の拘束力が作用するモデルであり、乾燥収縮の拘束が他の実験よ

り大きくなっていることの影響が考えられ、本簡易計算法ではこのような軸力の考慮がなされていないことによるものと思われる。文献 11 の実験では他の実験に比較してかぶり部材厚に対して大きいことがその原因と考えられる。部材のかぶりや複筋比がスパン端部と中央部で異なる場合には、スパン全長にわたる曲率の変化を考慮できるより詳細な計算法が必要である。

以上の十分予測できない実験結果を除くと図 2.14 a) に示すように本計算法によれば±20%程の精度で予測可能であると思われる。RC 規準解説の方法では図 2.14 b) のように、鉄筋の抜け出しによる付加たわみを含んでいない分 20~30% 小さい評価となっている。

表 2.1 に引張側コンクリートの剛性への寄与を無視（本計算において(6)式の $k_s=1$ の場合）したときの全たわみ④と実測値①の比①/④を示す。④の値は若干大き目の計算結果を与えるが、長期たわみの更なる簡易計算法としては小柳²⁴⁾も指摘しているように、長期的には付着の劣化進行し引張側コンクリートの剛性への寄与が小さくなるのでこれを無視した方法によることも考えられる。

2. 5. 2 本計算法とRC規準及びCEB Model Code 1990の方法との比較検討

ここで比較する長期たわみ計算法は、いずれも弾性たわみに長期たわみ倍率を乗ずることによって計算する簡略法である。図 2.15 はRC規準解説の付 13 の付表と同じ材料定数と引張側コンクリートを無視するという同じ仮定条件で、本計算法により計算した結果と同規準の付表の値を有効せい長期たわみ倍率 $K_{e,l}$ に換算した結果を引張鉄筋比 ρ_l との関係として示す。

この $K_{e,l}-\rho_l$ 曲線はかぶりにかかわらず一つのたわみ倍率の計算図として得られるので、長期たわみ制御設計の計算図の表現として好都合である。ちなみに、図 2.15 においてRC規準の方法では引張鉄筋比 $\rho_l=0.35\%$ のとき $K_{e,l}$ は 6.0、本計算法（スパン 6m の場合とする）では $K_{e,l}$ は 7.5 である。例えば $t=200\text{mm}$, $d=160\text{mm}$ の場合、全せい部材断面のたわみ倍率 K に換算するとそれぞれを $(t/d)^3 = (200/160)^3 = 1.95$ 倍して 11.7 及び 14.6 となる。

CEB Model Code 1990²⁷⁾（以下MC90 と呼ぶ）においてはRC部材の長期たわみ a の計算式は複筋比 $\gamma=0$ のとき以下としている。

$$a = \left(\frac{h}{d}\right)^3 \eta a_c \quad (2.32)$$

ここに h : 部材せい（厚さ）

d : 有効せい

a_c : 弾性たわみ

η : たわみ修正係数

η は本計算法(2.4)式における有効せい長期たわみ倍率 K_{ef} に相当するものであり、この値を材端と中央部の引張鉄筋比をその配置領域で重み付けをした平均鉄筋比に応じた値として与えている。図 2.15 中に、MC90 において(2.32)式に用いる η の値を○印でプロットした。本計算法では鉄筋の抜け出しによる付加たわみを含むためスパン l の関数となっている。MC90 ((2.32)式) の η の値を用いた長期たわみ計算値は本計算値より 30~40% 程度、RC 規準の方法では 20~30% 程度小さな値を与えるものとなる。

2.6 本章のまとめ

本章では実設計への適用が容易な鉄筋コンクリート部材の長期たわみ計算法を提示し、予測結果の精度について既往の実験結果と比較し、その適合性の検討を行っている。

RC 部材では、ひび割れの発生を前提としており、長期たわみ計算における部材剛性評価の基本は、引張側コンクリートの剛性への寄与も含めたひび割れ断面である。この場合断面の圧縮縁より引張鉄筋までの距離である有効せい d が、RC 部材の長期たわみ計算における基本の部材せいであるとし、長期たわみの要因であるひび割れ、コンクリートのクリープと乾燥収縮及び部材端部の鉄筋の抜け出しによる付加たわみ計算式を誘導した。各長期付加たわみは有効せい断面の部材の弾性たわみに対しての倍率として求め、これを有効せい長期たわみ倍率と定義して、従来の部材の全せいを基準としたたわみ倍率と区別した。長期たわみは(2.4)式により計算することになり、長期たわみ δ_l の計算は 2.4 に示す各要因による有効せい長期たわみ倍率の和 K_{ef} を算定することに帰着する。

RC 部材の長期たわみ計算法に関する主な結果をまとめると以下のようなものである。

- (1) ひび割れの発生部材の剛性評価は PRC 指針のひび割れ幅算定における平均鉄筋ひずみ ε_{tav} と最大ひずみ $\varepsilon_{i,max}$ の関係を基本に引張側コンクリートの剛性寄与分を等価な鉄筋量に k_s ((2.6)式係数) を乗じて換算した値を用いた。
 k_s を等価鉄筋比係数と定義し、既存の引張鉄筋量を k_s 倍した値を用いてひび割れ断面の剛性を評価した結果 CEB-FIP の方法とほぼ同等の結果を得た。

- (2) ひび割れの発生およびその後のクリープによるたわみの増大は等価鉄筋比 k_s (付着劣化後 k_{sb}) とコンクリートの等価ヤング係数を用いた簡便法により算定する。引張側コンクリートの剛性への寄与を無視した $k_s = 1$ の場合はRC規準の方法と一致する。
- (3) 端部の上端鉄筋の抜け出しによる付加たわみを端部に回転バネを持つ解析モデルによる簡略に算定する方法を提示した。本方法では付加回転にともなうモーメントの再配分の影響を、最終のクリープと乾燥収縮状態で一度のみ行う簡易法である。このような方法でも繰り返し法と大きな差がないことを確認した。本計算法によると鉄筋の抜け出しによる付加たわみはスパンの大きさにもよるが、全たわみの20~30%程度を占めている。
- (4) 長期たわみ計算の基本式は、各要因別に求めた有効せい長期たわみ倍率の和をひび割れない部材の有効せい弾性たわみに乗じて求める。本計算法による既往の実験の予測値は概ね妥当な結果を与える。ただし、軸方向の拘束の大きな部材における乾燥収縮の影響及びかぶりの大きな薄肉の部材についてはさらに検討が必要である。
- (5) 本計算法とRC規準及びCEB Model Code 1990の方法による長期たわみ倍率と引張鉄筋比の関係の比較検討結果によれば、本計算法は両者より20~40%程度大きな値を与えるが、部材端の曲げ固定度の大きな場所打ちの梁またはスラブのようなRC部材については妥当な値を与えるものと考えられる。

本章で考慮した長期たわみの要因の他、乾燥収縮の進行に伴う周辺架構の拘束に起因する引張力や施工荷重の影響を考慮する必要があると思われるが、本計算法への取り入れ方については今後の研究課題である。

第2章の引用文献

- 1) 土橋由造、井野 智：大撓みをもつ鉄筋コンクリート 障害床スラブの実態調査とその対策、日本建築学会論文集、No. 272, pp. 41-51, 1978. 10.
- 2) 松崎育弘、畑野 肇、田中久雄：鉄筋コンクリート造床スラブの長期たわみに関する研究（その1）、鹿島建設技術研究年報、No. 27, pp. 63-68, 1980. 7.
- 3) 岡田克也、岡本晴彦、江口俊明：一方向鉄筋コンクリート床板の長期たわみ実験一軸方向拘束と材端固定度を与えた場合—日本建築学大会梗概集、pp1441—1442. 1980. 9
- 4) 井野 智、土橋由造、富士本正彦、佐藤年彦：鉄筋コンクリートスラブの沈下撓みの一予測計算法について、日本建築学会北海道支部研究報告集、第 54 号、1981. 3
- 5) 伊藤 勝、小倉 桂、高山正春：R Cスラブ長期たわみ性状に関する研究（その3）日本建築学大会梗概集、pp. 1445-1446, 1980.
- 6) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説、1982.
- 7) 山本俊彦：若材令時に過荷重を受けたR Cスラブの長期たわみ、東急建設技術研究報告、No. 8 , pp. 85-92, 1982. 3
- 8) 高橋久雄、武田寿一、小柳光生、大池 武：床スラブの長期たわみに関する研究、コンクリート工学、 Vol. 21, No9, pp. 115-124 sept. 1983
- 9) 武田寿一、中根 淳、小柳光生：鉄筋コンクリート床スラブの長期たわみに関する研究、日本建築学会構造系論文集、No. 365, 1986. 7.
- 10) 杉野目 章、井野 智、土橋由造、山村明義：使用荷重下における鉄筋コンクリート床スラブのたわみ予測計算、日本建築学会構造系論文集、No. 372, 1987.
- 11) 岩原昭次：両端固定鉄筋コンクリート造一方向床スラブの長期曲げ性状、コンクリート工学年次論文報告集 9-2, pp. 615-620, 1987. 6
- 12) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説、1988.
- 13) 岡田克也：鉄筋コンクリート部材の長期たわみ計算法に関する研究 日本建築学会大会学術講演梗概集 pp. 263-264、1989. 10
- 14) 岩原昭次：長期設計荷重下におけるR C造スラブの鉄筋の抜け出しに関する解析的研究、日本建築学会構造系論文集、No. 400, pp. 45-58, 1987.
- 15) 岩田樹美、李振宝、大野義照：端部鉄筋の抜け出しを考慮した鉄筋コンクリートスラブの長期たわみの算定、日本建築学会構造系論文集、No. 510, pp. 145-152, 1998. 8

- 16) 植松武是、井野 智、伊藤正義、杉野目 章：R C床スラブの定着筋の伸びによる付加たわみ概算法、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.293-294, 1992.8
- 17) 岡田克也：両端固定R Cスラブの上端鉄筋の抜け出しによる付加たわみ概算法 日本建築学会大会学術講演梗概集 pp.159-160, 1993.9
- 18) 山本俊彦：鉄筋コンクリート構造物の施工荷重に及ぼすクリープおよび温度等の影響、日本建築学会構造系論文報告集、No.395, pp.1-12, 1989.1
- 19) 岡田克也、岡本晴彦、大田義弘：長スパンスラブの長期たわみに及ぼす施工荷重の影響について、日本建築学会大会学術講演梗概集 pp.709-710, 1998.9
- 20) ACI Committee 435 : Proposed Revisions By Committee 435 to ACI Building Code and Provisions on Deflections , Journal of ACI , Vol.75, No.6, Jun 1977, pp. 229-238
- 21) C E B Design Manual on Cracking and Deformations 1983.
- 22) 日本建築学会：プレストレスト鉄筋コンクリート（Ⅲ種P C）構造設計・施工指針・同解説、1986.
- 23) 六車 熙、森田司郎：鉄筋コンクリート梁の変形ときれつ 日本建築学会論文集、第90号、pp.13-18, 1963.9
- 24) 小柳光生：鉄筋とコンクリート床スラブの長期たわみに関する研究(学位論文) 1985.11
- 25) H. Rüsçh, D. Jungwirth : コンクリート構造物のクリープと乾燥収縮 (百島祐信訳)、鹿島出版会、1976 pp.30-34 の提案式
- 26) 岡本晴彦、太田義弘、岡田克也、菅田昌広：プレストレストコンクリート造および鉄コンクリート造床スラブの統一化長期たわみ算定法 日本建築学会構造系論文集、No.525, pp.93-100, 1999.11
- 27) CEB-FIP Model Code 1990 Bulletin d'Information No.196, Mars, 1990

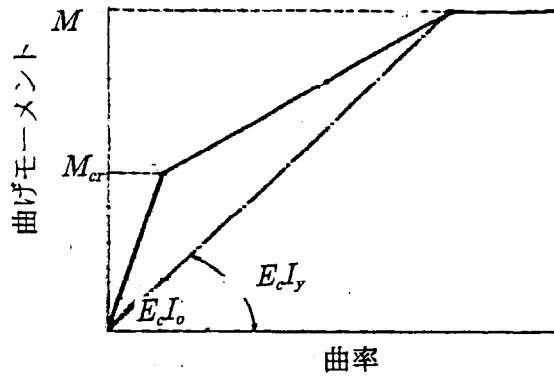


図 2.1 RC部材の曲げモーメントと曲率の関係

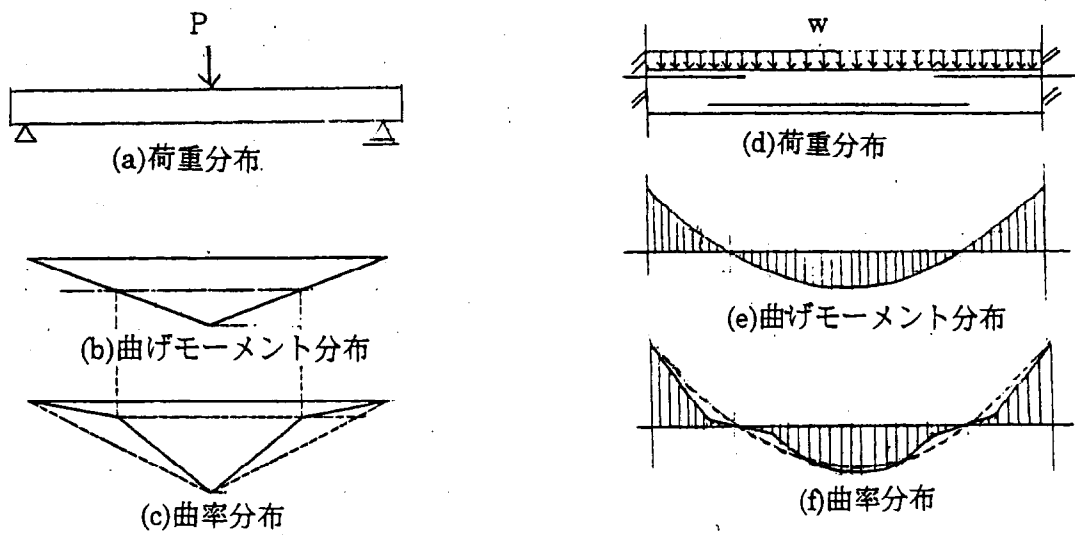


図 2.2 RC部材の曲げモーメント分布と曲率分布

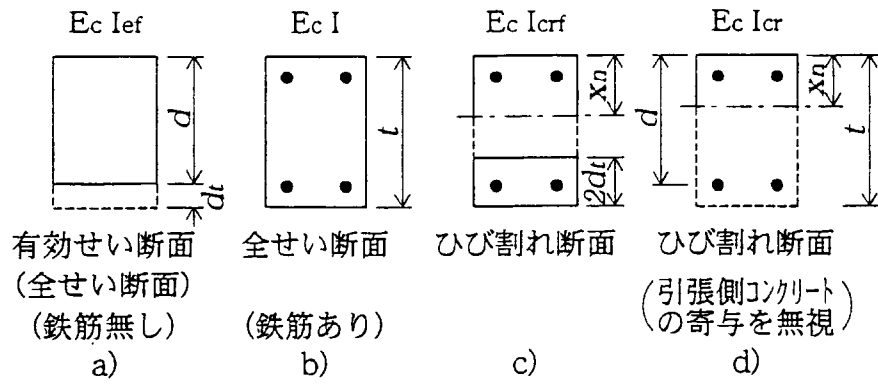
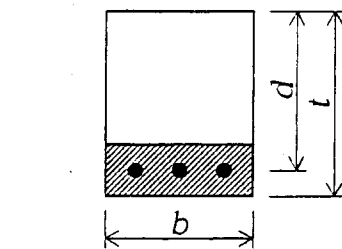
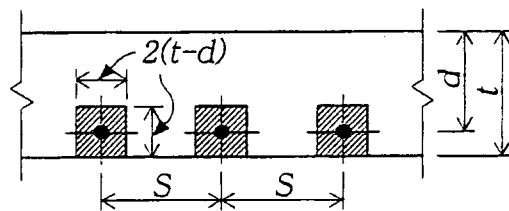


図 2.3 たわみ計算における断面の仮定



a) 梁の場合



b) スラブの場合

図 2.4 コンクリートの有効引張断面積

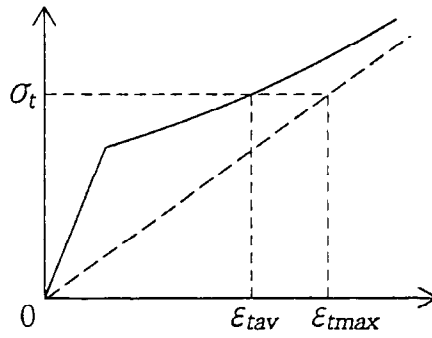


図 2.5 コンクリートの有効引張断面部材の $\sigma_t \sim \varepsilon$ 曲線

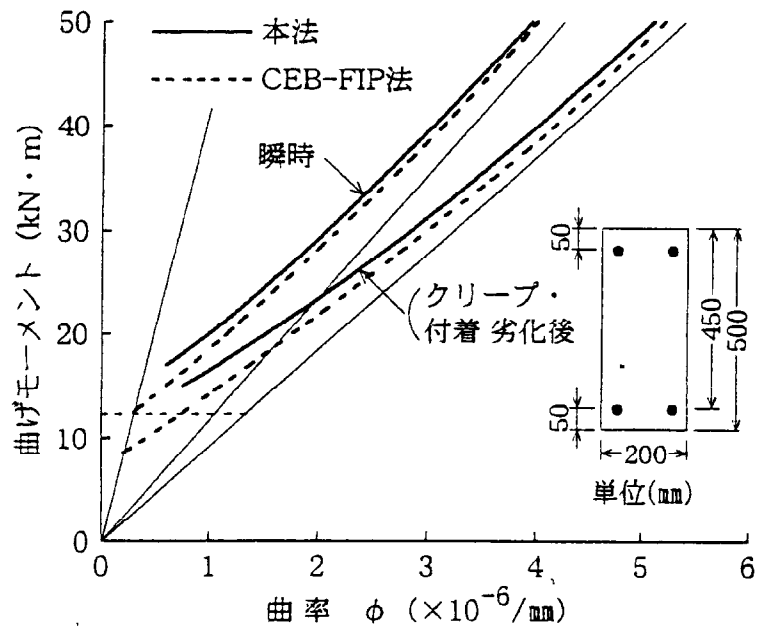
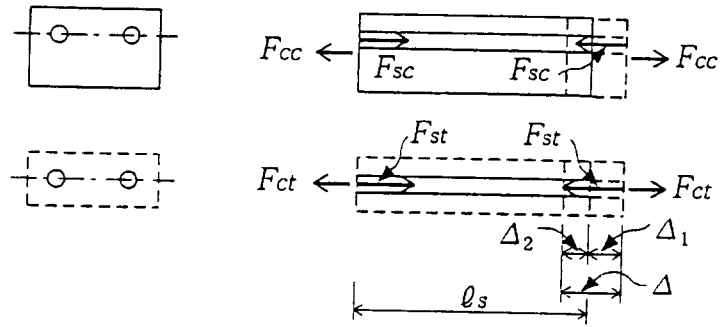
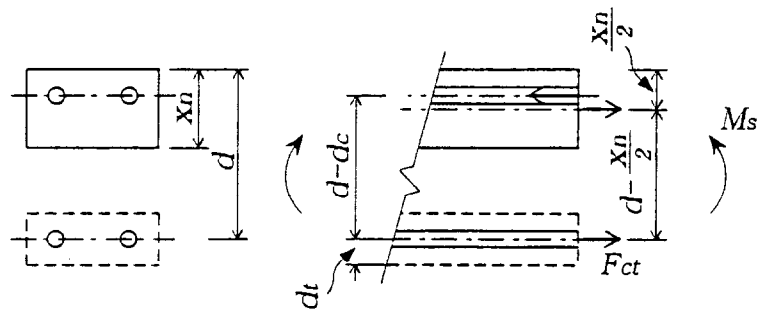


図 2.6 コンクリートの引張剛性の寄与を考慮した $M \sim \phi$ 関係の比較



a) 乾燥収縮による曲げ変形を拘束したときに生ずる力



b) 乾燥収縮による拘束曲げモーメント M_s

図 2.7 ひび割れ断面の乾燥収縮による拘束応力

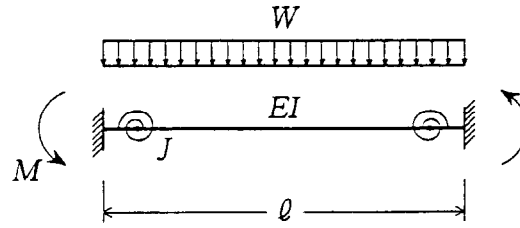


図 2.8 解析モデル

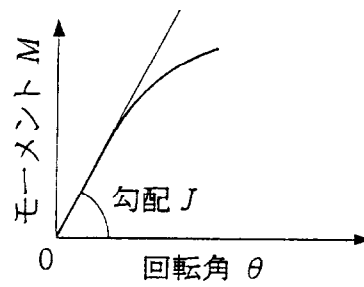


図 2.9 鉄筋抜け出し部の節点回転バネの回転剛性 J

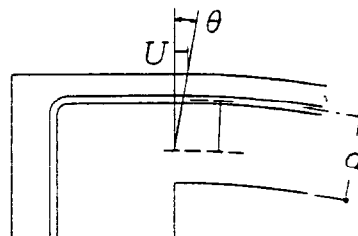


図 2.10 鉄筋の抜け出し量 U と回転角 θ

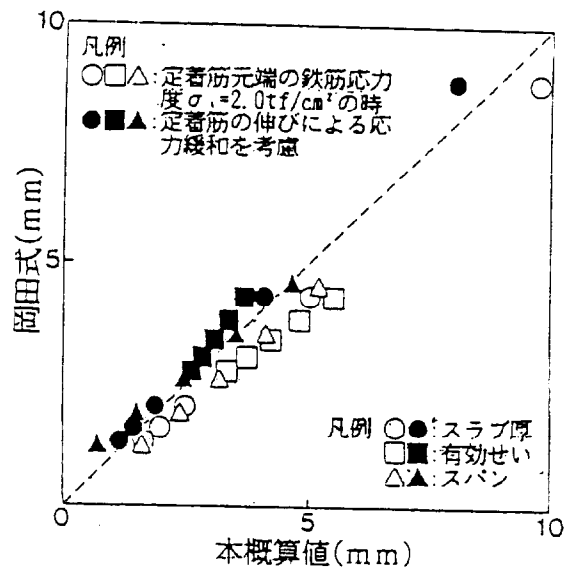


図 2.11 本計算法と植松の方法による計算値の比較 (参考文献 16 の図 3)

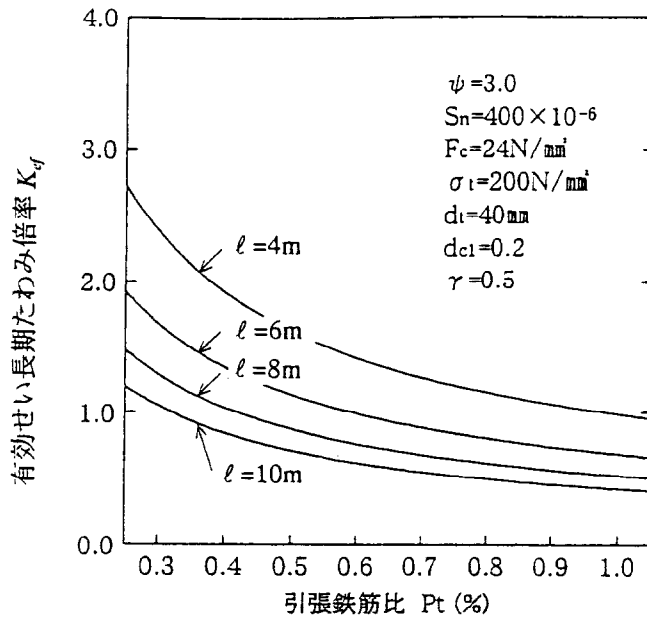


図 2.12 スパン l と鉄筋の抜け出しによる K_{bc} の関係

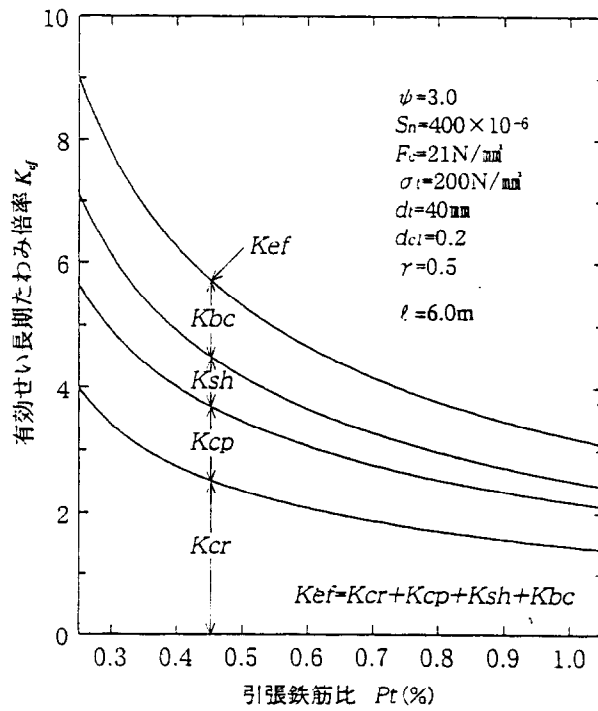
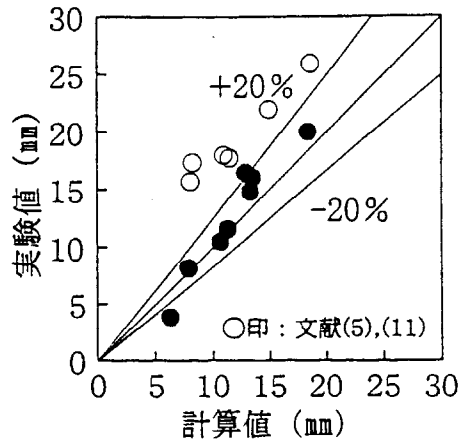
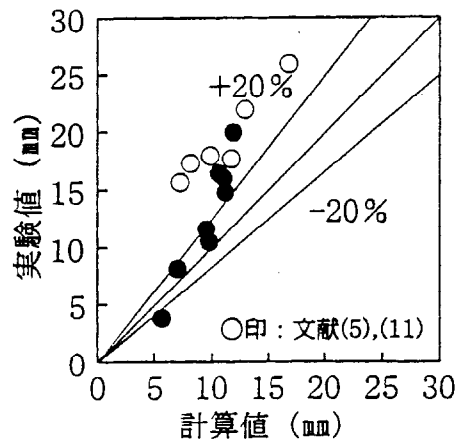


図 2.13 引張鉄筋比 p_t と有効せい長期たわみ倍率 K_{ef} の関係



a) 長期たわみ〈本法〉



b) 長期たわみ〈RC規準〉

図 2.14 既往のRCスラブ実験結果との比較検討

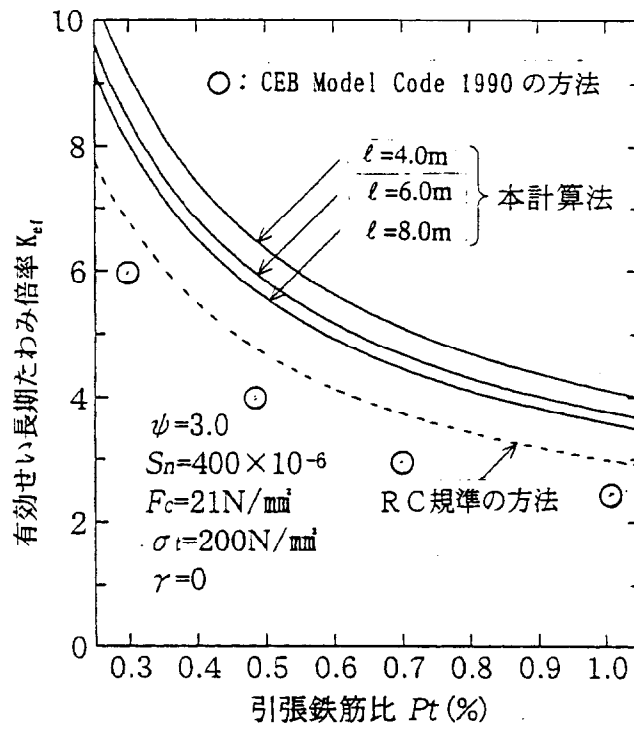


図 2.15 本計算法と R C 規 準 及 び CEB Model Code 1990 の 方 法 の 有 効 せい 長 期 た わ み 倍 率 K_{ef} と 引 張 鉄 筋 比 p_t の 比 較 検 討

表 2.1 既往の長期載荷実験の中央たわみ実験値と本計算法及びR C規準の方法による予測値の比較

研究者 文献No.	試験体 名称	試験体寸法				引張鉄筋量				コンクリートの特性				長期 載荷 荷重 kg/m	コンクリート材令		長期たわみ予測						
		有効 パン (cm)	断面寸法 幅×成 (cm)	有効せい(cm)		端部 a (at/bd) (τ)	中央部 a _c (at/bd) (τ)	圧 縮 強 度 (kgf/cm ²) (×10 ⁻³ m ²)	ヤ ン 係 数 (kgf/cm ²) (×10 ⁻³ m ²)	ク ラ ー 係 数 (×10 ⁻⁴)	収 縮 ひ ず み (×10 ⁻⁴)	計測 開始 時 (日)	載 荷 時 刻 (日)		① 実 測 値 (mm)	本計算値			RC規準の方法 による計算値				
				端部	中央部											全たわみ *1			K _S ⁻¹ *2			⑤ δ ₀	①/⑤
																端部	中央部	② δ ₀	③ Δ _{bc}	④ δ ₀	①/④		
松崎他 文献 2)	A1	380	100×12	9.5	9.5	4.99 (0.525) (0.72)	3.57 0.376 (0)	168	1.85	2.72	500	30	350	16.0	13.4	1.17	3.7	0.28	14.4	1.11	11.0	1.45	
	A2	380	100×12	9.5	9.5	4.99 (0.525) (0.72)	3.57 0.376 (0)	168	1.85	3.72	500	30	350	11.6	11.2	1.03	3.0	0.27	12.1	0.96	9.4	1.23	
	A3	380	100×12	9.5	9.5	4.99 (0.525) (0.72)	2.57 0.376 (0)	168	1.85	3.72	500	30	350	8.2	7.8	1.05	1.9	0.24	8.6	0.95	6.9	1.19	
小柳他 文献 8)	No.1	308	50×12	9.0	9.0	2.14 0.476 (1.0)	2.14 0.476 (0)	189	1.99	2.4	400	56	2200	16.5	12.8	1.29	4.4	0.34	14.2	1.16	10.5	1.57	
	No.2	308	50×12	9.0	9.0	2.14 0.476 (1.0)	2.14 0.476 (0)	141	1.40	2.4	400	56	2200	20.0	18.3	1.09	4.8	0.26	19.9	1.01	11.8	1.69	
山本他 文献 7)	S5	360	40×12	9.5	9.5	1.62 (0.380) (1.0)	1.62 (0.380) (0)	221	2.32	1.68	272	28	112	3.9	6.2	0.63	2.1	0.34	8.8	0.43	5.6	0.70	
	S7	500	40×13	10.5	10.5	2.56 (0.610) (1.0)	2.56 (0.610) (0)	221	2.33	1.67	199	28	112	14.8	13.2	1.12	3.0	0.23	16.6	0.89	11.1	1.33	
岩原他 文献 11)	SN-1	360	45×13.7	10.0	10.5	2.14 (0.476) (1.0)	2.14 (0.453) (0)	204	2.42	4.45	503	30	856	17.4	8.2	2.09	3.7	0.45	10.5	1.66	8.1	2.15	
	SN-3	360	45×13.5	12.0	10.2	2.14 (0.396) (1.0)	2.14 (0.466) (0)	204	2.42	4.6	520	30	856	15.7	8.0	1.96	2.7	0.34	9.4	1.67	7.2	2.18	
	SN-4	360	45×13.5	8.0	10.1	2.14 (0.594) (1.0)	2.14 (0.471) (0)	204	2.42	4.6	520	30	856	17.8	11.4	1.56	5.1	0.45	14.0	1.27	11.7	1.52	
小倉他 5)	No.1	600	75×20	17	17	6.35 (0.498) (0.4)	6.35 (0.498) (0.4)	197	1.83	3.5	500	20	500	22.0	14.9	1.48	2.7	0.18	15.5	1.42	12.9	1.71	
	No.2	600	75×16	13	13	8.89 (0.912) (0.43)	8.89 (0.912) (0.43)	197	1.83	3.5	500	20	500	26.0	18.6	1.40	3.4	0.18	20.2	1.29	16.8	1.55	
	No.3	600	75×20	17	17	9.95 (0.780) (0.4)	9.95 (0.780) (0.4)	197	1.83	3.5	500	20	500	18.0	10.9	1.65	2.0	0.18	11.6	1.55	9.8	1.84	
岡田他 文献 3)	B-2	525	100×19	15.5	15.5	8.93 (0.574) (0.4)	7.05 (0.455) (0)	226	2.26	3.0	500	26	262	10.5	10.6	0.99	2.1	0.20	12.2	0.86	9.7	1.08	

*1 $\delta_0 = (\frac{1}{D})^3 K_{ref} \delta_e = (K_{cur} + K_{cp} + K_{sh} + K_{bc}) (\frac{1}{D})^3 \delta_e$
 *2 K_S^{-1} 引張側コンクリートの剛性への寄与を無視

第 3 章

PRC部材の長期たわみ計算法

第3章 PRC部材の長期たわみ計算法

3.1 はじめに

近年、建築構造物のスラブにおいて、従来慣用の6m程度のスパンに比べて、スパンを長大化する要求が増大している。その背景には長スパン化により空間利用の自由度向上が求められていることなどがある。

本章においては、短辺方向のスパンが6mを超える範囲のスパンのスラブ及び小梁を対象とする。このような大スパンの部材では、過大なひび割れやたわみが生じないように制御することが不可欠である。その目的のため、その使用状態（長期荷重時）にはひび割れを許容するレベルのプレストレスを導入するプレストレスト鉄筋コンクリート（PRC）として設計される場合がある。この種の構造の設計法は日本建築学会「プレストレスト鉄筋コンクリート（Ⅲ種）設計施工指針・同解説」（以下PRC指針と呼ぶ）が1986年に制定された。この指針の使用状態の設計は、主としてひび割れ制御設計法を中心に規定されており、長期たわみについては、その設計例に若干の記述があるのみで、PRC部材のたわみ制御設計法については規定されていない。

長スパンスラブのように長期荷重に対する設計が主となる部材をPRCとする場合、プレストレスのレベルに応じて長期たわみを実用上十分な精度で予測する手法を保持することが、PRC部材の効果的な適用のかなめとなる。

プレストレスのレベルがゼロのRCから連続的にそのレベルを大きくしてPRCよりPCに至る部材を対象として、これらの長期たわみを一つの統一された概念の下に扱うことが可能であると思われる。この概念にもとづく時間依存曲げ変形を求める既往の研究として、猪股の方法⁵⁾がある。同博士はPRC部材におけるプレストレス力を時間とともに変化することのない永久荷重の一種として取り扱い、プレストレス導入後にPC鋼材に生じる応力変化は、これを生じせしめる荷重作用によるものとして仮想的に扱う方法を提唱している。この方法によるとPRC断面のコンクリート、収縮、PC鋼材のリラクゼーションによるPC鋼材の応力変化は、RC断面内において時間経過とともに生じる内力の再配分と同様に扱うことが可能となり、RCからPRCにPCまで統一された方法により、部材の時間依存変形を算定することが可能となる。しかし、この方法による解析を行うた

めには、部材を軸方向に有限個の要素に分割し、さらに各断面要素をせい方向に分割した解析モデルと、極めて複雑な解析プログラムを用意することが必要となる。この解析は事象の研究分析用としては適しているものの、実設計での使用上においては、目的と比べて過大な労力と時間を要するという欠点を有する。

本章の目的は、長期たわみの本質を可能な限り単純化してモデル化し、より少ない労力により要求される精度を充たすことのできるP R C部材の長期たわみ計算法を提示することである。この計算法の基本は、2次パラボラ曲線状に配置されたP C鋼材によりプレストレスを導入したひび割れの発生を許容するP R C部材を、これと「等価」なR C部材に置換することにある。長期たわみ制御の対象とする周辺を大梁で囲まれ、場合によってはプレストレスの導入方向に壁が一体になっているようなスラブでは、導入したプレストレスが周辺の部材に伝達してしまうため、どの程度軸力として断面に作用する不明確な場合が多い。設計上軸力の作用を場合によっては無視してたわみ計算することは、断面剛性を小さ目に評価することになり、安全側の値を与えることは充分予想される。したがって、P R C部材を、これと「等価」なR C部材に置換することは、本質を可能な限り単純化してモデル化し、より少ない労力でR C部材の長期たわみ計算法として要求される精度を充たすことのできる長期たわみ計算法の方に合致するものである。

近年、過大なたわみ障害の原因追求と解析法の確立と規準へ反映のための研究が鋭意進められ、多大な進歩を遂げてきつつある。本論文の第2章に提示した方法もその一つである。R C部材への「等価」置換法ともいべき本方法は、P R C部材の長期たわみ計算に上述のR C部材の長期たわみ計算法を適用するものであり、本章はその妥当性と有用性を示すことにある。さらに、長スパンP R C及びR C一方向スラブの長期たわみ実験を行った結果に対して上述の長期たわみ計算法を適用し、その妥当性の検証結果を述べる。

3. 2 P R C部材の長期たわみ計算法

3. 2. 1 長期たわみ計算法の基本仮定

- (1) P C鋼材が曲げモーメント分布形状とほぼ相似形に配線されたポストテンション式スラブに等分布荷重 w (単位: N/m) が載荷される場合を対象とする。プレストレスによる軸力を無視したとき、図3.1のように配置されたP C鋼材の曲げ上げ効果によ

る吊り上げ力は次式により荷重 w_c に換算できる。この荷重 w_c をキャンセル荷重と呼ぶ。

$$w_c = \frac{8p_c a}{\ell^2} \quad (3.1)$$

ここに、 p_c : 有効プレストレス力

a : PC鋼材のライズ

ℓ : スパン長

(2) PRC部材には作用する全荷重 w よりキャンセル荷重 w_c を差し引いた荷重を残存荷重と呼び、これをRC部材に置換した部材の荷重とする。

$$w_r = w - w_c \quad (3.2)$$

(3) ひび割れ断面の曲げモーメントの長期的変動によるPC鋼材応力増分は無視する。

(4) プレストレスによる軸力のはクリープ終了後の値とする。

$$P_c = \eta P_o$$

ここに η : プレストレス有効率

P_o : 導入時プレストレス力

(5) PRC部材の長期たわみは以下の要因により生じるものとする。

- ① コンクリートのひびわれ
- ② コンクリートのクリープ
- ③ コンクリートの乾燥収縮
- ④ 端部固定スラブにおけるスラブ端部の上端鉄筋の梁からの抜け出し

(6) 載荷開始時における弾性たわみ計算値に対する長期たわみの倍率は、部材断面の曲率増大率に等しいとする。この曲率増大率は、近似的にスパン端部のものと中央部のものとの平均値とする。

(8) 残存荷重によるスパン中央の弾性たわみはPRC部材両端の支持条件を考慮して算定する。

3. 2. 2 PRC部材の弾性たわみ計算

PRC部材のように、特にPC鋼材の吊り上げ力に期待する部材では、たわみに及ぼす支持条件とそれに伴うプレストレスの効果の考慮が重要である。ここでは、図 3.2 に示すような部材の支持条件に応じた弾性たわみ計算の定式化を行う。

(1) 残存荷重による P R C 部材の弾性たわみ

図 3.2 のような P R C 部材に作用する残存荷重によるスパン中央たわみは以下となる。

$$\delta_e = k_i \frac{w_r}{384E_c I} \ell'^4 = k_i \frac{(1-\chi)w}{384E_c I} \ell'^4 = k_i (1-\chi) \delta_o \quad (3.3)$$

ここに $\delta_o = \frac{w}{384E_c I} \ell'^4$

k_i : 両端の固定度に関する係数

I : 全せい断面の断面二次モーメント

w : 全荷重

w_r : 残存荷重

χ : キャンセル率

(2) 両端の支持条件及びプレストレスの拘束度を考慮した弾性たわみ

図 3.3 に示す両端の固定度が完全固定より単純支持までの中間に位置付けられる部材とする。このような部材の弾性たわみ δ_e は残存荷重による弾性たわみ δ_{er} と端部の固定度に応じて材端に作用するプレストレスモーメント M_{pa} による弾性たわみ δ_{pa} の和として計算する。

両端の支持条件として、曲げモーメントの拘束の程度を固定度に関する係数 k_b 、プレストレス力が周辺架構によりの拘束される分を差し引いて、部材に有効に作用する比率に関する係数 k_c とする。軸力として有効に作用するプレストレスは $P_0 k_c$ であり、このときの部材端のプレストレス曲げモーメント M_{pa} は以下となる。

$$M_{pa} = P_0 a_e (1 - k_b) k_c \quad (3.4)$$

ちなみに、 $k_b = 1$ (完全固定の場合) $M_{pa} = 0$ 、 $k_b = 0$ (単純支持の場合) のとき $M_{pa} = P_0 a_e k_c$ となる。したがって、曲げモーメント M_{pa} による付加たわみ δ_{pa} は以下となる。

$$\delta_{pa} = \frac{M_A + M_B}{16E I} = \frac{M_{pa}}{8E_c I} \ell_x^2 = \frac{\ell_x^2}{8E_c I} P_0 a_e (1 - k_b) k_c \quad (3.5)$$

P R C 部材の中央の弾性たわみは図 3.4 に示す付加たわみとの和であり次式による。

$$\delta_e = \delta_{er} + \delta_{pa} = k_i (1 - \chi) \delta_o + 6\chi \left(\frac{a_e}{a} \right) (1 - k_b) k_c \delta_o \quad (3.6)$$

ここに、 k_p を (3.7) 式とおくと $\delta_e = k_p \delta_o$ となる。

$$k_p = k_i(1-\chi) + 6\chi\left(\frac{a_c}{a}\right)(1-k_b)k_c \quad (3.7)$$

k_p : プレストレスのたわみに及ぼす効果を含む固定度に関する係数

k_b : 曲げ拘束係数 ($k_b = 0 \sim 1$ $k_b = 1$: 完全固定)

k_c : 軸力有効係数 ($k_c = 0 \sim 1$ $k_c = 1$: 完全拘束)

a_c : 両端における P C 鋼材の偏心距離

a : P C 鋼材のライズ

3. 2. 3 P R C 部材の長期たわみ倍率の計算

P R C 部材の長期たわみの計算に用いる長期たわみ倍率は R C 部材の K_{ef} の算定式と基本的に同じであるが、断面に作用するプレストレス軸力の影響を、周辺の拘束の状況に応じて低減して、以下のようにひび割れ断面の剛性に考慮することにより長期たわみ倍率を計算する。

(1) プレストレスの効果を考慮したコンクリートの有効引張断面積 A_{ce} の鉄筋断面積への換算

ひび割れ断面の剛性評価にあたって、R C 部材の場合と同様に引張側のコンクリートの剛性への寄与を考慮する。具体的には断面に作用するプレストレス軸力の効果をコンクリートの有効引張断面積 A_{ce} の鉄筋断面積へ換算する係数 k_i (第 2 章の 2. 3. 5 の (2.6) 式に示す係数) において、引張側のコンクリートの引張強度 F_t を以下のようにプレストレスの分だけ大きくなると仮定する。

$$F_t = 0.07F_c + \sigma_g \quad (\text{コンクリートの見かけの引張強度})$$

F_c : コンクリートの圧縮強度

$$\sigma_g = \eta k_c P / A \quad (\text{平均プレストレス})$$

R C 部材として中立軸比の値 x_{n1} を計算し、ひび割れ断面の剛性を求める。

(2) ひび割れによる有効せい長期たわみ倍率 K_{cr}

ひび割れによる有効せい長期たわみ倍率 K_{cr} は (1) で述べた方法でプレストレスの効果を考慮した k_i を用いて算定したひび割れ断面の剛性により計算する。

曲げモーメント M が作用するひび割れ発生部材の曲率 ϕ_{cr} 、同じ M の作用する有効せい

い断面部材の曲率 ϕ_{ef} とする。有効せいたわみ倍率は両者の比として次式により算定する。

$$K_{cr} = \frac{\phi_{cr}}{\phi_{ef}} = \frac{\frac{M}{E_c I'_{cr}}}{\frac{M}{E_c I_{ef}}} = \frac{I_{ef}}{I'_{cr}} \quad (3.8)$$

ここに、 I_{ef} : 有効せい断面の 2 次モーメント (= $bd^3/12$)

I'_{cr} : プレストレスの効果を考慮したひび割れ断面の剛性

(3) コンクリートのクリープ後の有効せい長期たわみ倍率 K_{cp}

ここでは、ひび割れ発生断面におけるコンクリートのクリープ後のたわみ倍率 K_{cp} は、ひび割れによるたわみ曲率 ϕ_{cr} とクリープによるたわみ曲率 ϕ_{cp} の和と ϕ_{ef} の比として次式により算定できる。

$$K_{cr} + K_{cp} = \frac{\phi_{cr} + \phi_{cp}}{\phi_{ef}} = \frac{\frac{M}{E_c I'_{cp}}}{\frac{M}{E_c I_{ef}}} = \frac{I_{ef}}{I'_{cp}} (1 + \varphi) \quad (3.9)$$

ここに I'_{cp} : プレストレスの効果を考慮したクリープ後のひび割れ断面の剛性

(4) ひび割れ断面の乾燥収縮による有効せい長期たわみ倍率 K_{sh}

乾燥収縮は断面に均等に生じると仮定する。ひび割れ断面では図 2.7a) のように、ひび割れによって分断されていない圧縮側のコンクリートが乾燥収縮すると引張鉄筋の拘束により付加的たわみが生ずる。P R C 部材では、プレストレスのレベルが大きくなるにつれて中立軸比も大きくなり、中立軸が引張縁側に移動し、長期持続荷重を完全にキャンセルする $\chi = 1$ では乾燥収縮による付加たわみも 0 となる。従って、P R C 部材の有効せい長期たわみ倍率 K_{sh} は、 $\chi = 0 \sim 1$ の間を直線的に補完して、R C 部材で誘導した K_{sh} の算定式である (2.20) 式に $(1 - \chi)$ を乗じた次式による。

$$K_{sh} = \frac{\phi_{sh}}{\phi_{ef}} (1 - \chi) = \frac{\frac{M}{E_c I'_{cp}}}{\frac{M}{E_c I_{ef}}} \left(\frac{I_{ef}}{I'_{cp}} \right) \cdot k_{cr} \cdot E_c S_n (1 - \chi) \quad (3.10)$$

ここに S_n : 終局乾燥収縮量

χ : キャンセル率

(5) 鉄筋の抜け出しによる有効せい長期たわみ倍率 K_{bc}

部材端のひび割れ部分における鉄筋の抜け出しにより、部材の曲げモーメントの再配分が生じる。本計算法では図 2.9 の回転バネを(2.26)式による値とし、部材剛性としては等価ヤング係数を用いた $E_{ef}I_{cp}$ を用いる。

鉄筋の抜け出しを考慮した P R C 部材の曲げモーメントは、図 2.8 に示すモデルによりスパン l で両端に節点回転バネ J を持つひび割れ部材の端部回転により低減する材端曲げモーメント M として算定する。

端部の固定度を考慮した P R C 部材の材端曲げモーメントは

$$M_F = \frac{wl^2}{12} k_p \quad (3.11)$$

となり、再配分後の材端モーメント M は以下となる。

$$M = \frac{wl^2}{12} \cdot \frac{1}{1+2j_{cp}} k_p \quad (3.12)$$

$$\text{ここに } j_{cp} = \frac{E_{ef}I_{cp}}{\ell J} = \frac{36 \times 10^{-5} E_{ef}I_{cr}}{\rho_t(1-x_{n2})(3-x_{n2})\ell}$$

従って、鉄筋の抜け出しによる付加たわみ δ_{bc} は以下となる。

$$\delta_{bc} = \frac{(M_F - M)\ell^2}{8E_{ef}I_{cp}} = \frac{wl^4}{384E_{ef}I_{cp}} \left(\frac{8j_{cp}}{1+2j_{cp}} \right) k_p \quad (3.13)$$

ひび割れ断面部材のクリープ後のたわみ δ_{cp} は $\delta_{cp} = \frac{wl^4}{384E_{ef}I_{cp}}$ であるから

$$\delta_{bc} = \frac{8j_{cp}}{1+2j_{cp}} k_p \delta_{cp} \quad (3.14)$$

となる。よって P R C 部材の有効せい長期たわみ倍率 K_{bc} は以下となる。

$$K_{bc} = \frac{\delta_{bc}}{\delta_{cf}} = \left(\frac{8j_{cp}}{1+2j_{cp}} \right) k_p \frac{\delta_{cp}}{\delta_{cf}} = \left(\frac{8j_{cp}}{1+2j_{cp}} \right) k_p (K_{cr} + K_{cp}) \quad (3.15)$$

3. 2. 4 P R C 部材の「残存荷重法にもとづく長期たわみ計算法」

P R C 部材の長期たわみは R C 部材と同様、残存荷重による弾性たわみに 3. 2. 5 に示す P R C 部材の長期たわみ倍率を乗じて次式により算定する。

$$\delta_l = K\delta_e = K_{ef} \left(\frac{t}{d}\right)^3 \delta_e \quad (3.16)$$

ここに

δ_l : 長期たわみ

δ_e : 弾性たわみ ($\delta_e = k_p \delta_0$: 基本仮定 (8) 及び 3. 2. 3 参照)

K : 長期たわみ倍率

K_{ef} : 有効せい長期たわみ倍率 ($K_{ef} = K_{cr} + K_{cp} + K_{sh} + K_{cb}$)

3. 3 長期たわみ実験

3. 3. 1 試験体

(1) 試験体計画と載荷装置

図 3.5 に試験体側面図を、また、図 3.6 に試験体断面図を示す。表 3.1 には試験体一覧表を示す。試験体は幅が 0.67m、内法スパンが 1.3m の両端固定一方向スラブである。試体数は 3 体であり、RC スラブ並びにプレストレスが導入され、プレストレスによる載荷荷重（スラブ自重+仕上げ荷重+積載荷重）に対する荷重キャンセル率が 0.4 のものと、0.7 の PRC スラブがある。いずれの試験体においても形状寸法は同一であり、かつ鋼製ワインディングシースにより形成された径 200mm の中空部分を有している（写真 3.1）。試験体の設置場所は気温変化の比較的少ない地下室とした。スラブの両端を曲げモーメントに対して固定端とするため、図 3.5 に示すようにスラブ両端部に剛性の高い RC 製のスタブとねじ付き鋼製サポートを設け、スタブ上下の剛なスラブを反力装置として、鋼製サポートにスラブを完全固定とするためにサポートのねじを回転させることにより必要な圧縮力を与えた（写真 3.2~3.3）。この作業は、プレストレス導入並びにスラブ部分の支保工除去に先立って行った。スタブの圧縮力はロードセルによりこれ以降の時点を含めて、継続測定をした。さらに、プレストレス力の導入端側のスタブ下面と反力床の間にはローラー支承を設け、試験体の軸方向移動を拘束しないようにした。これは、所定のプレストレスの導入を図るためと、コンクリートのクリープと収縮による拘束引張力の発生を防ぎ、実験条件を明確にするためである。

(2) 使用材料と試験体の製作

使用したコンクリートと鋼材の性質を表 3.2a, b に示す。PC 鋼材にはアンボンド PC 鋼より線を用いた。試験体のコンクリートは現場打設により行われた。プレストレスの導入は材令 7 日にて行い、導入直後にスラブ部の支保工を除去した。同時に RC-1 試験体の支保工も除去した。

(3) 荷重載荷履歴

図 3.7 に荷重載荷の履歴を示す。材令 7 日からスラブ自重の載荷を開始した。材令 14 日から 21 日までの 7 日間において、実際の現場における上階施工時荷重を模擬し、施工時荷重を連続載荷した。写真 3.4 に示すように、スラブスパンの 3 等分点位置に油圧ジャッキを設置し、スパン中央位置における曲げモーメントがスラブ自重によるものとの合計値が 1.7DL (DL : スラブ自重) 相当値になるようにジャッキ荷重を制御した。施工時荷重の除荷後、材令 28 日から長期荷重の載荷継続を開始した。載荷荷重値はスラブ自重の他に、120kgf/m² 相当を鉄板により載荷した。120kgf/m² の値は仕上げ荷重 60kgf/m² と住宅用積載荷重の実状に近いものとして想定した 60kgf/m² との合計値である。

3. 3. 2 実験結果

(1) 使用コンクリートのクリープ係数と乾燥収縮

スラブ試験体に使用したコンクリートと同一のコンクリートにより作製した供試体を用いて、コンクリートの材料特性としてのクリープ係数と乾燥収縮を測定した。供試体の形状寸法は径 150mm、長さ 300mm の円柱であり、供試体数は各 2 本である。クリープ試験における載荷開始材令は、スラブ試験体の場合と同一として、7 日とした。供試体とスラブ試験体間においては (表面積) / (体積) 比が異なる。そこで、後節において示す解析に用いるためのクリープ係数と乾燥収縮値を得るために、文献 11) の方法により、供試体による測定結果をスラブ試験体に適合するように修正した。

すなわち、円柱供試体による測定値に下式から得られる係数を乗じることにより、スラブ試験体コンクリートのクリープ係数と乾燥収縮ひずみを求めた。

クリープ係数に対して、

$$\alpha_{cr} = \frac{\{1 + (1 - RH/100)/0.46 (h_{OSL}/h_{REF})^{1/3}\}}{\{1 + (1 - RH/100)/0.46 (h_{OS}/h_{REF})^{1/3}\}} \quad (3.17)$$

乾燥収縮歪に対して、

$$\alpha_s = \frac{\{(t_a - t_s)/350 (h_{OSL}/h_{REF})^2 + t_a - t_s\}^{0.5}}{\{(t_a - t_s)/350 (h_{OS}/h_{REF})^2 + t_a - t_s\}^{0.5}} \quad (3.18)$$

ここに、

$$h_{REF} = 100\text{mm}$$

t_a : コンクリートの材令 (日)

t_s : 収縮開始時のコンクリートの材令 (日)

RH: 載荷期間 $t=t_i$ の時の相対湿度 (%)

h_{0SL}, h_{0S} : 各々、円柱供試体と床スラブ試験体断面の仮想部材厚

(仮想部材厚) = $2 \times$ (部材の周長) / (外気に接する
部材の周長), (mm)

この方法により得たコンクリートの乾燥収縮と材令の関係並びにクリープ係数と載荷期間の関係を各々、図 3.8 と図 3.9 に示す。

(2) ひびわれ性状

載荷開始から載荷期間 660 日までのひびわれの発生状況を記す。

a. 支保工除去直後(すなわち、スラブ自重載荷開始直後)

RC-1: スパン端部上端域とスパン中央部下端域に曲げひびわれが発生した。ひびわれ間隔は両部ともに約 200mm であった。ひびわれの発生している範囲はスパン方向に端部では約 1600mm、中央部では約 4000mm であった。

PC-40: 端部上端域に、間隔約 200mm にて曲げひびわれが発生した。ひびわれ発生範囲はスパン方向に約 400mm であった。中央部にはひびわれは発生しなかった。

PC-70: 端部、中央部共にひびわれは発生しなかった。

b. 施工時荷重載荷直後

RC-1: 中央部の曲げひびわれ本数が増加し、スパン方向の発生範囲が約 5000mm となった他は支柱除去直後の状況と比べて顕著な差異は無かった。

PC-40: 端部のひびわれ本数が増加し、スパン方向発生範囲が約 1400mm となった。中央部にひびわれは発生しなかった。

PC-70: 端部にスパン方向約 1000mm の範囲に 4 本のひびわれが発生した。中央部にはひびわれは発生しなかった。

c. 経時的なひびわれ発生状況

PC-40 において載荷期間約 180 日の時にスパン中央部に曲げひびわれが発生した。載荷期間約 360 日以降はひびわれの発生状況に顕著な変化は生じなくなった。図 3.10 に載荷期間 660 日までに試験体 3 体に生じたひびわれ分布を示す。RC 試験体 RC-1 においては、端部上端、スパン中央部共に、ひびわれ本数が多く、そのせい方向の伸展長さも長い。載荷期間 660 日におけるひびわれ幅は、最大のものが 0.2mm である。荷重キャンセ

ル率 0.4 の PC-40 の場合においても、端部、中央部共にひびわれが発生している。しかし、RC-1 と比べて、本数が少なく、また、せい方向の伸展長さも短い。同載荷期間における最大ひびわれ幅は、0.15mm である。荷重キャンセル率 0.7 の PC-70 の場合では、ひびわれは端部に微少ひびわれが生じているのみであり、中央部にはひび割れは生じていない。同載荷期間における最大ひびわれ幅は 0.04mm である。

(3) スパン中央たわみと載荷期間の関係

図 3.11 に 3 試験体のスパン中央たわみ測定値と載荷期間との関係を示す。当然、RC-1, PC-40, PC-70 の順に長期たわみは大きい。プレストレスによる荷重キャンセル率が 0.7 の試験体 (PC-70) のたわみは RC 試験体 (RC-1) のものの約 20% である。RC-1 試験体の載荷途上におけるたわみ増減はプレストレスト試験体のものより大きい。これは、RC 試験体の方がひびわれ本数が多いため、RC 試験体では低湿度期間での曲げ引張域におけるひび割れ間コンクリートの収縮が生じにくくなる一方、圧縮側コンクリートは収縮し、たわみが増加したものと推定できる。

載荷開始の初期に行った上階施工荷重模擬載荷実験の終了後から約 150 日までの間はたわみ進行速度が小さい。これは、施工時荷重載荷による発生たわみのうち回復成分が存在するためである。

3. 4 提案する長期たわみ算定法の実験結果との検証

3. 4. 1 載荷開始時瞬間たわみの実験値と計算値

本章の PRC 部材の長期たわみ算定法を検証する前段階として、載荷開始時、すなわち支保工除去時 (PRC 試験体ではプレストレス導入直後に同じ) のスパン中央瞬間たわみについて、実験値と計算値を比較し、表 3.3 に示す。計算法を同表の脚注に記す。脚注に記すコンクリートの有効引張断面積とは、第 2 章の図 2.4 に示すように、一つのひびわれと隣接するひびわれ間における引張側コンクリートの曲げ剛性に寄与する部分の断面積と定義するものである。試験体を材軸方向に 26 個の要素に分割し、曲げひびわれ判定の有無を計算により検証した後、ひびわれ発生部分の要素については有効引張断面積を考慮した方法により曲率を求めた。モールの定理からスパン中央たわみを算定した。測定値は

PC-70 の場合、プレストレスの影響からたわみは殆ど 0 であり、対応する計算値も微少である。RC-1、PC-40 の場合、(実験値)/(計算値)比は表 3.3 に示すように各々 1.0 と 0.86 であり、計算値は実験値によく適合している。従って、この結果は、瞬間たわみ算定に対しては曲げひびわれ発生の有無を計算により判定した後、ひび割れの有無に適合した算定法を有効引張断面積を用いて算定する方法が適切であることを示している。

3. 4. 2 長期たわみに関する計算値と実験値の比較

P R C 部材の残存荷重法に基づく長期たわみ計算値を実験値と比較して図 3.12 に示す。計算値に際して部材にひびわれが発生するか否かは、単に曲げひびわれモーメントと作用荷重による曲げモーメント並びにその再配分を計算により追跡し、両者を比較することからは判断が難しい。そこで、ここでは、曲げひびわれは全試験体共に生じているものと仮定した。さらに、置換後の R C 部材に対する算定において、コンクリートの有効引張断面積におけるコンクリート引張強度の設定の違いによって、どのような算定値の差異が生じるかを調べるため、下記の 3 種の算定法により検討を行った。すなわち、コンクリートの有効引張断面積 (2. 3. 4 にて定義) におけるコンクリートの引張強度 F_t を 0 (計算法①) すなわち、コンクリートの引張剛性を無視)、 $0.07F_c$ (計算法②)、 $(0.07F_c + \sigma_g)$ (計算法③) の 3 種類の仮定を採用した (F_c : コンクリートの圧縮強度、 σ_g : 有効平均プレストレス)。以上の検討方針は可能な限り算定法を簡便にするための方策を探ることを目的としている。なお、これらはいずれも本論において提示している残存荷重法に基づくものである。また、載荷開始初期に行った施工時荷重載荷による影響は、その後の載荷時間の増大と共に小さくなるという判断の下から無視している。算定に用いるコンクリートの収縮とクリープ係数は各々図 3.8 と図 3.9 に示すものを用いた。

a. R C - 1 (R C 試験体)

本試験体の場合は、いずれの計算値よりも実験値が大きい。その原因として、本試験体はひびわれの発生が著しく、スパン方向における曲げモーメントの再配分が大きいと考えられるにも拘らず、この影響を無視していることが考えられる。また、端部上端鉄筋のスタブからの抜け出しに関する評価方法も研究途上の課題であり、その評価精度が十分ではない可能性がある。

b. P C - 4 0 (荷重キャンセル率 0.4, P R C 試験体)

ひびわれ間コンクリートの引張寄与を無視した計算方法①が実験値よりも約 25%大き

い値を示した。この計算値が実験値よりも大であるのは当然である。ひびわれ間コンクリートの引張強度を $F_t=0.07F_c$ と仮定した場合（計算法②）に計算値と実験値は良く一致している。

一方、コンクリートの見かけの引張強度として、有効プレストレス (0.91MPa) を $0.07F_c$ に加算した計算方法（計算法③）においては、計算値は実験値よりも約 20% 小さい。理論上では、計算値③の方が計算値②より実験値に一致するはずであるにも拘らず、両者の関係は逆転している。但し計算値③と実験値との差は実用上において許容できる範囲内である。

c. PC-70 (荷重キャンセル率 0.7, PPC 試験体)

算定法②とコンクリート強度として有効プレストレス (1.5MPa) を本来のコンクリート強度に加算した値をコンクリート強度とした算定法③は算定式上から、両者は本試験体においては同値を示す。この計算値②と③とは実験値と良い近似を示している。

以上の算定法においては前述のように、曲率増大率を端部のものと中央部のものとの平均値としている（以下、これを簡易法と記す）。この近似法による影響を調べるため、スパン方向に部材を 26 個に分割したモデル（以下、分割法と記す）にモールの定理から載荷期間 663 日でのスパン中央たわみを求め、実験値並びに簡易法計算値と比較して表 3.4 に示す。分割法においては各要素のひびわれの有無を計算により求め、ひびわれ発生の場合にコンクリートの有効引張断面積の剛性評価を行った。その詳細は同表脚注に記す。表 3.4 からは、簡易法よりも分割法の方が良い精度を得ているとは言えない。上記の PC-40 に対する計算法③が計算法②よりも精度がよくない原因は、簡易法を用いたためではなく、別の原因によるものであり、今後の検討事項の一つである。

3. 4. 3 PRC 部材の長期たわみ算定法の評価

3. 2 において提示した PRC 部材の「残存荷重による長期たわみ算定法」の適用精度を前節の実験結果と検証し、考察を行った。表 3.4 にスパン中央のたわみ計算値と簡易法と分割法の計算値を比較して示す。

試験体により本方法による計算値の実験値に対する近似度には差がある。ひびわれの発生が著しく、塑性化の程度の大い RC 試験体においては計算値と実験値との差は他試験体の場合と比べて大となった。また、2 体の PRC 試験体においては、2 種類の方法 ($F_t=0.07F_c$ および $0.07 F_c + \sigma_g$) によりコンクリートの有効引張断面の剛性を評価して算定

した結果、いずれの方法においても、実用上に必要な精度を充たす計算値が得られた。従って、本実験の検討結果からはP R Cスラブにおいては、残存荷重法に基づいた上で、曲げひびわれが発生しているものとしてひびわれ間コンクリートの剛性評価を行い、長期たわみを算定することにより、必要な精度を充たす長期たわみを求めることができると言える。本章で示すP R Cスラブの長期たわみ算定法の精度は置換後のR Cスラブに対する計算精度に依存し、プレストレスによる荷重キャンセル率が小の場合については、その依存度が大となることを検討結果は示している。

以上の考察から、3. 2において示したP R C部材に対する「残存荷重による長期たわみ算定法」自体は十分な適用性を有することが、計算値と実験値との検証から示された。

3. 5 本章のまとめ

本章においては、P R C部材の長期たわみの本質を可能な限り単純化してモデル化し、より少ない労力で要求される精度を充たすことのでき、実設計に簡便に適用できる長期たわみの計算法を提示した。

本章の計算法の基本は2次パラボラ曲線状の配置されたP C鋼材のプレストレスによる吊り上げ力を部材に作用する荷重から差し引いて、残った荷重（残存荷重）がP R C部材と同じ鉄筋量のR C部材に長期的に作用するとして、長期たわみを計算する。このR C部材に換算した部材に、第2章で提示したR C部材の長期たわみ計算法を適用するもので、「残存荷重長期たわみ法」として提唱するものである。さらに、長スパンのP R C及びR C一方向スラブの長期たわみ実験を行い、本章で提唱した計算法の検証を行った。

主な結果をまとめると以下のようなものである。

- (1) P R C部材のスパン中央の長期たわみ δ_e の計算は基本的には前章のR C部材の場合と同様とするが、部材端の支持条件、軸力として作用するプレストレスの効果を考慮したたわみ倍率を用いて、(3.16)により計算した。
- (2) P R C部材の部材端に連続する架構等によるプレストレスの拘束の度合いに応じて、P P C部材の中央の弾性たわみは以下となる。

$$\delta_e = k_p \delta_0$$

δ_0 は両端完全固定部材の全荷重による弾性たわみ、 k_p はプレストレスのたわみに及ぼす影響を含む端部の固定度に関する係数である。 k_p は曲げモーメントの拘束度に関する係数 k_b 、プレストレス力が周辺架構によりの拘束される分を差

し引いて、部材に有効に作用する比率に関する係数 k_c とすると (3.7) 式により計算できる。

- (3) PRC部材断面の引張側コンクリート剛性の寄与を考慮するにあたり、軸力として作用するプレストレスの効果をコンクリートの引張強度が、平均プレストレス分だけ大きくなるとして剛性を評価する。

$$F_t = 0.07F_c + \sigma_g \quad (\text{コンクリートの見かけの引張強度})$$

F_c : コンクリートの圧縮強度

$$\sigma_g = \eta k_c P / A \quad (\text{平均プレストレス})$$

- (4) ひび割れ及びコンクリートのクリープにかかわる有効せい長期たわみ倍率はRC部材と同様に上述の方法によりプレストレスの効果を考慮して計算する。またコンクリートの乾燥収縮による有効せい長期たわみ倍率はRC部材として求めた値に $(1 - \chi)$ を乗ずることによりプレストレスの効果を考慮した。部材端部の鉄筋の抜け出しによる付加たわみは、プレストレスのたわみに及ぼす影響を含む端部の固定度に関する係数 k_p をRC部材として求めた値に乗ずることにより求めた。

次に、スパン 13m のPRCとRC実大の一方向スラブの 660 日にわたる長期たわみ実験より得られた結果と提案した長期たわみ計算法の検証結果より明らかとなった事項は次のとおりである。

- (1) RC-1, PC-40 は自重作用時にひび割れが生じ、施工荷重載荷後はPC-70にもその両端上端にひび割れが生じた。ひび割れの進展は1年間にわたり顕著に見られ、RC-1で最大 0.2mm, 荷重のキャンセル率が大きくなるに従い、PC-40で 0.15mm, PC-70で 0.04mmとプレストレスの効果がみられた。
- (2) スパン中央の中央のたわみの測定値はRC-1, PC-40, PC-70と荷重のキャンセル率が大きくなるに従い値は小さくなり、PC-70はRC-1の約20%であった。また、載荷中のたわみ変動はRC-1が他の2試験体に比べて大きい結果となっている。これは、外気の湿度変動によるひび割れ断面コンクリートの乾燥収縮変動が付加たわみに及ぼす影響と考えられる。ひび割れの少ないPC-40およびPC-70ではこの変動が小さくなっている。
- (3) 本論文で提案している有効引張断面積を考慮した断面剛性を用いたスパン中央たわみ計算結果は実験値とよく適合しており、本計算法が適切であることが検証さ

れた。

- (4) PRC部材の有効引張断面積の考慮した断面剛性評価において、コンクリートの引張強度 F_t を 0 、 $0.07 F_c$ 、 $0.07 F_c + \sigma_g$ の3種類として予測計算した結果、PC-40では $0.07 F_c$ が、PC-70では $0.07 F_c$ 、 $0.07 F_c + \sigma_g$ いずれもよい一致を見た。PC-40で $0.07 F_c + \sigma_g$ とした計算値は20%小さい。この原因については今後の検討事項の一つである。
- (5) 提唱した「残存荷重法」は、プレストレストコンクリートPRCスラブの長期たわみの算定に対して十分な適用性を有している。
- (6) 本方法により、従来は不明確であったPRCスラブへのプレストレス導入による長期たわみ制御効果を定量的に算定することが可能となった。

第3章の引用文献

- 1) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説, pp.119-134,および pp.510-520, 1991
- 2) 岡田克也, 岡本晴彦：たわみ制御を目的とした鉄筋コンクリート造床スラブの適正厚さの算定式について, 日本建築学会関東支部研究報告集, pp.209-212, 1982
- 3) 松崎育弘, 星野克征：鉄筋コンクリート床スラブの長期たわみ量の定量化に関する研究, 日本建築学会関東支部研究報告集, pp.197-200. 1982
- 4) 日本建築学会：プレストレストコンクリート（Ⅲ種P C）構造設計・施工指針・同解説, pp.112-113, 1986
- 5) 猪俣俊司：構造コンクリート曲げ部材使用限界状態の統一設計計算法, コンクリート工学, pp.95-105, Vol.26, 12月, 1988
- 6) 岡田克也：鉄筋コンクリート部材の長期たわみ計算法に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.263-264, 1989
- 7) 岡田克也：両端固定R C部材の上端鉄筋の抜け出しによる付加たわみ概算法, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.159-160, 1993
- 8) 岩原昭次：使用荷重下におけるR C床スラブの長期曲げ問題に対する解析法に関する研究, 日本建築学会構造系論文報告集, 第415号, pp.63-73 1990. 9
- 9) 植松武是, 井野 智, 伊藤正義, 杉野目 章：鉄筋コンクリート床スラブの長期たわみ予測近似式一周辺固定長方形床スラバー, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.107-108, 1996
- 10) T.Y.Lin：Load-Balancing Method for Design and Analysis of Prestressed Concrete Structures, Journal of American Concrete Institute, Vol.60, No.6, pp.719-742, June, 1963.
- 11) Comite Euro-International Du Beton.：CEB-FIP Model Code 1990, Design Code, pp.54-58, 1991.

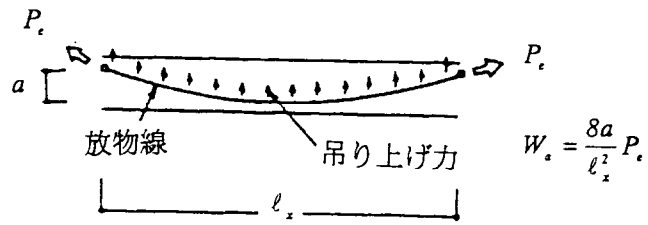


図 3.1 プレストレスによるキャンセル荷重

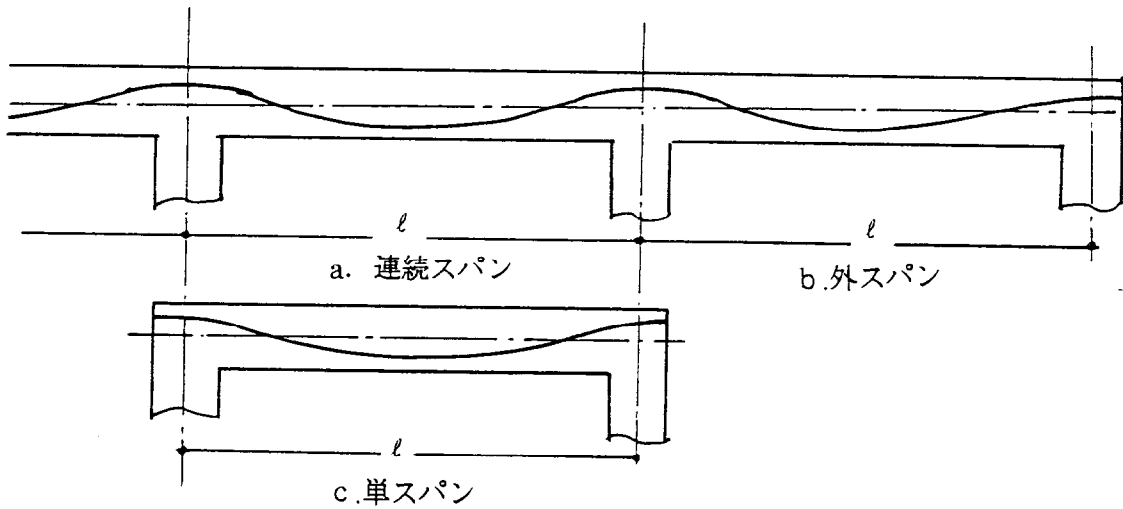


図 3.2 PRCスラブの支持架構

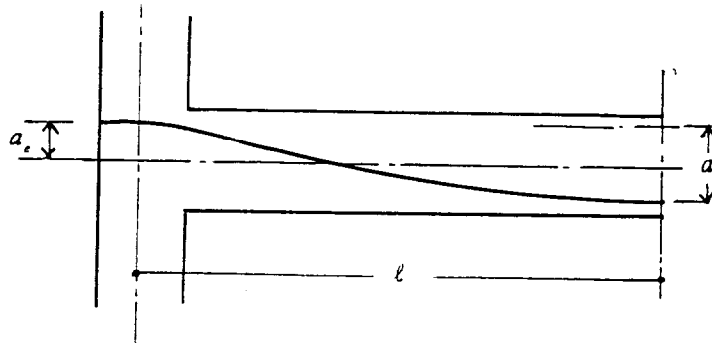


図 3.3 PRC部材のPC鋼材の配置と端部拘束

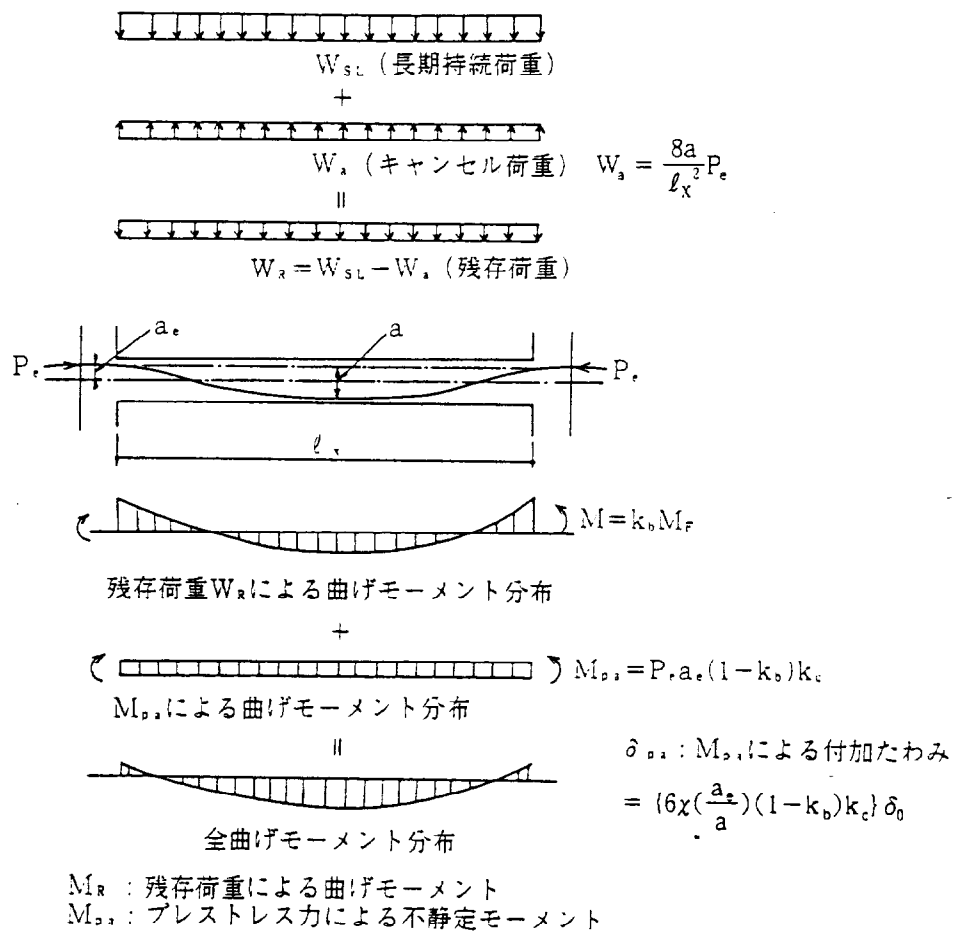


図 3.4 PRC 部材の荷重及び曲げモーメント

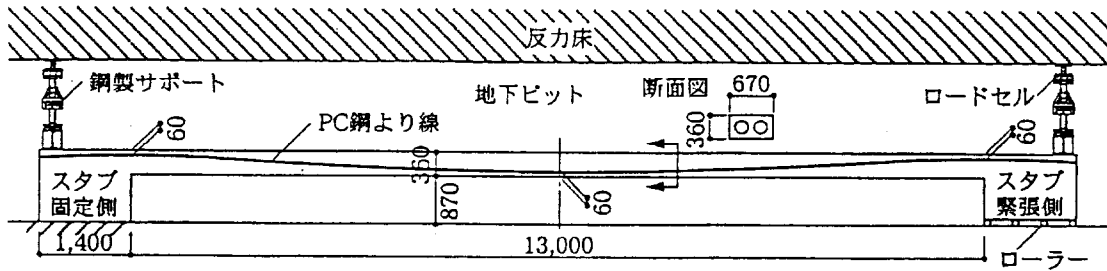


図 3.5 試験体側面形状と支持方法

試験体断面図		導入緊張力
中央断面	端部断面	
RC-1		—
PC-40		導入時プレ ストレスカ ($\eta=1.0$) 23(ton) 11.5t/本 ×2本
PC-70		導入時プレ ストレスカ ($\eta=1.0$) 38.1(ton) 12.7t/本 ×3本

図 3.6 試験体の断面図

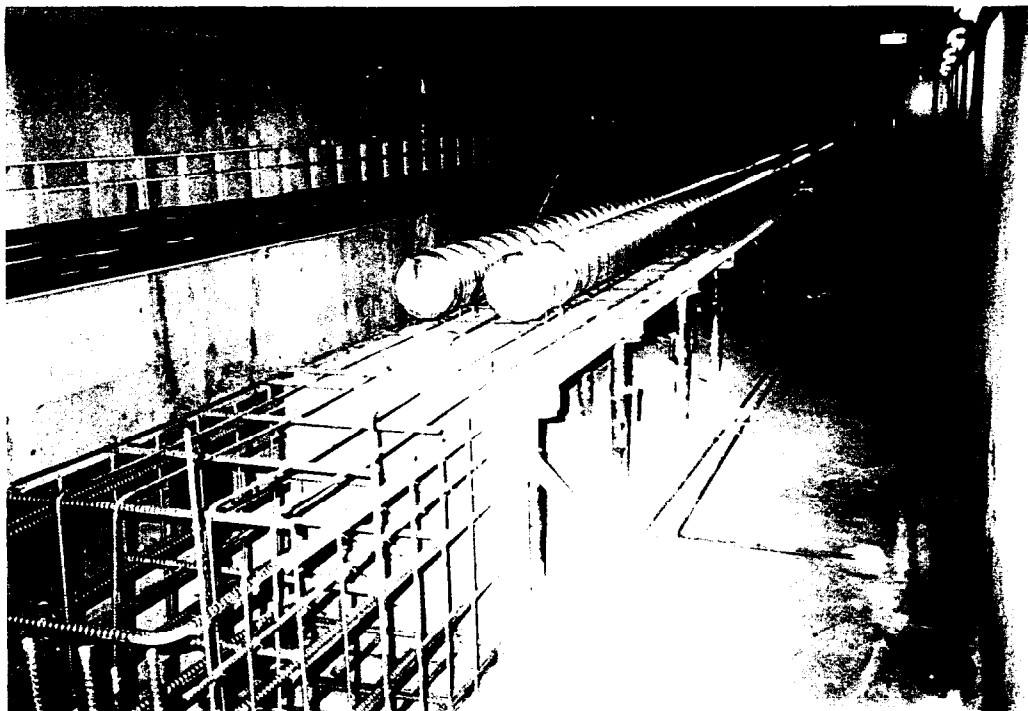


写真 3.1 試験体の底型枠上にボイド管を設置

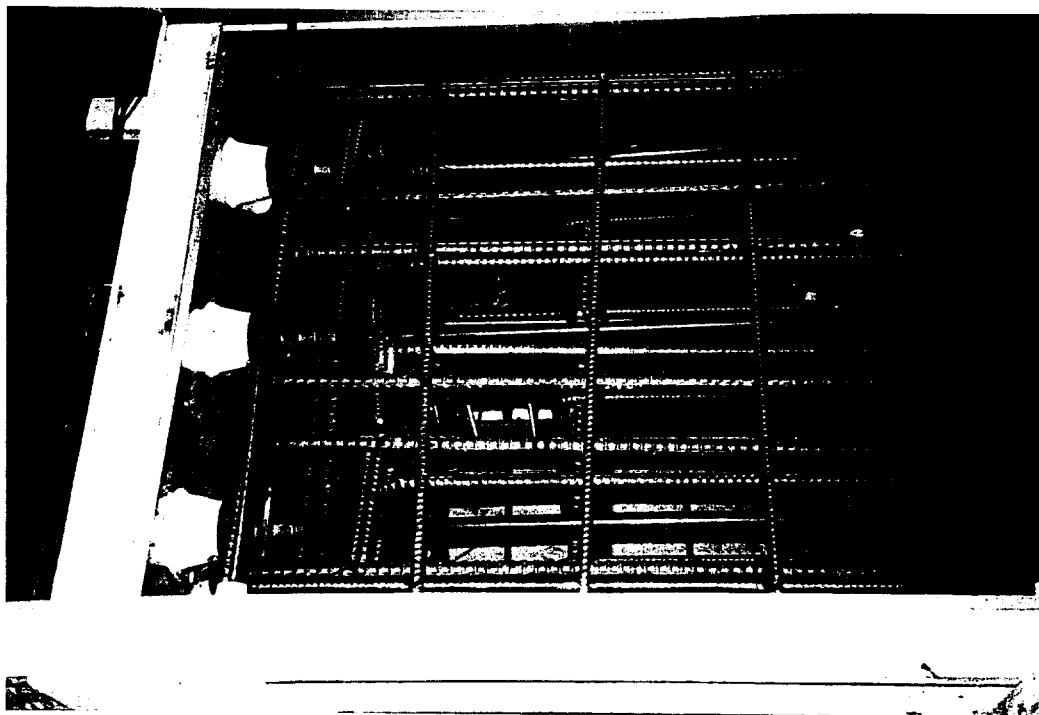


写真 3.2 スタブ内のP C 鋼線の定着部と鉄筋配筋状況

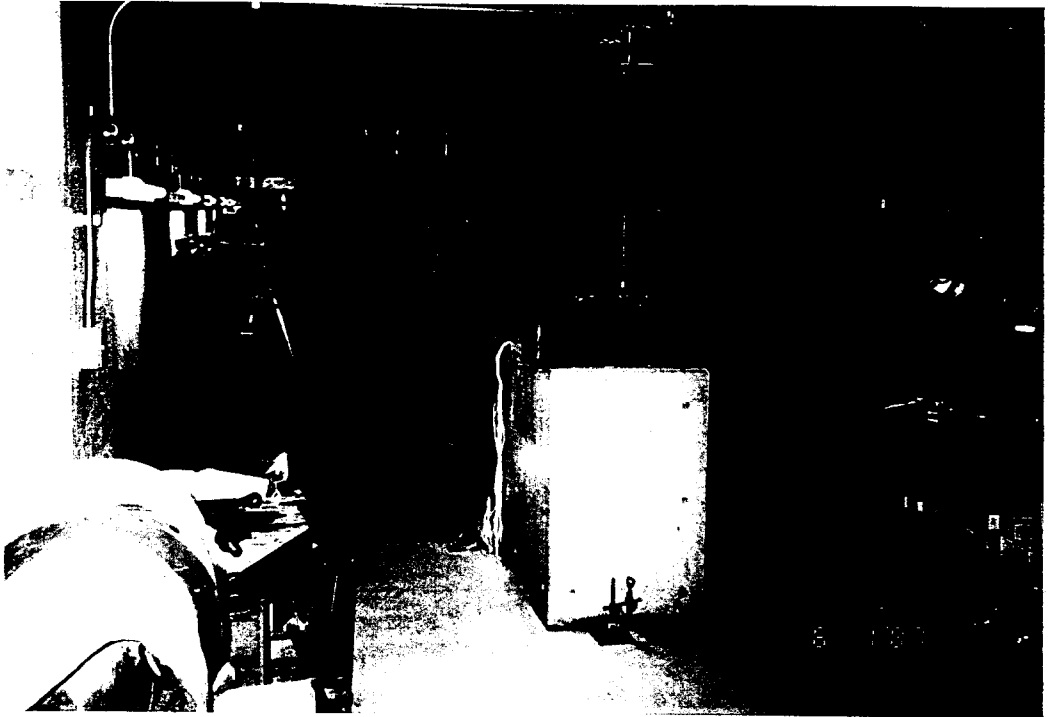


写真 3.3 上スラブを反力にして鋼製サポートにより固定度を付与

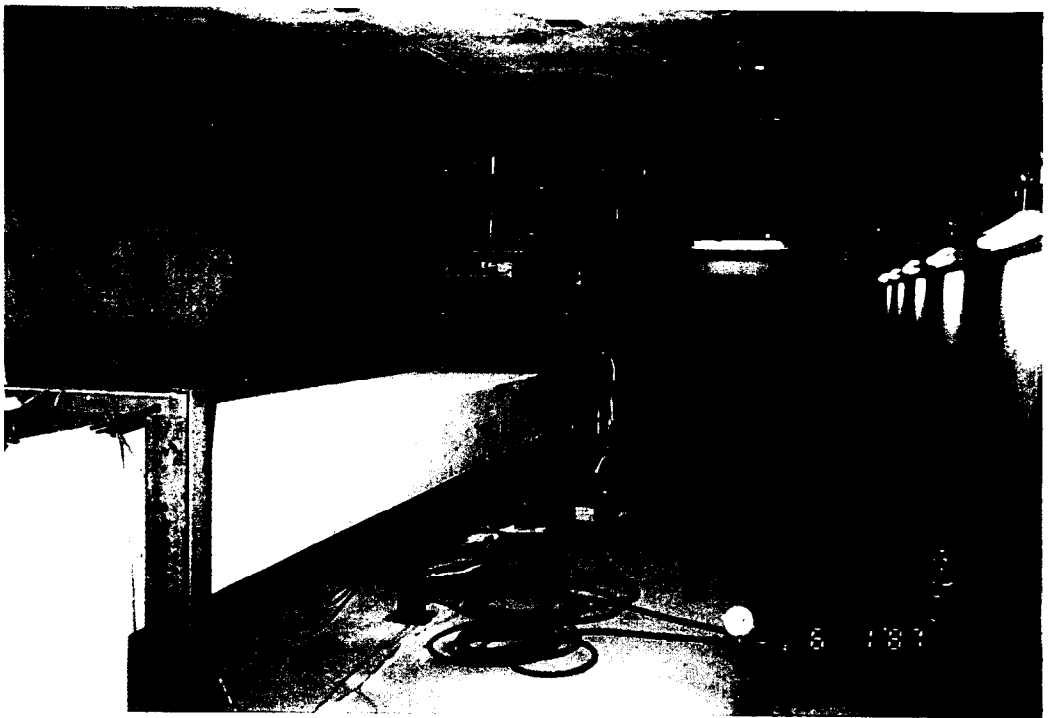


写真 3.4 支保工解体後上階からの施工時相当荷重を上スラブを反力にしてジャッキにより2点集中荷重として載荷

表 3.1 試験体一覧表

試験体 No.	P C 鋼より線本数	荷重キャンセル率 (%)	導入時平均プレストレス P/A (MPa)	軸方向普通鉄筋			
				端部		中央	
				上端	下端	上端	下端
				配筋			
				$p_t(\%)$	γ	γ	$p_t(\%)$
RC-1	無し	0	0	6-D19 0.83	5-D13 0.37	5-D13 0.53	6-D16 0.57
PC-40	2- $\phi 12.7$	41	1.19	6-D16 0.57	5-D13 0.53	5-D13 0.64	5-D16 0.48
PC-70	3- $\phi 12.7$	68	1.98	6-D13 0.37	5-D10 0.47	5-D10 0.56	5-D13 0.31

3 体共通：○ 配力筋 上端、下端共 D10@250 ○ せん断補強筋 3-D10@400

注；1) $p_t = a_t / (bd)$, a_t : 引張鉄筋断面積, b : 部材幅, d : 部材有効せい γ : 複筋比
2) 荷重キャンセル率はプレストレス有効率 $\eta = 0.85$ に対して示す。

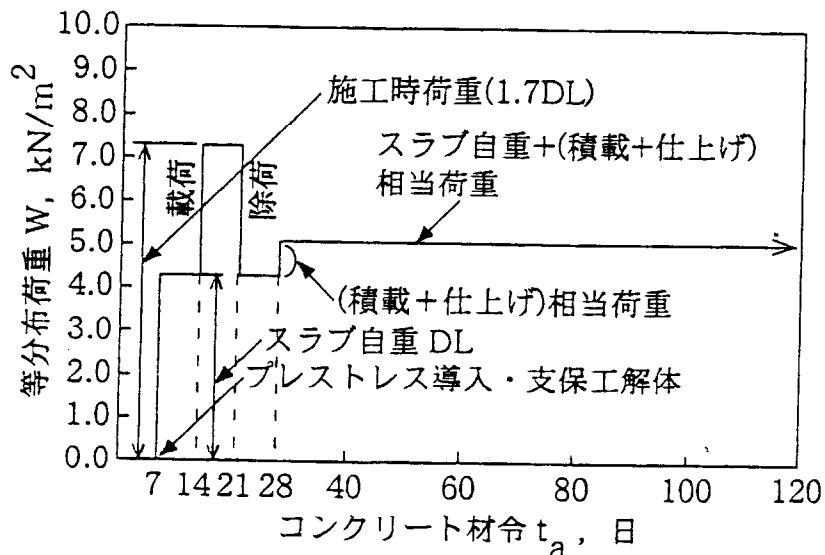


図 3.7 荷重載荷履歴

表 3.2 a コンクリートの性質

材令 (日)	圧縮強度 (MPa)	割線弾性率 $E_{1/3}$ (10^4 MPa)
6	18.7	—
15	25.7	—
21	28.1	—
28	29.9	2.68

骨材の種類：普通、セメント：普通セメント

表 3.2 b 使用鋼材の性質

種別	材質	降伏強度 (MPa)	引張強度 (MPa)	備考
異形鉄筋 (径 D10)	SD295	374	507	試験値
異形鉄筋 (径 D16)	SD295	385	528	試験値
異形鉄筋 (径 D19)	SD345	393	584	試験値
PC 鋼より線 (アボンド)	SWPR7B	1600 以上 ¹⁾	1900 以上	規格値

1) 0.2% off set strain

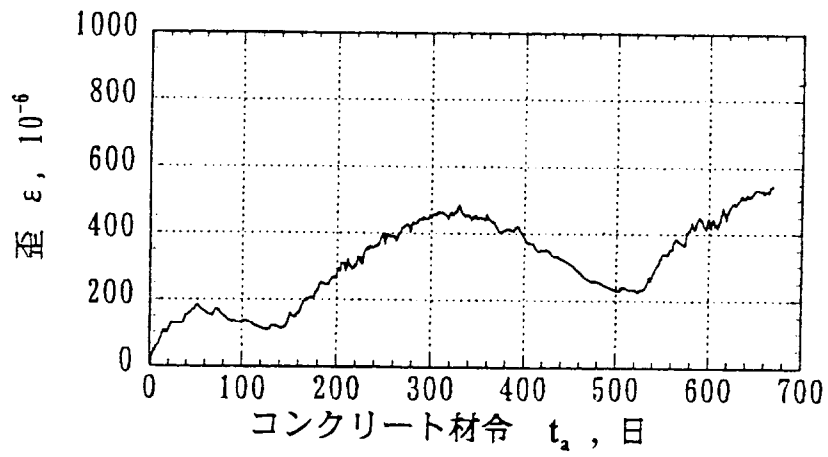


図 3.8 収縮歪と材令の関係

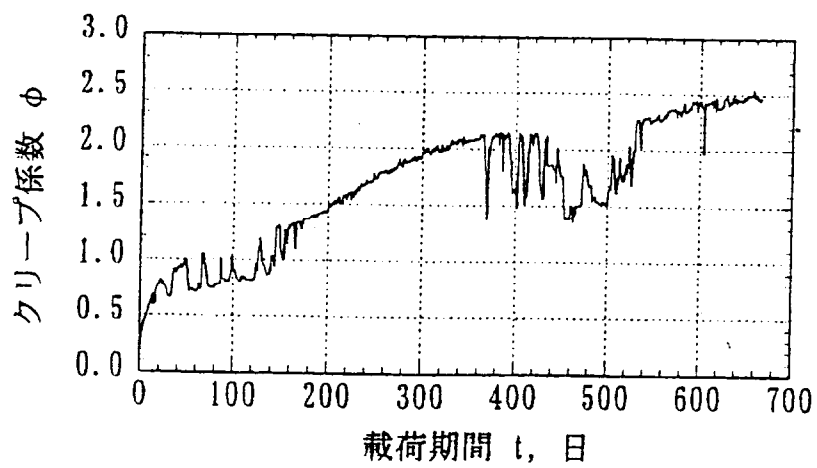


図 3.9 クリープ係数と載荷期間の関係

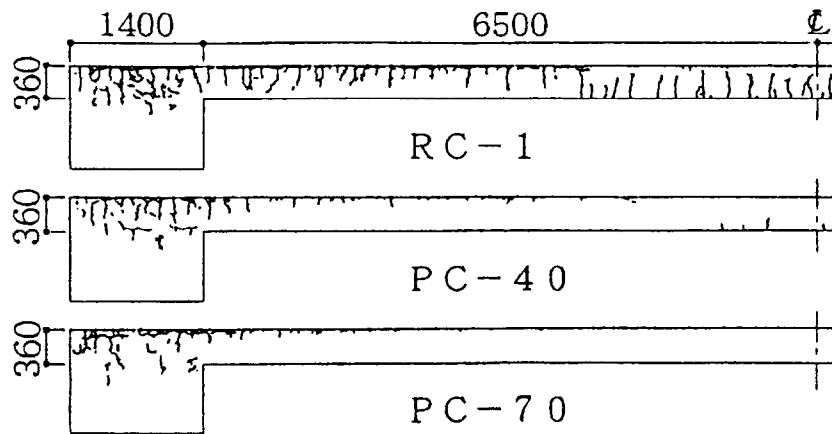


図 3.10 載荷期間 660 日におけるひびわれ分布

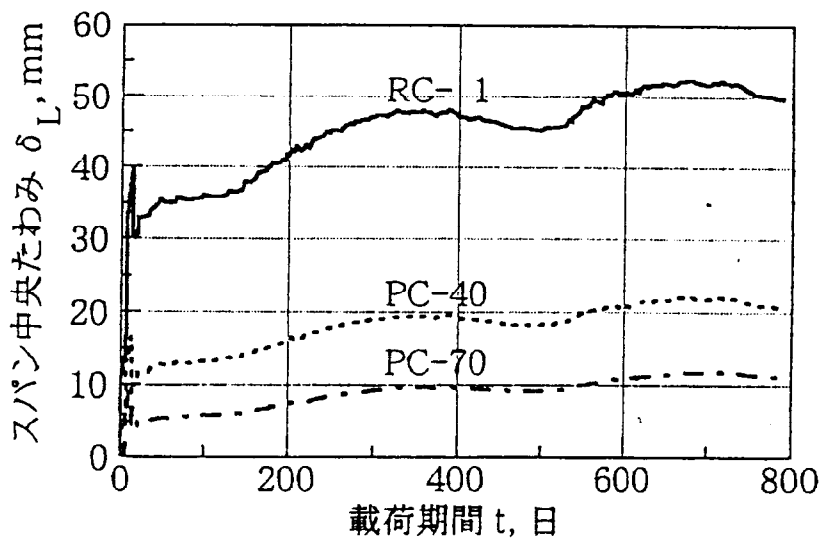


図 3.11 載荷期間とスパン中央たわみの関係

表 3.3 載荷開始時スパン中央瞬間たわみの実験値と計算値

試験体 No.	支保工撤去時		
	実験値 (mm)	計算値 (mm)	実/計
RC-1	8.61	8.57 ¹⁾	1.00
PC-40	3.21	3.74 ²⁾	0.86
PC-70	-0.03	0.38 ²⁾	—

注：実：実験値 計：計算値

計算法 ● 材軸方向に26個の要素に分割し、
モールの定理を適用

● 各要素毎にひびわれの有無を判定

1) $F_t = 0.07F_c$

2) $F_t = 0.07F_c + \sigma_g$

F_t ：ひびわれ発生後の有効引張断面積における
コンクリート引張強度

F_c ：コンクリートの圧縮強度

σ_g ：有効平均プレストレス

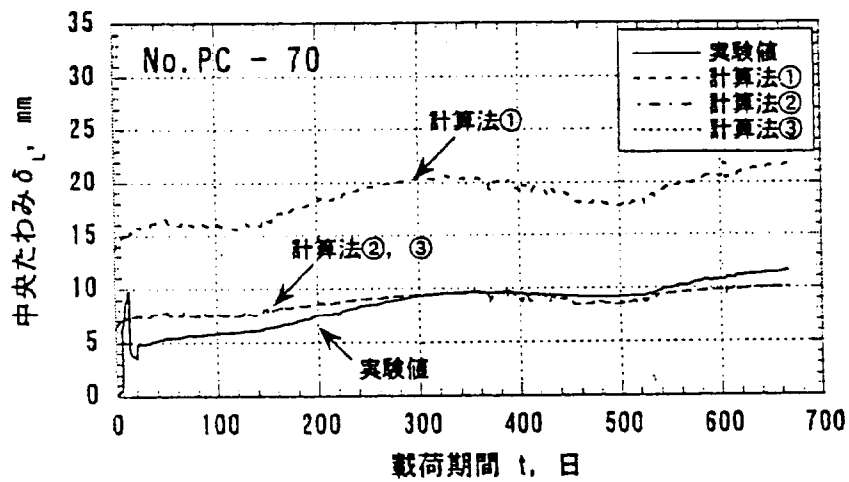
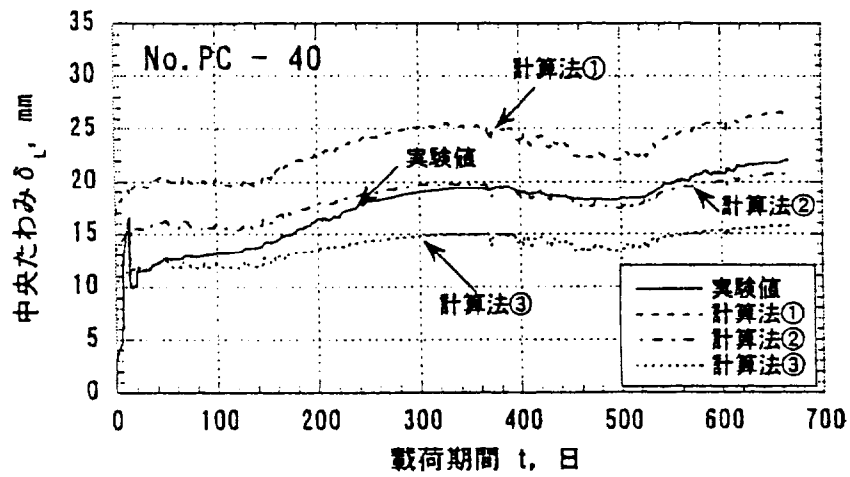
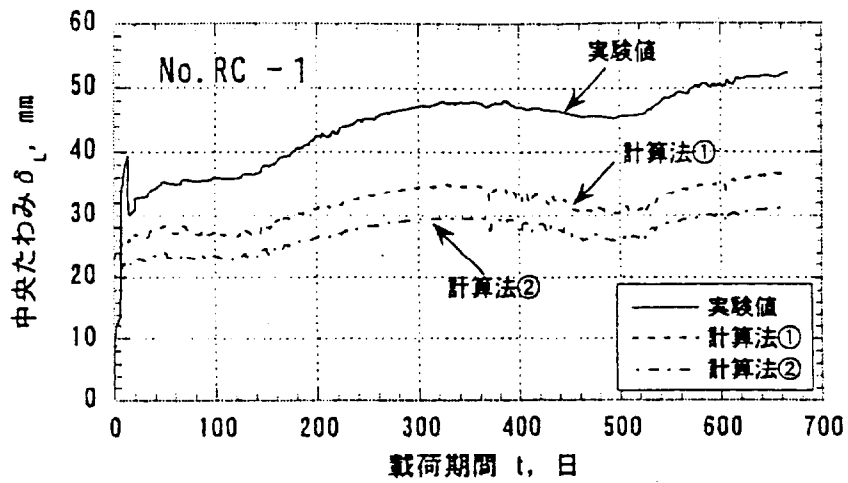


図 3.12 載荷期間とスパン中央たわみの関係—計算値と実験値の比較

表 3.4 スパン中央たわみ計算値—簡易法と分割法との比較

載荷期間 $t=663$ 日

試験体 No.	実験値 (mm)	簡易法		分割法	
		計算値 (mm)	実/計	計算値 (mm)	実/計
RC-1	52.20	31.26 ¹⁾	1.67	18.02 ¹⁾	2.90
PC-40	22.03	15.72 ²⁾	1.40	20.37 ²⁾	1.08
PC-70	11.49	10.02 ²⁾	1.15	16.15 ²⁾	0.71

算定方法

簡易法：本文 2.1 節(3)に示す方法

分割法：モールの定理による。材軸方向に 26 個の要素に分割
各要素において曲げひびわれの有無を計算値により
判断。

ひびわれ発生の場合にコンクリートの有効引張断面積、
並びに材軸方向における曲げモーメントの再配分を評
価して算定。

コンクリートの有効引張断面積におけるコンクリート引張強度強度 F_t

- 1) $F_t = 0.07F_c$ 2) $F_t = 0.07F_c + \sigma_s$

第 4 章

RCスラブのたわみ制御を目的とした 最小厚さ算定式

第4章 R Cスラブのたわみ制御を目的とした最小厚さ算定式

4.1 はじめに

スラブや小梁、大スパン大梁などの横架材については、特にひび割れ、たわみ、振動などの使用限界状態において、それぞれについて規定される限界値を超えないことを予測して断面が設計されることになる。しかしながら、諸外国はもとよりわが国のR C規準においてもR C部材の断面設計では過去の経験よりスパン、荷重などに応じた部材せいを満足すれば、ひび割れ、たわみ及び振動などについての詳細な検討を行わないでよいという規定を設計基準に盛込んでいる場合が多い。わが国のR C規準¹⁾18条のスラブ厚さに関する規定や13条梁の曲げに対する断面算定の解説にある梁の主要支点間距離と全せいとの比についての記述がこれに相当するものである。またスパンと部材せい比によるスラブや梁のたわみ制御の研究³⁾⁻⁷⁾もなされている。現行R C規準18条スラブの表10の式(以下R C規準式と呼ぶ)はたわみ制御を目的として詳細な計算を行わずにR Cスラブの限界寸法を与えるものである。この算定式は数多くの端部固定一方向実大モデル実験データの整理結果⁸⁾をもとに、長期たわみの弾性たわみに対する比率(長期たわみ倍率)が16倍で一定という条件で誘導されたもの⁷⁾であり、有効スパン、辺長比の他に積載荷重を考慮して算定できるものとなっている。しかし、長期たわみの要因としてはコンクリートのクリープ、乾燥収縮、端部鉄筋の抜け出し、補強筋量などがあり、R C規準式では設計条件に応じたたわみ倍率を考慮できるものとなっていない。また、式の与えるスラブ厚さがスパンの小さいスラブで薄めに、6mを越えさらに大きなスパンのスラブでは若干厚めに算定する傾向が指摘⁹⁾⁻¹¹⁾されている。スラブの長期たわみについては1982年のR C規準改訂²⁾の前に種々の研究がなされ、その後も意欲的な研究がなされ大きな進展が見られる。

筆者らも部材のひび割れ、クリープ、乾燥収縮及び端部鉄筋の抜け出しなどの長期たわみに関する要因を考慮できる簡便な計算法¹²⁾⁻¹⁵⁾を提示している。

本章では、これらの諸研究において検討された長期たわみの倍率を厚さの算定に取り込み、前報^{7), 16), 17)}の算定式を補正し、さらに6mを超えるようなスパンのスラブにも適用可能なスラブの限界寸法算定の修正式を提示している。本計算法を用いることにより、設

計の初期段階において長期たわみの要求性能レベルに応じたスラブの限界寸法を設定することが可能となり、性能設計への対応が容易になる。

4. 2 たわみ制御を目的としたスラブ厚さ算定の基本

スラブの最小厚さ決定にあたって諸外国の規定や、RC規準における所要スラブ厚さ算定の規定の基本になっている考え方は、大別すると、荷重作用時にスラブにひび割れが生じないという条件より定まる寸法を限界値とする場合と、長期たわみがたわみ限界値以上とならないスラブ厚さとする場合の2つである。ここでは周辺が梁で囲まれるスラブについて、後者の考え方にに基づき、長期たわみの制御目標値を満足するスラブの最小限寸法を与える算定式を提示する。

4. 2. 1 厚さ算定式に考慮する要因

長期たわみの要因としては長期たわみ倍率の大小に直接かかわる引張鉄筋量や圧縮鉄筋量（複筋比）、コンクリートのクリープや乾燥収縮、固定端の鉄筋の抜け出しがある。また長スパンスラブではプレストレスの有無の他、ポイドスラブやリブ付きスラブとすることや軽量コンクリートを用いることによるスラブ自重の低減、高強度コンクリートの採用などによるたわみ制御も要因と考えられる。

一般式の誘導にあたっては以下の事項を考慮する。

- a. 長期たわみ制御目標値
- b. 長期たわみ倍率
- c. コンクリートの特性（圧縮強度、ヤング係数、単位重量）
- d. 長期持続荷重
- e. 断面形状（中空スラブのポイド率）
- f. 周辺の固定度

4. 2. 2 長方形スラブ中央の弾性たわみ算定の略算式

長方形スラブの弾性たわみの略算法は図 4.1 に示すように、スラブを直交する2つの梁に置き換え両方向の荷重分担率を決める Grashof-Rankine の方法がある。建築学会RC規

準²⁾においてもこの方法に準じて周辺固定スラブの中央弾性たわみ δ_e の略算式として次式を用いている。

$$\delta_e = \frac{1}{32} \frac{\lambda^4}{1+\lambda^4} \frac{w \ell_x^4}{E_c I^3} = \frac{3}{8} \alpha \frac{w \ell_x^4}{E_c t^3} \quad (4.1)$$

ここに

- t : スラブ厚さ (全せい)
- E_c : コンクリートのヤング係数
- w : 全荷重
- ℓ_x, ℓ_y : 短辺及び長辺有効スパン
- $\lambda = \ell_x / \ell_y, \quad \alpha = \frac{1}{12} \frac{\lambda^4}{1+\lambda^4}$

図 4.2 は(4.1)式による δ_e と理論解析値^{注1)}を比較して示したものであり、周辺固定二方スラブの中央の弾性たわみの近似式として十分な精度をもっている。

4. 2. 3 有効せい d を基本寸法とした弾性たわみ算定式

RC部材ではひび割れの発生により剛性が低下した後のたわみ性状は、主として引張鉄筋量とその配置される位置 d に左右される。したがって、RCスラブのたわみ検討にあたっては図 4.3 に示すように、スラブの全せい t を用いる代わりに有効せい d を用いて式の展開を行うものとする。

ここでは、スラブの厚さを有効せい d と引張縁と引張鉄筋の重心位置までの距離 d_i との和とし、たわみ制御上 d_i はその厚さ分が荷重として作用すると仮定する。有効せい d を基本寸法とした長方形スラブの中央たわみ δ_{ef} の算定式としては、(4.1)式の略算式を基本にたわみに影響する要因も考慮した次式を用いる。

$$\delta_{ef} = k_i \frac{3}{8} \alpha \frac{\ell_x^4}{E_c d^3} \{ (1 - \rho) \gamma_{rc} d + w_{pd} \} \quad (4.2)$$

ここに

- k_i : 端部の固定度に関する係数 (完全固定 : 1 ~ ピン支持 : 5)
- E_c : コンクリートのヤング係数
- γ_{rc} : コンクリート部材の単位容積重量 (N/mm^2)
- ρ : ボイド率 (ボイド面積 / 全断面積)

w_p : 自重を除く全荷重

w_{pd} : $w_p + d_i \gamma_r$ ($d_i \gamma_r$: d_i の自重に相当する荷重)

γ_c : コンクリートの単位容積質量

d_i : 引張縁より引張鉄筋の重心までの距離

k_i は周辺完全固定スラブに対する固定度の低下の程度を評価する係数^{18), 20)}であり周辺完全固定の時 $k_i = 1$ となる。

4. 2. 4 長期たわみの算定式

長期たわみ δ_l の算定式の表現としては、RC規準¹⁾付7の方法のように弾性たわみに長期たわみ倍率 K を乗じた値とするのが一般的である。本報告ではスラブの全せい t の代わりに有効せい d を基本としているので、長期たわみは第2章の2.4に提示する有効せい長期たわみ倍率 K_{ef} を用い、長期たわみ算定式は次式による。

$$\delta_l = K\delta_e = K_{ef}\delta_{ef} \quad (4.3)$$

4. 3 スラブ厚さ算定式の誘導

4. 3. 1 長期たわみ制御目標値

長期たわみ制御目標値は通常のスラブではスパンに対する板厚の比率（スパン板厚比）で定めておいても支障がない場合が多い。しかしながら、長大スパンのスラブではスパンに対する比率として算定される制御目標値が過大となり、図4.4に示すようにスパンに係わらず一定値となる頭打ちの値を設定しておかないと使用性能上問題を生ずることがある。

ここでは長期たわみ制御目標値を短辺有効スパンと関連させて以下のように設定する。

$$\delta_a \leq \frac{\ell_x}{V} \text{ かつ } < \delta_{lim} \quad (4.5)$$

ここに

δ_a : 長期たわみ制御目標値

V : 短辺有効スパン長期たわみ比

δ_{lim} : たわみ限界値

4. 3. 2 長期たわみ制御目標値以下となる有効せい d の算定

(4.3)式に(4.2)式を代入して得られる長期たわみ δ_t が長期たわみ制御目標 δ_a より小さいという条件より次式が得られる。

$$\delta_t = K_{\sigma} k_i \frac{3}{8} \alpha \frac{\ell_x^4}{E_c d^3} \{(1-\rho)\gamma_{rc} d + w_{pd}\} \leq \delta_a \quad (4.6)$$

(4.7)式を d について整理すると次式が得られる。

$$d^3 - \frac{3}{8} K_{\sigma} k_i \frac{\alpha(1-\rho)\gamma_{rc}\ell_x^4}{E_c \delta_a} d - \frac{3}{8} K_{\sigma} k_i \frac{\alpha w_{pd}\ell_x^4}{E_c \delta_a} \geq 0 \quad (4.7)$$

有効せい d が(4.7)式を満足するかどうか逐一計算する方法も考えられるが、実設計ではこれを d について解き、スラブ厚さの算定式として表現したほうが好都合である。

(4.7)式の三次方程式の実数解が求めるものである。

(4.7)式を等号の式として、1次と定数項の係数を $3p$ 、 $2q$ とおくと次式となる。

$$d^3 + 3pd + 2q = 0 \quad (4.8)$$

この3次方程式はG. Cardanoの公式より以下の一般解が得られる。

$$d = u + v \quad (4.9)$$

$$u = \sqrt[3]{-q + \sqrt{q^2 + p^3}} = (-q)^{\frac{1}{3}} \sqrt[3]{1 - \sqrt{1 + \frac{p^3}{q^2}}}$$

$$v = \sqrt[3]{-q - \sqrt{q^2 + p^3}} = (-q)^{\frac{1}{3}} \sqrt[3]{1 + \sqrt{1 + \frac{p^3}{q^2}}}$$

ここに

$$p = -\frac{(1-\rho)\gamma_{rc}}{8} \frac{\alpha \ell_x^4}{E_c \delta_a} K_{\sigma} k_i, \quad q = -\frac{3w_{pd}\alpha \ell_x^4}{16E_c \delta_a} K_{\sigma} k_i, \quad s = \frac{p^3}{q^2}$$

とおくと、求める(4.9)式のスラブ厚さの算定式は以下となる。

$$t = d + d_t = (-q)^{\frac{1}{3}} \left(\sqrt[3]{1 - \sqrt{1+s}} + \sqrt[3]{1 + \sqrt{1+s}} \right) + d_t \quad (4.10)$$

(4.10)式は判別式 $(1+s)$ が正又は0の場合に実根を持つ。

$$1+s = 1 + \frac{p^3}{q^2} = 1 - \frac{(1-\rho)^3 \alpha K_{\sigma} k_i}{18w_{pd}^2 E_c \delta_a} \ell_x^4 \geq 0$$

$$\ell_x \leq \left(\frac{18w_{pd}^2 E_c \delta_a}{(1-\rho)^3 \gamma_{rc}^3 \alpha K_{ef} k_i} \right)^{\frac{1}{4}} \quad (4.11)$$

したがって、(4.10)式は(4.11)式の ℓ_x の範囲で解が得られる。

ちなみに、 $E_c = 2.27 \times 10^4 \text{ N/mm}^2$ 、 $w_{pd} = 2.6 \text{ kN/m}^2$ 、 $\gamma_{rc} = 24 \text{ kN/m}^3$ 、 $\rho = 0$ 、 $K_{ef} = 6$ 、 $\delta_a = 20 \text{ mm}$ とすると $\lambda = 1$ のとき $\ell_x \leq 13500 \text{ mm}$ 、 $\lambda = 2$ のときは $\ell_x \leq 11500 \text{ mm}$ となり、スパンがこれより大きい場合は(4.8)式は実根を持たない。これ以上のスパンに対する解は(4.7)式の数値解析により求めることができる(図4.6参照)。

4. 3. 3 d の一般解の近似式

(4.10)式の()内の式は s の値が小さい場合は下式により図4.5に示すような精度で近似できる。

$$R = \sqrt[3]{1 - \sqrt{1+s}} + \sqrt[3]{1 + \sqrt{1+s}} \approx \sqrt[3]{2} - \sqrt[3]{s/2}$$

したがって、(4.10)の近似式として次式を得る。

$$t = d + d_t = (-q)^{\frac{1}{3}} \left(\sqrt[3]{2} - \sqrt[3]{s/2} \right) + d_t \quad (4.12)$$

図4.6に以下に示す条件のもとで(4.10)式による t の精算値と(4.12)式の近似式による算定値を比較して示す。図4.6に示すようにスラブ厚さの算定式として(4.12)式を用いても十分な精度を持っていることがわかる。(4.12)式は図4.6のように(4.10)式で求められない範囲の解を10%程度で近似している。(4.12)式に(4.9)式を代入するとスラブ厚さは荷重については w_{pd} の1/3乗、スパンについては ℓ_x の4/3乗の関数として次式が得られる。

$$t = d + d_t = \left(k_i \frac{3\alpha K_{ef}}{16\delta_a E_c} \right)^{\frac{1}{3}} \left\{ \left(2w_{pd} \right)^{\frac{1}{3}} + \frac{(1-\rho)\gamma_{rc}}{\left(2w_{pd} \right)^{\frac{1}{3}}} \left(k_i \frac{\alpha K_{ef}}{18\delta_a E_c} \right)^{\frac{1}{3}} \ell_x^{\frac{4}{3}} \right\} \ell_x^{\frac{4}{3}} + d_t \quad (4.13)$$

4. 4 スラブ厚さ算定の実用式

4. 4. 1 d の近似式の簡略化

(4.13)式による d の算定式は実設計に用いるには煩雑で実用的でない。さらに以下のよ

うな簡略化を試みる。(4.13)式において $(2w_{pd})^{1/3}$ 、 $\alpha^{1/3}$ の近似式は図4.7と図4.8に示すような精度で、次式により表すことができる。なお、 w_{pd} の単位としては既報の近似式¹⁾を適用するため、ここでは kgf/cm^2 を用い、(4.17)式以降S I単位に変換する。

$$A = (2w_{pd})^{1/3} \approx 0.3(1 + 10w_{pd}) \quad (4.14)$$

$$B = \alpha^{1/3} \approx 0.46 \left(\frac{\lambda - 0.7}{\lambda - 0.6} \right) \quad (4.15)$$

(4.13)式に(4.14)式と(4.15)式を代入して整理すると以下となる。

$$d = 0.079 \left(k_i \frac{K_{ef}}{\delta_a E_c} \right)^{1/3} \left(\frac{\lambda - 0.7}{\lambda - 0.6} \right) \times \left\{ 1 + 10w_{pd} + C \left(k_i \frac{K_{ef}}{\delta_a} \right)^{1/3} \ell_x^{4/3} \right\} \ell_x^{4/3} \quad (4.16)$$

ここに

$$C = \frac{10}{3} (1 - \rho) \gamma_{rc} \left(\frac{\alpha}{36w_{pd} E_c} \right)^{1/3}$$

(4.16)式において{ }内の $\ell_x^{4/3}$ の項はスラブ厚さの補正項に相当し、辺長比 λ に関する係数 $\alpha^{1/3} = 0.345 \sim 0.437$ ($\lambda = 1 \sim \infty$ に対応する値)、荷重に関する値として住宅及び事務所の値として $w_{pd} = 0.026 \sim 0.038 kgf/cm^2$ を用いる。 $E_c = 2.27 \times 10^5 kgf/cm^2$ 、 $\gamma_{rc} = 0.0024 kgf/cm^3$ 、 $\rho = 0$ (中実スラブ)とすると(4.16)式の C は $4.13 \times 10^{-5} \sim 5.85 \times 10^{-5}$ となる。

4.4.2 たわみ制御目標値を満足する厚さの実用算定式

有効せい d を算定する(4.16)式において、コンクリートのヤング係数 E_c は圧縮強度 F_c 、単位質量 γ_c の関数として与えられるNew RC式¹⁾によるものとする。なお、RC部材の $F_c = 24 N/mm^2$ 、単位容積重量 $\gamma_{cm} = 24 kN/m^3$ のとき $E_c = 2.27 \times 10^4 N/mm^2$ である。また、 C の値を中間値として精算値との適合性も考慮して $1/22000$ で一定とする。(4.16)式に代入してスラブ厚さを算定する。さらに、コンクリートのヤング係数をコンクリート強度 F_c と単位容積質量 γ_c の関数とし、RC部材としての単位容積重量 γ_{rc} の補正係数を(17)式に導入する。ここでS I単位に変換して次式を得る。(4.17)式は長期たわみの値を δ_s に制御するのに必要な厚さを与える実用一般式である。

$$t = d + d_f \quad (mm)$$

$$= 0.0013 g_1 \cdot g_2 \cdot g_3 \left(\frac{\lambda - 0.7}{\lambda - 0.6} \right) \times \left(1 + \frac{w_{pd}}{10} + \frac{g_1 \cdot g_2 \cdot g_3 \cdot g_4}{220000} \left(\frac{\gamma_{rc}}{24} \right) \ell_x^{4/3} \right) \ell_x^{4/3} + d_f \quad (4.17)$$

ここに

$$g_1 = \left(\frac{K_{ef}}{\delta_a} \right)^{\frac{1}{3}}$$

$$g_2 = (k_i)^{\frac{1}{3}}$$

$$g_3 = 0.88 \left(\frac{2.4}{\gamma_c} \right)^{\frac{2}{3}} \left(\frac{60}{F_c} \right)^{\frac{1}{9}}$$

$$g_4 = (1 - \rho)$$

g_1 は有効せい長期たわみ倍率 K_{ef} 、長期たわみ制御目標値 δ_a の比率に関する係数、 g_2 はスラブの境界条件に関する係数、 g_3 はコンクリートのヤング係数に関する係数、 g_4 はスラブのポイド率に関する係数である。また、式の単位は以下のものである。

$$\ell_x, d_i, \delta_a : \text{mm}, w_{pd} : \text{kN/m}^2, \gamma_c : \text{t/m}^3, \gamma_{rc} : \text{kN/m}^3, F_c : \text{N/mm}^2$$

図 4.6 と同じ条件のもとでスラブ厚さ算定の精算式および(4.12)式の近似式を介して簡略化した(4.17)式（以下実用式と呼ぶ）により算定した t と ℓ_x の関係を図 4.9 に示す。スパンが 9～10m 以上において、辺長比 $\lambda=1$ で ℓ_x が大きい場合は実用式で 6～7% 程大きめの値を与えるが実用上許容できよう。

4. 4. 3 スパンと長期たわみの比が一定としたスラブ厚さの算定式

長期たわみ制御目標値として RC 規準におけるように短辺有効スパンに対する板厚の比率を一定 $\delta_a = \ell_x / V$ (V : スラブに要求される性能に応じて設定) として δ_a が定まるスパンの領域 (図 4.4 参照) において g_1 にこの関係を代入すると次式が得られる。

$$g_1 = \left(\frac{K_{ef}}{\delta_a} \right)^{\frac{1}{3}} = \left(\frac{K_{ef} V}{\ell_x} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (4.18)$$

ここに $g_k = (K_{ef} V)^{\frac{1}{3}}$ 、さらに、 $\gamma_{rc} = 24 \text{ kN/m}^3$ として、これらを (4.17) 式に代入すると以下となる。

$$t = 0.0013 g_k \cdot g_2 \cdot g_3 \left(\frac{\lambda - 0.7}{\lambda - 0.6} \right) \left(1 + \frac{w_{pd}}{10} + \frac{g_k \cdot g_2 \cdot g_3 \cdot g_4}{220000} \ell_x \right) \ell_x + d_i \quad (4.19)$$

(4.19) 式は ℓ_x の関数となり、実用式として適用しやすい表現となっている。

4. 5 ボイドスラブへの適用

長スパンスラブでは、長期たわみ性状を改善するために、ボイドスラブとすることによる自重の低減やプレストレスの導入が効果的である。ひび割れ後における通常のボイドスラブの中立軸位置は図 4.10 に示すようにボイド端に近く、コンクリートの圧縮領域は中実スラブと大きな差がないと考えられる。ボイドスラブの長期たわみ倍率は通常の RC スラブと同様にひび割れ断面の剛性を基本として算定するので、鉄筋量と有効せいが変わらなければボイド率が変わっても長期たわみ倍率は一定値となる。ここではボイド率を $\rho=0 \sim 0.4$ まで変化させたときのスラブ厚さ算定結果を図 4.11 に示す。ボイド率が $\rho=0.4$ のときの低減効果は中実スラブに比べて 15%程度である。なお、算定に係わる諸数値は図中に示すとおりである。

4. 6 たわみ制御設計における本算定式の特性

スラブ厚さ算定の基本式である(4.17)式の略算式としての精度は図 4.9 に示すとおりであるが、ここでは本算定式による厚さ算定値へのたわみ制御要因のばらつき等が及ぼす影響について考察し、たわみ制御設計式としての特性を検討する。

スラブ厚さ算定にあたって(4.17)式で仮定すべき値は、長期たわみ制御目標値 δ_a 、周辺の境界条件に関する係数 k_i 、長期たわみ倍率に関する係数 $K_{e,l}$ 、自重を除く全荷重 w_p 及び短辺有効スパン l_x である。 δ_a は使用性能満足する値として設定されるので厚さの計算値の不確定要素でない。しかし k_i 及び $K_{e,l}$ は設計の初期段階では、スラブ周辺の架構断面とスラブの断面とその鉄筋量などは当然定まっていないので、これらの値を不確定ながら設定する必要がある。また、 w_p も実際に作用する荷重は設計時に想定した値とならないことが考えられる。周辺の固定度に関する係数 k_i は設計者が架構の状況に応じて、解析結果などを参考に設定することになる。長期たわみ倍率に関する係数 $K_{e,l}$ はひび割れ、コンクリートのクリープ、乾燥収縮及び端部鉄筋の抜け出しなどの長期たわみの要因の関数である。たわみ制御の手段として $K_{e,l}$ の値を増減させるのは補強鉄筋量とその配置である。

図 4.12 に筆者らの方法¹²⁾による $K_{e,l}$ と引張鉄筋比 ρ_l の関係及び端部鉄筋の抜け出しに

よる付加たわみ倍率の関係の一例を示す。設計の初期段階における K_{ef} は概略想定する p_i とスパンに応じた値（鉄筋の抜け出しに起因するたわみがスパンの関数となっていることによる）として設定されることになる。(4.17)式によるスラブ厚さ算定結果を用いたたわみ制御の精度は、 k_i 、 K_{ef} 及び w_p の設定の確実さの程度によることになる。ちなみに、普通コンクリート（強度 $F_c=24\text{N/mm}^2$ 及び単位容積質量 $\gamma_c=2.3\text{t/m}^3$ 、ヤング係数はこれらの数値に応じてRC規準式による算定値とする）を用いる通常のスラブの場合、スラブの引張筋比 $p_i=0.45\%$ 、複筋比 $\gamma=0.5$ 、短辺有効スパン $l_x=6\text{m}$ とすると図 4.12 より $K_{ef}=6$ となる。

ここでは(4.17)式において、たわみ制御の特性の検討にあたって、 $l_x=6\text{m}$ の場合について、 $k_i=1$ 、 $K_{ef}=6$ 、 $w_p=2.6\text{kN/m}^2$ を基点として、これよりそれぞれ Δk_i 、 ΔK_{ef} 及び Δw_p だけ変動させたときのスラブ厚さの変動 Δt を、それらの比率として算定した結果を図 4.13 に示す。 K_{ef} の 20% の変動に対する t の変動は 6% 程度、 w_p では 3% 程度である。筆者らの方法による長期たわみ予測結果と実験結果との比較¹¹⁾によれば、 K_{ef} の予測精度は $\pm 20\%$ 程度と推定されており、長期たわみ δ_l と K_{ef} との関係は(4.3)式のものであるので K_{ef} に係わる厚さ t の変動は 6% 程度と考えられる。 k_i については完全固定の場合 ($k_i=1$) より単純支持 ($k_i=5$) まで $5-1=4$ の差があり、固定度の 10% の変動であっても k_i は $k_i + \Delta k_i = 1+4 \times 0.1=1.4$ に相当する。この変動に対する厚さの変動は 12% 程度となり、周辺の固定度の変動が厚さ算定値へ及ぼす影響が大きいことがわかる。

4. 7 スラブのたわみ制御設計への本算定式の適用

スラブのたわみ制御設計への本算定式の適用は図 4.14 の設計のフローに示すように、次の 2 つの場合が考えられる。

- (1) 現行のRC規準におけるように、スラブの厚さの最小値を与える式により所要の厚さを算定する。以後たわみ検討を省略する。
- (2) 設計条件に応じてたわみ性能を満足するように長期たわみ制御目標値を設定する。

スラブの厚さ式により設計の初期段階において、設計条件に応じて概略算定してスラブの断面（厚さ）を仮定する。その後、応力計算と断面算定を行って補強筋量を算定する。この断面のスラブの長期たわみ予測計算を行って、これが長期たわみ制

御目標値以下であることを検証して、スラブの断面を決定する。長期たわみが目標値より大きい場合はスラブの断面仮定にもどり、スラブ厚さを増やすか、又はたわみ制御のための鉄筋を追加することなどの後、再度たわみ予測計算を行ってスラブの断面を決定する。

図 4.14 a ではスラブの厚さの最小値を与える式による所要の厚さの算定以後たわみの検討省略するフローとなっているので、 k_i 及び K_{ef} の設定の不確かさを考慮して、たわみ制御に対する厚さの計算結果の余裕を確保する算定式とすることが必要となろう。図 4.14 b では最終的なスラブ厚さは、以後の設計段階で長期たわみの検証の後定められることになるので、本算定式によるスラブ厚さは、当初に設定する厚さの一つの目安を与えるもので、計算結果の余裕は必要とされない。

4. 8 本算定式とRC規準式によるスラブ厚さ算定結果の比較検討

RC規準式¹⁾18条表10の厚さ算定式は以下のようなものである。

$$t = 0.02 \left(\frac{\lambda - 0.7}{\lambda - 0.6} \right) \left(1 + \frac{w_p}{10} + \frac{\ell_x}{10000} \right) \ell_x \quad (4.20)$$

(4.17)又は(4.18)式は長期たわみに関する要因に関する数値の設定いかんにより値が変わるので、(4.20)式のRC規準式と数値の大小を直接比較できないが、ここではスパンが4~11m程度の周辺固定の中実RCスラブを想定する。普通コンクリート ($F_c=24\text{N/mm}^2$ 、 $\gamma_c=2.3\text{t/m}^3$)、 K_{ef} の値は、鉄筋比 $p_f=0.45\%$ 、複筋比 $\gamma=0.5$ とする。図4.12の p_f と K_{ef} の関係を参考に $K_{ef}=6$ (ちなみに、 $t=200\text{mm}$ 、 $d=160\text{mm}$ のとき $K=6 \times (200/160)^3 \approx 12$ に相当する)とする。また、4.3.1に述べた長期たわみ制御目標値の設定のあたっては、既往の調査結果^{2),5)}を参考に、大たわみで被害を受けやすい非構造要素を支持する部材に相当する値¹⁹⁾として $V=450$ 、 $\delta_{lim}=20\text{mm}$ とした。この場合、スパンと長期たわみ制御目標値の関係^{註3)}は短辺有効スパンが9mまでは勾配が1/450の直線、これ以上では20mmで一定値となる。これらの値を(4.17)式及び(4.19)式に代入して整理すると以下となる。

$$a. \quad \ell_x \leq 9\text{m} \quad \left(\delta_a \leq \frac{\ell_x}{450} \right) \text{ の場合}$$

(4.18)式において、 $g_k=14.0$ $g_2=g_3=g_4=1$ となり (4.19)式に代入すると次式が得られる。

$$t = 0.0018 \left(\frac{\lambda - 0.7}{\lambda - 0.6} \right) \left(1 + \frac{w_{pd}}{10} + \frac{\ell_x}{16000} \right) \ell_x + d, \quad (\text{mm}) \quad (4.21)$$

b. $\ell_x > 9\text{m}$ ($\delta_s = 20\text{mm}$ で一定) の場合

(4.17)式において、 $g_1 = 1.44$ $g_2 = g_3 = g_4 = 1$ となり、次式が得られる。

$$t = 0.0019 \left(\frac{\lambda - 0.7}{\lambda - 0.6} \right) \times \left(1 + \frac{w_{pd}}{10} + \frac{\ell_x^{\frac{4}{3}}}{15000} \right) \ell_x^{\frac{4}{3}} + d, \quad (\text{mm}) \quad (4.22)$$

これらの式を用いて住宅相当荷重の場合について ℓ_x に応じた所要の t の算定結果を図 4.15 に示す。(4.21)式は、(4.20)式の RC 規準式による t に比べてスパン 6~7m を超えると薄目のスラブ厚さを与えるものとなっており、文献 9)、11)において RC 規準式はスパンの大きなスラブでは 2~3 割程度過大なスラブ厚さを与える傾向があるとの指摘を修正するものとなっている。また、3~4m において、スラブの厚さは薄く計算されることを修正している。6~7m を超える長スパンスラブでは本報告による算定式を用いるのがよいと思われる。スパンが 9m 以上では長期たわみ制御目標値を一定値 20mm とした分、スパンの増加にともなうスラブ厚さの増大の勾配が大きくなる。

RC 規準では長期たわみ制御目標値は $\delta_t \leq \ell_x / V = \ell_x / 250$ で長期たわみ倍率 $K = 16$ (全せいに対する値) を基本に (4.20) 式を誘導している。この場合 $\delta_t = K\delta_s$ より弾性たわみ $\delta_t \leq \frac{\ell_x}{KV} = \frac{\ell_x}{4000}$ を満足するスラブ厚さであればよいことになる。

RC 規準の長期たわみ制御目標値であるスパンの 1/250 は、スパンの大きい住宅などでは、若干過大であるとの指摘もある。ここでは、(4.20)式及び(4.21)式の長期たわみ制御目標値は $\delta_t \leq \ell_x / V = \ell_x / 450$ 、 $K_g = 6$ 、これを全せいのたわみ倍率 K に換算すると厚さ

とかぶりの比率にもよるが概略 12 となる。従って、弾性たわみ $\delta_t \leq \frac{\ell_x}{KV} = \frac{\ell_x}{12 \times 450} = \frac{\ell_x}{5400}$

を満足するスラブ厚さを算定していることになり、より厳しい算定条件となっている。ちなみに、長期たわみ制御目標値 $\delta_t \leq \ell_x / V = \ell_x / (250 \times 1.5) = \ell_x / 375$ とすると $KV = 12 \times 375 = 4500$ となり RC 規準の $KV = 4000$ に近い算定条件となる。

4. 9 本章のまとめ

本章では周辺固定スラブの使用状態における過大なたわみによる障害を防止するために、設計の初期の段階で目標とする長期たわみの限界とを満足し、設計の諸条件に見合った適性な厚さのスラブの厚さ算定式を提示している。長期たわみ制御設計に用いるスラブの厚さ式の誘導にあたっては、長期たわみの計算式は、第2章のRC部材の方法に準じて、長期たわみは弾性たわみに長期たわみ倍率を乗じて求め、この値が長期たわみ制御目標値以下であるという条件より所要のスラブ厚さの算定式を誘導した。

本章で誘導した厚さ算定式とその位置付け、特性及びRC規準式との比較結果についてまとめると以下のようなものである。

- (1) 長期たわみ制御目標値 δ_s を満足するスラブ厚さの精算式として(4.10)式を得た。
- (2) (4.10)式において s の値が小さい場合は、近似式として(4.12)式を用いることができる。
- (2) 近似式(4.12)を通常のスラブの設計に用いるコンクリートの特性、荷重の範囲等を考慮して、さらに設計の実務に適用可能な式へと簡略化を試みた結果、任意の長期たわみ制御目標値 δ_s を満足するスラブ厚さ計算の一般式として次式を得た。

$$t = d + d_t \quad (mm)$$

$$= 0.0013 g_1 \cdot g_2 \cdot g_3 \left(\frac{\lambda - 0.7}{\lambda - 0.6} \right) \times \left(1 + \frac{w_{pd}}{10} + \frac{g_1 \cdot g_2 \cdot g_3 \cdot g_4}{220000} \left(\frac{\gamma_c}{24} \right) \ell_x^{\frac{4}{3}} \right) \ell_x^{\frac{4}{3}} + d, \quad (4.17)$$

ここに

$$g_1 = \left(\frac{K_{ef}}{\delta_a} \right)^{\frac{1}{3}}$$

$$g_2 = (k_i)^{\frac{1}{3}}$$

$$g_3 = 0.88 \left(\frac{2.4}{\gamma_c} \right)^{\frac{2}{3}} \left(\frac{60}{F_c} \right)^{\frac{1}{9}}$$

$$g_4 = (1 - \rho)$$

- (4) (4.17)式において、長期たわみ制御目標値 δ_s をスパンに対する比率一定（たとえば $\delta_s \leq \ell_x / 450$ ）とする場合、この関係を(4.17)に代入すると次式となる。

$$t = 0.0013 g_k \cdot g_2 \cdot g_3 \left(\frac{\lambda - 0.7}{\lambda - 0.6} \right) \left(1 + \frac{w_{pd}}{10} + \frac{g_k \cdot g_2 \cdot g_3 \cdot g_4}{220000} \ell_x \right) \ell_x + d, \quad (4.19)$$

(4.19)式は(4.17)の $l_x^{\frac{4}{3}}$ の代わりに l_x の式となり、実用式として適用しやすい表現となっている。

- (5) (4.17)式及び(4.19)式は、有効せい長期たわみ倍率を第2章の図 2.15 より、鉄筋比に応じて設定することによりスラブの厚さの算定に反映できる。
- (6) 中空スラブは、中空とすることによる自重の減少による長期持続荷重の低減効果としてスラブの厚さの算定に考慮できる。
- (7) スラブの周辺の固定度に関する係数 k_f を用いて、これを厚さ算定に考慮できる。
また、PRC部材の場合は第3章の(3.7)式による k_f を k_i の代わりに用いることにより、PRCスラブの厚さ算定式として適用できる。
- (8) 本式によるスラブ厚さをRC規準18条表10の式と比べると、スパンと厚さの関係の概略の傾向として、スパン3～6mでRC規準より厚めの値を、6～7mを超えると薄めの厚さを与えるものとなっている。

長スパンのスラブをRC規準の算定式をもとに所要厚さを算定すると6mを超えるようなスラブでは若干過大な厚さとなる。本提案式によれば、鉄筋量の調整やボイドスラブとすることによる自重の低減などの長期たわみ対策の検討が可能となり、設計の当初よりこれらの対策を概略考慮した適切なスラブ厚の目安を設定できる。

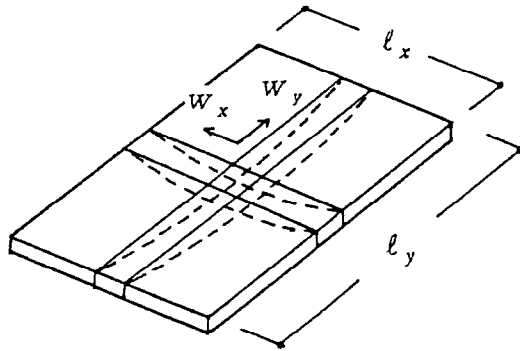
第4章の引用文献

- 1) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説、1999年 改定
- 2) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説、1982年 改定
- 3) Grossman, J. S. : Simplified Computations for Effective Moment of Inertia I_e and Minimum Thickness to Avoid Deflection Computations, ACI Journal, November-December pp.423-439, 1981
- 4) Rangan, B. V. : Control Beam Deflections by Allowable Span-Depth Ratios, ACI Journal, September-October pp.372-377, 1982
- 5) 杉野目 章、井野 智、吉野修司：たわみの検討を要しない鉄筋コンクリート曲げ部材の断面寸法について（その1 たわみ限度）、日本建築学会大会学術講演梗概集 pp.257-258、1989.10
- 6) 吉野修司、井野 智、杉野目 章、：同上（その2 床スラブ）、日本建築学会大会学術講演梗概集 pp.259-260、1989.10
- 7) 岡田克也、岡本晴彦、：たわみ制御を目的とした鉄筋コンクリート造スラブの適正厚さ算定法について 日本建築学会関東支部研究報告集 pp.209-212, 1982.
- 8) 松崎育弘、星野克征：鉄筋コンクリート造スラブの長期たわみの定量化に関する研究、日本建築学会関東支部研究報告集、pp.197-200, 1982.
- 9) 杉野目 章、井野 智、土橋 由造、山村明義：使用荷重下における鉄筋コンクリート床スラブの長期たわみ予測計算、日本建築学構造系論文集、No.372. pp.103-113, 1987.2
- 10) 杉野目 章、井野 智、吉野 修司：たわみの検討を要しない鉄筋コンクリート曲げ部材の断面寸法について（その2 床スラブ） 日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.259-260, 1989.10
- 11) 植松武是、井野 智、杉野目 章、伊藤正義：RC床スラブの施工誤差を考慮した長期たわみ設計 コンクリート工学年次論文報告集、Vol.19. No.2, pp.1107-1112, 1997
- 12) 岡田克也：鉄筋コンクリート部材の長期たわみ簡易計算法 日本建築学構造系論文集、No.532, pp.145-152, 2000.6
- 13) 岡田克也：両端固定RCスラブの上端鉄筋の抜け出しによる付加たわみ概算法 日本

建築学会大会学術講演概集、pp.159-160, 1993.9

- 14) 岡本晴彦、太田義弘、岡田克也、菅田昌宏、岡本達雄：プレストレスコンクリート造および鉄筋コンクリート造床スラブの統一化長期たわみ算定法 日本建築学構造系論文集、pp.93-100, 1999.11
- 15) 岡田克也、岡本晴彦、大田義弘：長スパンスラブの長期たわみに及ぼす施工荷重の影響について 日本建築学会大会学術講演梗概集 pp.709-710, 1998.9
- 16) 岡田克也：たわみ限界値より定まるRCの部材寸法について(その1：周辺固定スラブの場合) 日本建築学会大会学術講演梗概集 1 pp.239-240,1990.10
- 17) 岡田克也：RCスラブの長期たわみ制御を目的とした最小厚さ算定式 日本建築学会大会学術講演梗概集 pp.327-328,1999.9
- 18) 植松武是：鉄筋コンクリート床スラブの長期たわみ制御に関する研究(学位論文) 1996.3
- 19) ACI Committee 318 Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-99) and Commentary (ACI 318R-99) pp.99 Table9.5(b)
- 20) 岡田克也：スラブの構造的はたらき 建築技術 No.536 1994.11 p.78 参照)。

注1) 理論解析値は鉄筋コンクリート構造計算規準(文献2)「付10.1等分布荷重時4辺固定スラブ」



$$w = w_x + w_y \quad w_x = \frac{l_y^4}{l_x^4 + l_y^4} w \quad w_y = \frac{l_x^4}{l_x^4 + l_y^4} w$$

図 4.1 周辺固定二方向スラブの荷重分配

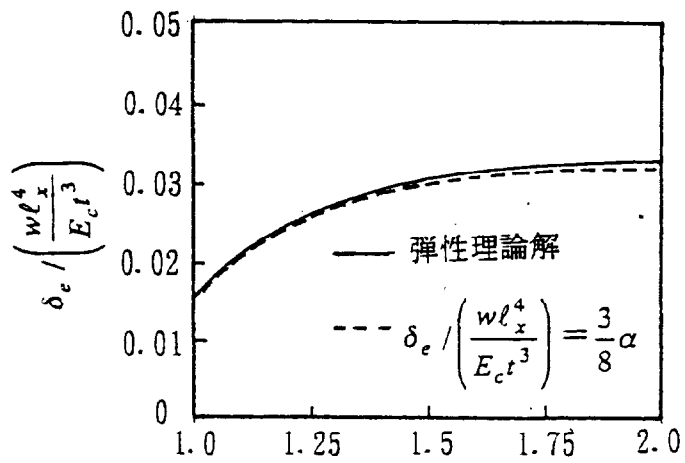


図 4.2 (4.1) 式による δ_e の値と理論解析値との比較

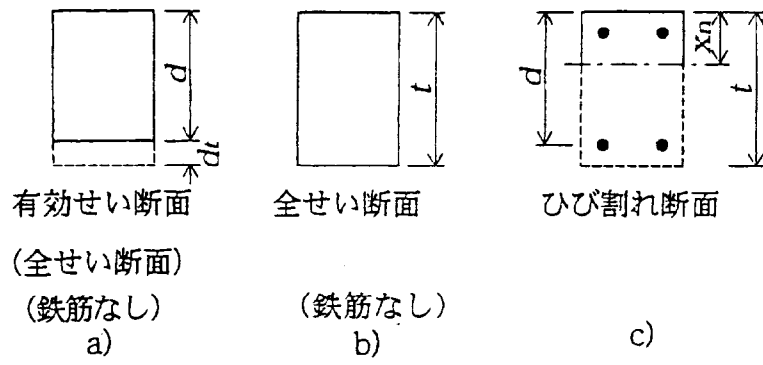


図 4.3 たわみ計算における断面の仮定

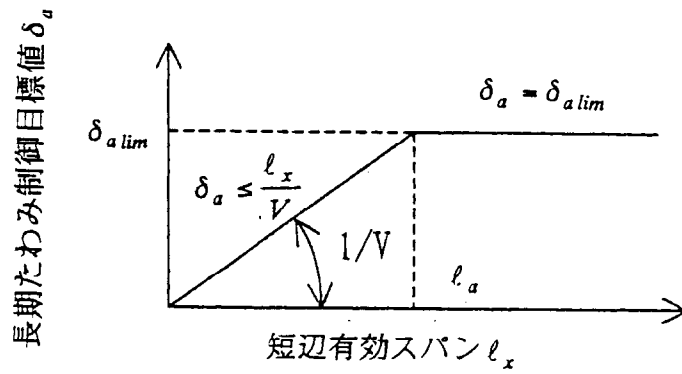


図 4.4 短辺有効スパン l_x と長期たわみ制御目標値 δ_a

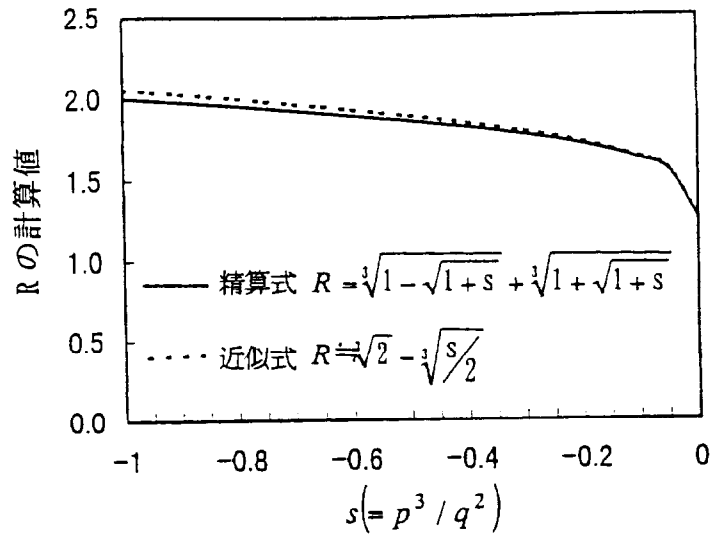


図 4.5 R の近似式の精度

$k_f = 1$ $E_c = 2.27 \times 10^4 \text{ N/mm}^2$ $w_{d1} = 2.6 \text{ kN/m}^2$
 $K_{ef} = 6$ $\gamma_{rc} = 24 \text{ kN/m}^3$ $\rho = 0$
 $\delta_a = 20 \text{ mm}$ $d_i = 40 \text{ mm}$

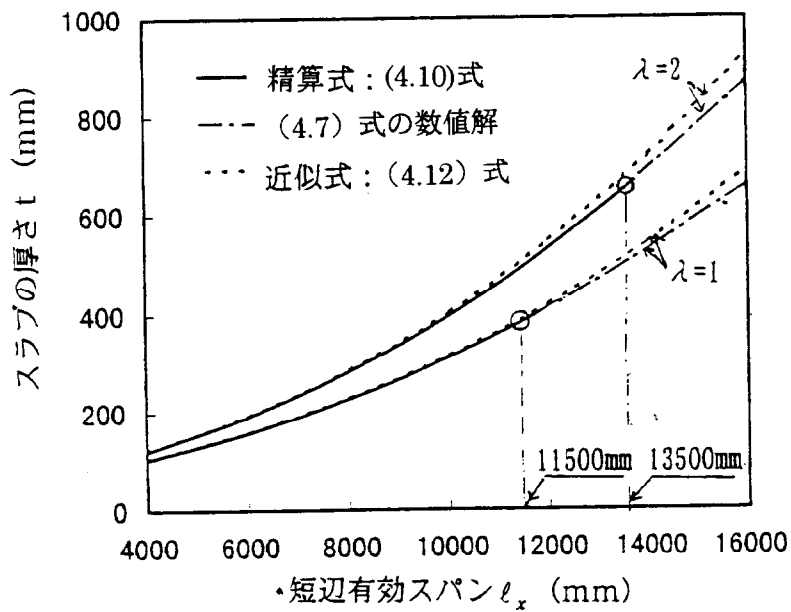


図 4.6 (4.10) 式による精算解と (4.12) 式の近似式による算定結果の比較

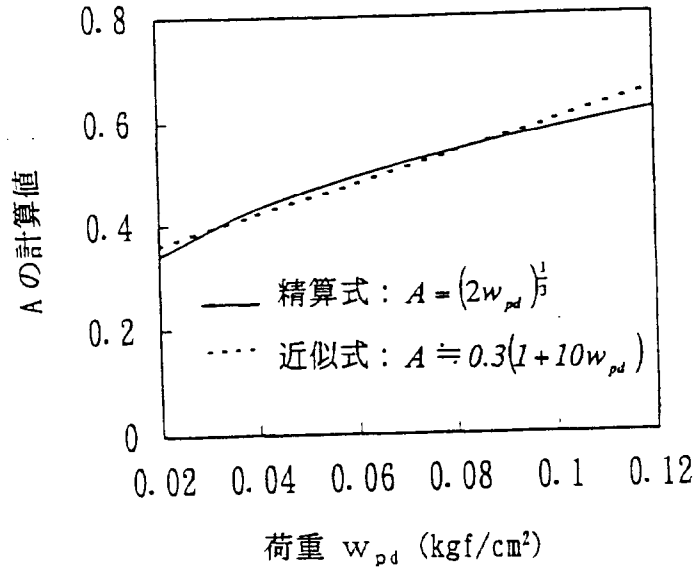


図 4.7 Aの近似式の精度検討

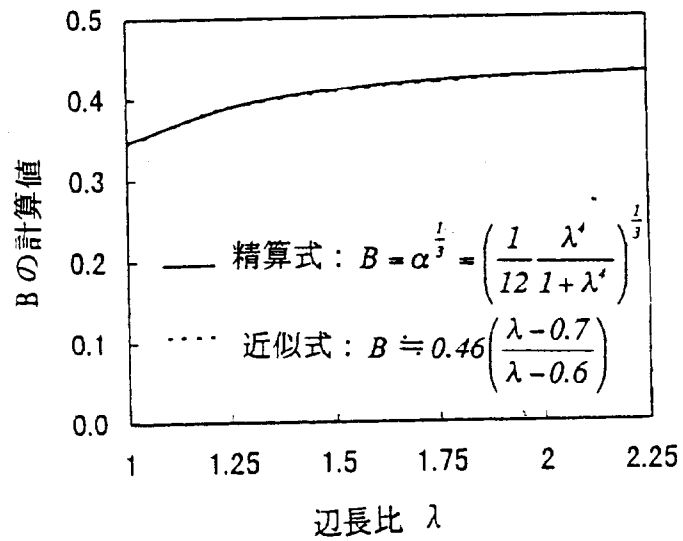


図 4.8 Bの近似式の精度検討

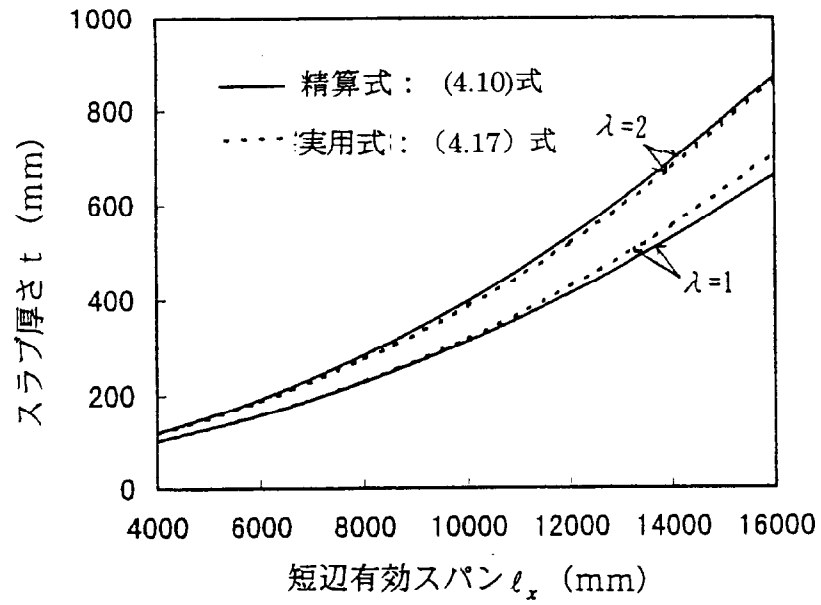


図 4.9 スラブ厚さ算定実用式 (4.17) 式の精度の検討

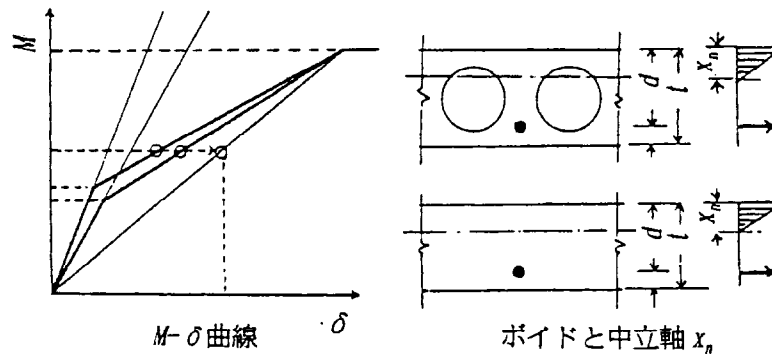


図 4.10 ボイドスラブの曲げたわみ曲線と中立軸位置

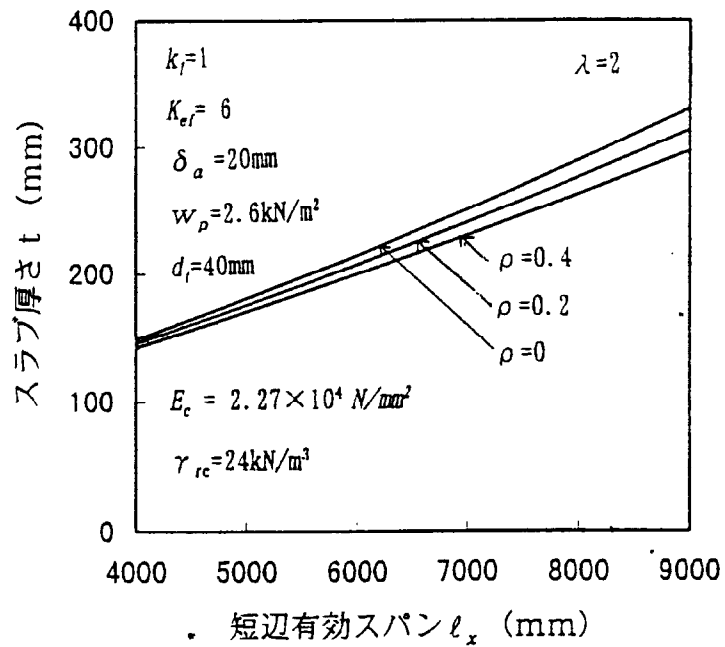


図 4.11 ボイドスラブ厚さの算定結果

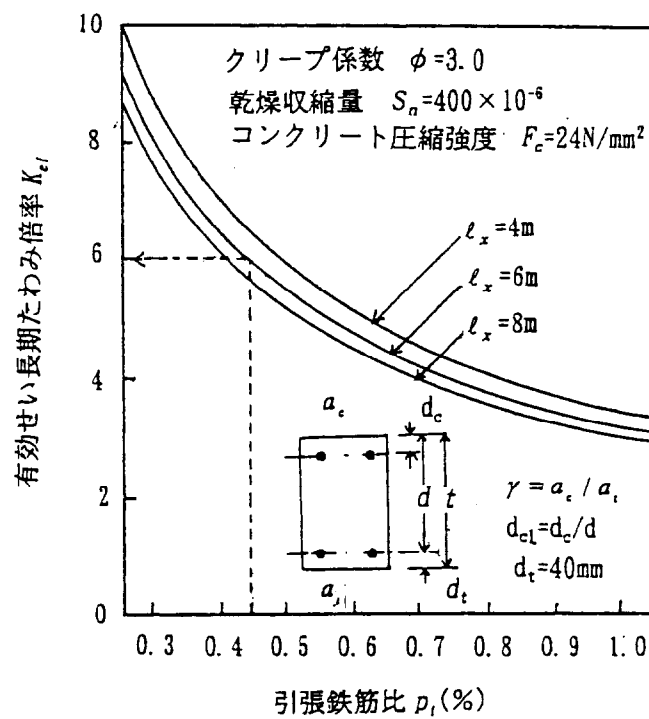
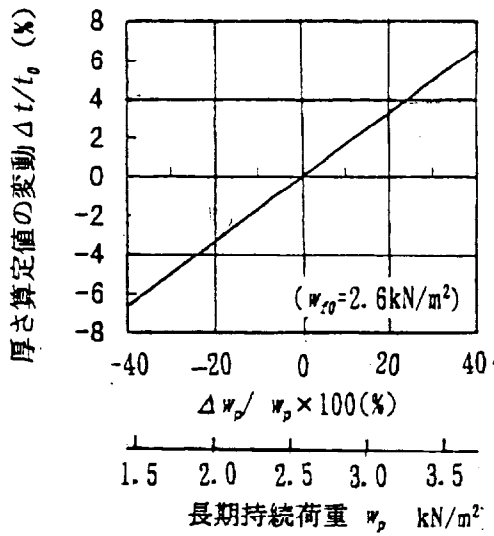
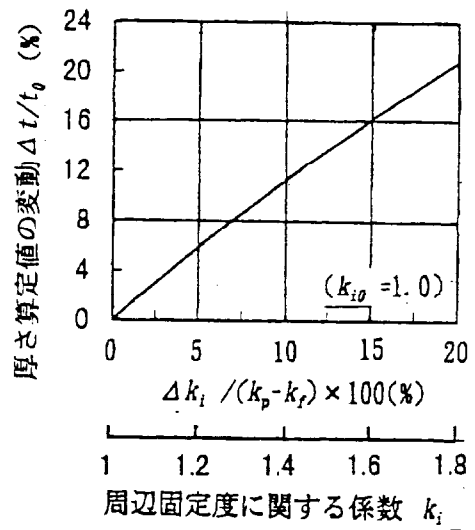
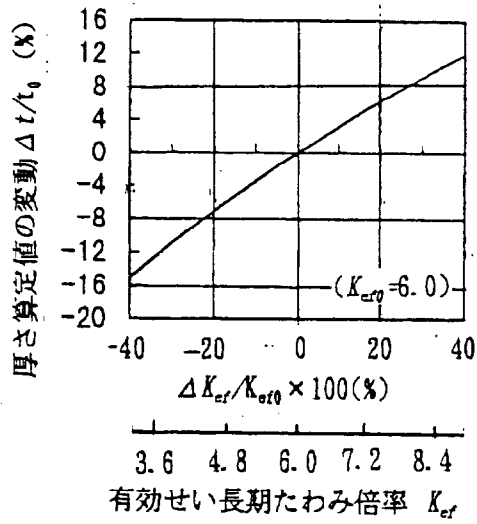


図 4.12 引張鉄筋比 p_t 有効せい長期たわみ倍率 K_{ef} の関係



(注)

$$\Delta K_{er} = K_{er} - K_{er0}$$

$$\Delta k_i = k_i - k_{i0}$$

k_p : 単純支持の場合 ($k_p = 5$)

k_r : 固定支持の場合 ($k_r = 1$)

$$k_p - k_r = 4$$

$$\Delta w_p = w_p - w_{p0}$$

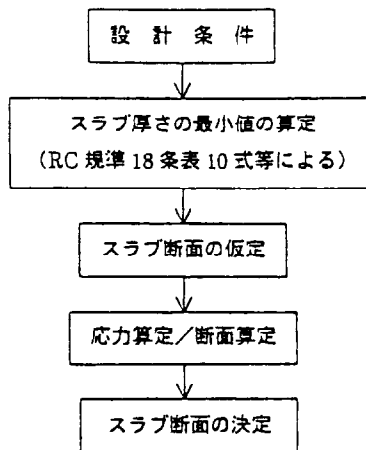
$$\Delta t = t - t_0$$

t : K_{er} 、 k_i 、 w_p における厚さ算定値

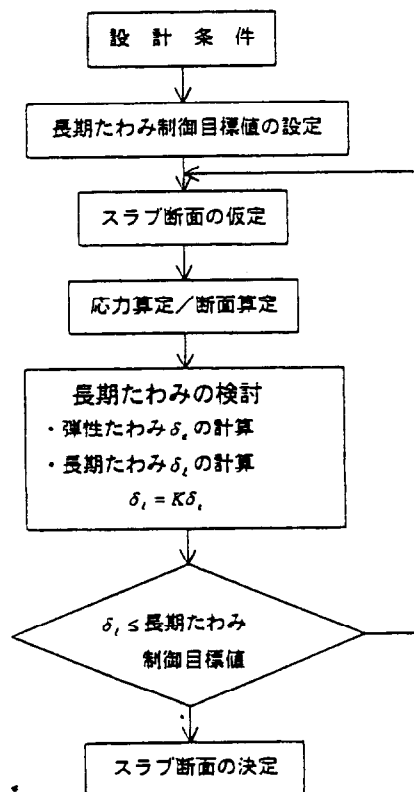
t_0 : $K_{er0} = 6.0$ 、 $k_{i0} = 1.0$ 、 $w_{p0} = 2.6 \text{ kN/m}^2$

における厚さ算定値

図 4.13 有効せい長期たわみ倍率 K_{er} 、固定度に関する係数 k_i 及び荷重 w_p の変動が(4.17)式よるスラブ厚さ t の変動に及ぼす影響



a 長期たわみ予測の計算を行わない場合



b 長期たわみ予測の計算を行う場合

図 4.14 たわみ制御設計のフロー

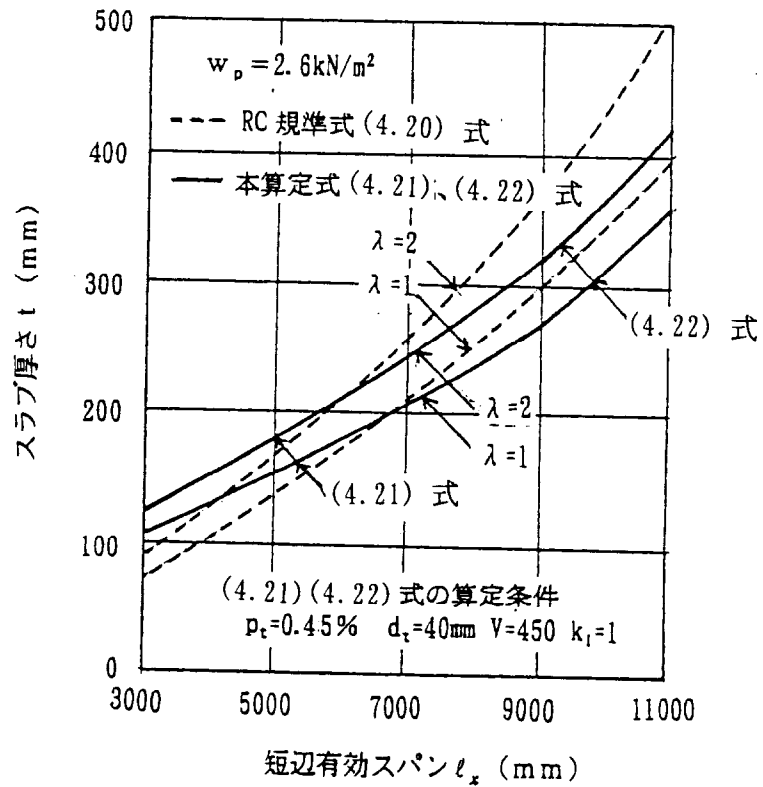


図 4.15 RC 規準式と (4.21)、(4.22) 式によるスラブ厚さの比較

第 5 章

RC造およびPRC造 長スパンスラブの長期たわみ制御設計法

第5章 R C造およびP R C造長スパンスラブの長期たわみ制御設計法

5. 1 はじめに

近年、R Cスラブは、大スパン化の傾向にある。たとえば、長寿命集合住宅として注目されているS I（サポート・インフィル）住宅では、そのスラブシステムとして小梁のないスパンの大きな一枚板のスラブが望まれている。これらのニーズに合うようなスパンの大きなスラブ（以下長スパンスラブと呼ぶ）では、R Cポイドスラブとしたり、部分的にプレストレスを導入したプレストレスト鉄筋コンクリート（P R C）スラブとすることにより、用途的に価値の高い空間を提供することができる。しかしながら、このような長スパンスラブでは適切な設計がなされないと長年使用しているうちに過大なたわみやひび割れの障害が生じることがある。わが国においてはR Cの長期たわみについての種々研究がなされてきており、実用に供せられる計算法が提示されている。しかし、R C及びP R Cスラブの長期たわみの制御を目指した設計法として体系的に示された規準や指針類は見当たらない。

R Cスラブについては日本建築学会「鉄筋コンクリート計算規準・同解説（1999年）」の付7「長期荷重時における変形とひび割れ」に長期たわみの簡易計算法が記述されている。上記の長期たわみ計算法は、ひび割れ、クリープ、乾燥収縮による長期たわみの要因を考慮できる簡便な計算法であるが、周辺固定スラブの端部鉄筋の抜け出しによる要因が考慮されていない分、たわみを過小に評価することが指摘されている¹⁾など。P R Cスラブについては同学会「プレストレスト鉄筋コンクリートⅢ種P C」構造計算・施工指針・同解説（1986年）」（以下P R C指針と呼ぶ）が制定された。しかしながら、P R C指針ではP R C部材の長期荷重と短期荷重による応力と耐力について設計法とP R Cスラブを含む設計例などが提示されているが、長期荷重に対するたわみ設計法の体系的な記述はなされていない。本論文では第2章においてR Cの長期たわみ計算法としてひび割れ、クリープ、乾燥収縮等のたわみ要因に加えて鉄筋の抜け出しをも考慮できる簡便法を提示し²⁾、第3章ではこれをP R Cスラブに拡張適用することにより、R CスラブよりP P C、P Cスラブまで統一的な簡易計算法³⁾を提案している。また、第4章においてこれらの長期たわみ計算法を基本に、スラブにもとめられるのたわみ性能を満足する最小限の厚さを与

える算定式をRC規準18条表10の修正式⁴⁾として提案している。

本章では長スパンスラブに適用されるRCスラブ、RCボイドスラブ、ひび割れを許容するPRCスラブについて、上記の計算法を設計の手段として長期たわみ制御設計法の体系の構築を試み、これを適用した設計例も示している。

5. 2 適用範囲

本設計法を適用する長スパンスラブは以下のようである。

- (1) スラブの構造形式は中実及びボイドのRC、PRCスラブに適用する。概略の適用スパンは図5.1に示す。
- (2) 周辺は大梁に囲まれた一方向及び二方向スラブとし、フラットスラブやフラットプレートは適用外とする。
- (3) 重層建物の場所打ちスラブの他、プレキャストコンクリートスラブ、ハーフPCa板を用いた合成スラブに適用する。
- (4) コンクリートの設計基準強度は 24N/mm^2 以上とし、普通又は軽量コンクリートのスラブとする。

5. 3 長スパンスラブの長期たわみ制御設計

5. 3. 1 設計のフロー

たわみ制御の必要なスラブの設計フローを図5.2に示す。設計条件を明らかにした後、スラブに求められる使用性能に応じて、制御すべきたわみの目標値を設定する。次に、これを満足するスラブの断面（厚さ）を仮定して、支持条件、荷重等より応力算定して補強筋の計算を行ない、プレストレス力とPC鋼材の配置を設定する。さらに、自重、長期持続荷重による長期たわみ量を予測して、これが制御目標値以下であることを検証してたわみ性能上求められるスラブ断面を決定する。

5. 3. 2 設計条件

長スパンスラブの設計に当たっては、周辺の支持条件及び長期的に作用する荷重の見きわめが重要である。

(1) 支持条件と弾性たわみ

周辺の梁、柱、壁及び連続するスラブ等のスラブの支持条件をモデル化して詳細解析を行う場合を除いて、設計の初期段階での支持条件を考慮した弾性たわみの算定は次式による。

$$\delta_e = k_i \delta_0 \quad (5.1)$$

ここに、 k_i ：周辺の固定度に応じて定まる係数

(完全固定： $k_i=1$ ～単純支持： $k_i=5$)

δ_0 ：周辺完全固定スラブのスパン中央の弾性たわみ

$$\doteq \frac{1}{32} \cdot \frac{\lambda^4}{1+\lambda^4} \cdot \frac{w l_x^4}{E_c t^3}$$

w ：全荷重 t ：スラブ厚さ E_c ：コンクリートのヤング係数

λ ：辺長比（長辺有効スパン l_y ／短辺有効スパン l_x ）

スラブの周辺の支持条件を大別すると図 5.3 のようであり、①短辺及び長辺方向ともに多スパンの場合、②長辺方向 1 スパンの場合、③長辺方向が主方向スラブの場合等が考えられよう。このようなスラブ中央のたわみを制御設計の対象とする。設計の支持条件に応じて k_i を検討して設定することにより弾性たわみを算定する。図 5.3 の短辺方向多スパンの場合については、周辺固定度と辺長比に応じたたわみの理論解析結果 $\delta_{1\sim3}$ と周辺完全固定スラブのたわみ δ_0 との比（ k_i に相当）を求めた結果を図 5.4 に示す⁵⁾。たとえば、5.4 の設計例－1 のスラブでは、3 辺が剛な梁に囲まれる $\lambda=1.66$ の妻側スラブであり、妻側の長辺方向梁の拘束による固定度が単純支持と固定の間として、図 5.4 より $k_i=(1+1.66)/2 \doteq 1.4$ としている。

5.3.3 荷重

場所打ちの重層コンクリートスラブには図 5.5 に示すように、施工時よりスラブ自重、上階の支柱荷重、仕上げ荷重及びその後長期的に持続する積載荷重がある。

(1) 施工時荷重

スラブに作用する施工時の荷重は上階の支保工の数に応じて JASS 5 解説「表 12.3 施

工荷重 W の算定」に準じて計算する。

(2) 長期持続積載荷重

集合住宅の長期積載荷重は 18kN/mm^2 であるが、人が住む状態で持続的に作用する荷重としては若干過大と考えられる。長期持続積載荷重は、日本建築学会「建築荷重指針・同解説（1993年）」の表2の基本荷重強さ（常時作用する積載荷重として統計的に求まる値）を参考に設定することができよう。

(3) プレストレスによるキャンセル荷重

図5.6のようにパラボラ曲線状に配置したPC鋼材による単位当たりの吊り上げ力を次式（(3.1)式）により上向きの荷重に換算して、以後荷重として取り扱うことにする。これをキャンセル荷重 W_c と定義し、スラブに作用する長期持続荷重 W_{SL} よりを差し引いた荷重を残存荷重 W_r と呼ぶ。また、長期持続荷重 W_{SL} に占めるキャンセル荷重 W_c の比率をキャンセル率 χ とする。

$$W_c = \frac{8a \cdot P_c}{\ell_x^2} \quad (5.2)$$

(3) PRC及びPCスラブの支持条件とたわみ制御効果

スラブに導入するプレストレスは、スラブ周辺の大梁やこれに一体に連続する壁などにも伝達する。したがって、PRC及びPCスラブの設計に当たっては、周辺へのプレストレス伝達の程度を検討して、そのたわみ制御効果を検討する必要がある。

端部の固定度の関与するものとして、曲げモーメントの拘束率 k_b 、軸方向力の有効率 k_c とする。このスラブにキャンセル率 χ の大きさのプレストレスを導入したときの弾性たわみは不静定2次応力の影響を考慮して次式により計算できる。

$$\delta_e = k_p \delta_0 \quad (5.3)$$

ここに k_p は3.2.3の(3.7)式に示したPRC及びPCスラブ周辺の曲げ及び軸方向の拘束に応じて定まる係数であり以下のようなものである。

$$k_p = k_i(1-\chi) + 6\chi \left(\frac{a_c}{a} \right) (1-k_b) k_c \quad (5.4)$$

(5.4)式によれば任意の支持条件とキャンセル率のPRC及びPCスラブの弾性たわみ

が容易に計算できる。

5. 3. 4 長期たわみ制御目標値

スラブの過大なたわみによる障害には、図 5.7 に示すようにスラブに生ずる傾斜、階高の縮小による壁やサッシの変形、仕上げ材の損傷や建具の不具合などがある。このようなスラブの使用性を損なわないようなたわみの限界を検討して、これをたわみ制御目標値 δ_{lg} として設定する。スラブのたわみは図 5.5 のように支柱の除去より仕上げ、積載荷重の載荷により順次増加していく。障害の原因となるたわみの起点をどの時点とするかにより、制御すべきたわみの値が異なることになる。直仕上げスラブで表面の傾斜が問題となる場合を除いて、内装仕上げ工事着手以後に生じる長期付加たわみを制御すべきたわみとすることができよう。したがって、長期たわみ制御目標値 δ_{lg} は全長期たわみ δ_l より仕上げ着手以前のたわみ δ_{cf} を差し引いた次式により設定する。

$$\delta_{lg} = \delta_l - \delta_{cf} \quad (5.5)$$

制御目標値 δ_{lg} は ACI 規準⁶⁾ や CEB の Model Code⁷⁾ の規定にもあるように、スパンに対するたわみの比率を一定値として算定する場合が多い。しかし、長スパンスラブではスパンに関わらずたわみを一定値以下としておくことも障害防止上必要である。ちなみに、住宅及び事務所のスパンとたわみ制御目標値との関係を 5. 4 の設計例では図 5.8 に示すように設定している。

5. 3. 5 スラブの厚さの仮定

スラブの断面は最終的にはたわみの他、衝撃、遮音など性能を満足するように決定される。ここでは長期たわみ制御目標値を満足するスラブの厚さを周辺の支持条件作用荷重やプレストレスの導入の有無、そのキャンセル率を考慮できるものとして、第 4 章に提示した (4.17) 式) によりスラブの厚さを有効せい d と断面の引張縁より引張鉄筋の図心までの距離 d_i の和として計算する。

$$t = d + d_i = 0.0013 g_1 g_2 g_3 \left(\frac{\lambda - 0.7}{\lambda - 0.6} \right) \times \left(1 + \frac{w_p}{10} + \frac{g_1 g_2 g_3 g_4}{220000} \left(\frac{\gamma_{rc}}{24} \right) \ell_x^3 \right) \ell_x^4 + d_i \quad (5.6)$$

ここに

$$g_1 = \left(\frac{K_{cf}}{\delta_l} \right)^{\frac{1}{3}}, \quad g_2 = (k_p)^{\frac{1}{3}}, \quad g_3 = 0.88 \left(\frac{2.4}{\gamma_c} \right)^{\frac{2}{3}} \left(\frac{60}{F_c} \right)^{\frac{1}{9}}, \quad g_4 = (1 - \rho)$$

通常のRCスラブで図 5.8 のような長期たわみ制御目標値とスパンの関係もとでスパン板厚比が一定の範囲のスパンでは、 $\gamma_c=2.3\text{t/m}^3$ 、 $F_c=24\text{N/mm}^2$ 、 $\chi=0$ 、引張鉄筋比 $\rho_t=0.4\%$ 、複筋比 $\gamma=1$ とすると有効せい長期たわみ倍率 K_{ef} は概略 6 となる。

これらの条件のもとで (5.6) 式を簡略化した次式が実用的である。

(住宅)

$$t = 0.018(k_i)^{\frac{1}{3}} \left(\frac{\lambda - 0.7}{\lambda - 0.6} \right) \left(1 + \frac{w_p}{10} + \frac{(k_i)^{\frac{1}{3}}(1 - \rho)}{16000} \ell_x \right) \ell_x + d_t \quad (5.7)$$

(事務所)

$$t = 0.017(k_i)^{\frac{1}{3}} \left(\frac{\lambda - 0.7}{\lambda - 0.6} \right) \left(1 + \frac{w_p}{10} + \frac{(k_i)^{\frac{1}{3}}(1 - \rho)}{17000} \ell_x \right) \ell_x + d_t \quad (5.8)$$

(5.7) および (5.8) 式によるスラブ厚さとスパンの関係は図 5.9 に示すとおりである。

5.3.6 応力計算及び断面算定

5.3.5 で仮定した厚さのスラブについて、長期設計荷重に応じた応力計算を行い、補強筋の算定及びPRC又はPCスラブの場合はプレストレスに関する設計をRC規準又はPRC指針、PC規準に準じて行う。

5.3.7 長期たわみの検討

(1) 長期たわみの計算

RC又はPRCスラブの長期たわみの予測計算は3.2の支持条件のもとで算定した弾性たわみに長期たわみ倍率を乗ずることにより次式により計算する。PCスラブの場合は等価ヤング係数を用いて計算する。

$$\delta_t = K\delta_e = K_{ef} \left(\frac{t}{d} \right)^3 \delta_e = K_{ef} \left(\frac{t}{d} \right)^3 k_p \delta_0 \quad (5.9)$$

ここに

δ_0 : 周辺完全固定の場合の弾性たわみ

k_p : PRCの周辺固定度に関する係数 (RCの場合は k_i)

K : 長期たわみ倍率

K_{ef} : 有効せい長期たわみ倍率 (RCの場合は2.3.4の(2.4)式、PRCの場合は3.2.3の(3.16)式による)

有効せい長期たわみ倍率 K_{ef} は、コンクリートのひび割れ、クリープ、乾燥収縮及び鉄筋の抜け出し等の各要因に応じた長期たわみ倍率の和として 2.4 及び 3.2 の方法により算定する。通常の RC スラブにおいて、たわみの要因にかかわる係数、強度、寸法などを図中の値として算定した K_{ef} と引張鉄筋比の関係を示すと図 5.9 のようである (K_{ef} の算定にあたっては安全側の仮定として引張側コンクリートの剛性への寄与を無視し、鉄筋の抜け出しによるたわみは $l_x = 6000\text{mm}$ の場合としている)。このような図表を設計条件に応じて備えておけば長期たわみの予測が簡便に行うことができる。

(2) 仕上げ前のたわみの計算

仕上げ前に生ずるたわみは、スラブにひび割れが発生しているか否かにより大きく異なる。重層建物の長スパンスラブでは施工時荷重による最大縁応力がコンクリートの引張強度以上となり、ひび割れの発生が予想され、JASS-5 の解説図 12.6「支保工存置期間算定フロー」の Case 3 に相当するスラブである。仕上げ前に生ずるたわみは支柱の除去後に作用する自重、その後上階の支柱荷重による付加たわみの和と考えられるが、ここでは仕上げ前にたわみはひび割れ断面剛性 $E_c I_{cr}$ をもつスラブの自重によるたわみとして次式により計算する。

$$\delta_{cf} = \left(\frac{l}{d}\right)^3 K_{cr} \cdot \xi \cdot \delta_e \quad (5.10)$$

ここに

δ_e : 長期持続荷重 w_{SL} による弾性たわみ

ξ : 自重と長期持続荷重との比 (w_{DL}/w_{SL})

K_{cr} : ひび割れによるたわみ倍率 (引張側コンクリートの剛性への寄与を考慮)。

(3) 長期たわみの検証

長期たわみの検証に当たっては長期たわみより仕上げ前のたわみを差し引いた長期付加たわみを制御すべきものとして、これが長期たわみ制御目標値以下であることを確認する。

$$\delta_t - \delta_{cf} \leq \delta_{tg} \quad (5.11)$$

5.3.8 ひび割れの検証

R Cスラブでは原則としてひび割れの検討は行わなくてよいが、耐久性上や美観上、ひび割れが問題となる場合は検討する。

P R Cスラブでは、最大ひび割れ幅制御目標値が0.2mm以下であることをR R C指針に準じて検証する。

5. 4 設計例

5. 4. 1 設計例—1 場所打ち鉄筋コンクリートスラブ（集合住宅）

図 5.11 に設計例の集合住宅の平面図、図 5.12 に断面図を示す。この平面図の妻側スラブを設計対象とした。

(1) 設計条件

①用途：集合住宅

②スパン：短辺方向（有効スパン l_x ）：7200(6900) mm,
長辺方向（有効スパン l_y ）：12450(12150) mm
辺長比（ $\lambda = l_y / l_x$ ）：1.7

③支持条件

本スラブの支持条件は3辺固定、1辺半固定と考える。この条件のとで5.3.2の(5.1)式のたわみ係数を設定する。図5.4のb.スラブにおいて辺長比 $\lambda = 1.7$ に応じた $k_f = 1.66$ と4辺固定のd.スラブの $k_f = 1$ との平均値 $k_f = 1.4$ をたわみ係数として弾性たわみを計算する。

④積載荷重

仕上げ荷重 0.8(kN/m²)

積載荷重 1.8(kN/m²)

長期持続積載荷重 1.8(kN/m²)

ここではスラブの長期持続積載荷重は1.0～1.2(kN/m²)であるが、安全を考慮して1.8(kN/m²)を採用した。

⑤コンクリートの特性

設計基準強度 $F_c = 24\text{kN/mm}^2$ 、

単位容積質量	$\gamma_c = 2.3 \text{ t/m}^3$
クリープ最終値	$\psi_n = 3$
乾燥収縮最終値	$S_n = 400 \times 10^{-6}$
鉄筋の付着劣化係数	$\psi_b = 0.8$

⑥鉄筋の図心より引張又は圧縮縁までの距離

引張側 $d_t = 40 \text{ mm}$

圧縮側 $d_c = 40 \text{ mm}$

⑦長期たわみ制御目標値 (図 5.13 参照)

長期たわみ制御目標値は短辺有効スパンの $1/450$ かつ 20 mm 以下とする。

$$\text{したがって、} \delta_{ls} = \frac{\ell_s}{450} = \frac{6900}{450} = 15.3 \text{ mm} \rightarrow 15 \text{ mm}$$

⑧施工条件

支保工は1層受けとする。その除去時のコンクリート強度は設計基準強度 $F_c = 24 \text{ kN/mm}^2$ 以上とする。

(2) スラブ厚さの仮定

平均引張鉄筋比 $\rho_t = 0.4\%$ 、複筋比 $\gamma = 1$ と仮定して(1)の設計条件を考慮してスラブ厚さを(5.7)式により算定すると以下となる。

$$t = 251 \text{ mm} \rightarrow 260 \text{ mm} \text{ (中実スラブ)}$$

(3) 鉄筋量の算定 (結果のみ示す)

施工荷重時の応力に対して鉄筋は中期(長期と短期に中間)許容応力で算出するが、鉄筋量は施工時荷重時で決定される(図 5.14 参照)。

$$\text{短辺方向} \quad \text{LD13} \cdot 16@150 (a_t = 1087 \text{ mm}^2 \quad \rho_t = 0.49\%)$$

$$\text{長辺方向} \quad \text{LD13} \cdot 16@200 (a_t = 8150 \text{ mm}^2 \quad \rho_t = 0.41\%)$$

中央下端の鉄筋量は、端部剛性の低下による中央下端の応力増を考慮して、端部上端の鉄筋量と同じとした。

(4) 長期たわみの検証

設計条件、算定した鉄筋量のもとで第2章に示す方法でも計算できるが、ここでは簡易な方法として図 5.10 より K_{eI} 及び K_{cI} を求めて以下の値を算定する。

$$\text{弾性たわみ} \quad \delta_e = k_i \delta_o = 1.83 \text{ mm,}$$

$$\text{長期たわみ倍率有効せい} \quad K_{eI} = 5.3$$

長期たわみ倍率	$K = 8.75$
長期たわみ	$\delta_l = K\delta_e = 16.0\text{mm}$
仕上げ前たわみ	$\delta_{cf} = 5.0\text{mm}$

よって、制御すべきたわみは $\delta_l - \delta_{cf} = 11.0\text{mm}$ で、長期たわみ制御目標値 15mm 以下となりたわみ性能を満足する。

5. 4. 2 設計例一2 場所打ち PRC ボイドスラブ (集合住宅)

図 5.15 に示すように主方向がスパン方向の集合住宅のスラブについて設計する。

(1) 設計条件

①用途：集合住宅

②スパン：鉄骨梁なので有効スパンを芯々スパンに等しくとる。

短辺方向 ℓ_x : 13,000 mm 辺長比 λ : 3.1

長辺方向 ℓ_y : 40,000 mm

③ボイド率 ρ : 0.31

④支持条件

スラブを支持する梁が鉄骨梁であることを考慮して、鉄骨のねじれ剛性を評価して、次のように設定する。

曲げ拘束率 $k_b = 0.4$ 軸力有効率 $k_c = 0.9$

⑤設計荷重

仕上げ荷重 $W_{FL} = 8 \text{ kN/m}^2$ 、積載荷重 $W_{LL} = 18 \text{ kN/m}^2$

長期持続積載荷重 $W_{SL} = 12 \text{ kN/m}^2$

⑥コンクリートの特性

設計基準強度 $F_c = 35 \text{ kN/mm}^2$ その他の特性は設計例 1 に同じ。

⑦断面における鉄筋位置 図 5.16 に示す。

⑧長期たわみ制御目標値 図 5.8 よりスパンにかかわらず一定の領域であるから $\delta_{lg} = 20\text{mm}$ とする。

⑨施工条件 コンクリート打設時は 2 層受けとする。

(2) スラブの断面算定

①スラブ厚の仮定

平均鉄筋比 $p_1 = 0.8\%$ 複筋比 $\gamma = 0.5$ キャンセル率 $\chi = 0.5$ 、ボイド率 $\rho = 0.31$

として(1)の設計条件のもとで(5.6)式によりスラブ厚を算定する。

$$t = 515\text{mm} \rightarrow 500\text{mm}$$

②キャンセル荷重 w_a の算定

PC鋼線の配置は図 5.17 に示すようであり、SWPR19-17.8φ ($P_g=261\text{kN}$) をボイド間に配置する。プレストレス有効率 $\eta=0.85$ 、セット損失と摩擦損失を 5%と考えると $P_e=0.7P_g(1-0.5)=174\text{kN}$ となる。

$$w_a = \frac{8\eta P_e a}{\ell_x^2} = 2.8 \text{ kN (ボイドピッチ 450mm 当たり)}$$

長期持続荷重 $w_{sl}=4.6 \text{ kN}$ (ボイドピッチ 450mm 当たり) したがって、キャンセル率は $\chi=0.6$ となる。

③鉄筋量の算定

長期荷重及び施工時荷重よりプレストレスによるキャンセル荷重を差し引いた荷重による応力に対して許容応力度を満足するように鉄筋量を算定する (算定過程は省略)。

中央下端 4-HD22/⑤500 ($a_1=1548\text{mm}^2$) $p_1=0.78\%$

端部上端 4-HD16/⑤500 ($\gamma=0.69$)

配力筋 上下とも LD13②200 ($a_1=2030\text{mm}^2$)

(3) 長期たわみの検討

(2) の②で仮定したスラブ厚、③の鉄筋量を用いて、(1)の設計条件のもとで(5.4)式により k_p をもとめて弾性たわみを、長期たわみ倍率は 5.3.7 に示す方法により算定する。

$$\text{弾性たわみ} \quad \delta_e = k_p \delta_0 = 6.1\text{mm},$$

$$\text{有効せい長期たわみ倍率} \quad K_{ef} = 2.59,$$

$$\text{長期たわみ倍率} \quad K = 3.81$$

$$\text{長期たわみ} \quad \delta_l = K \delta_e = 23.2\text{mm}$$

$$\text{仕上げ前たわみ} \quad \delta_{cf} = 9.6\text{mm}$$

よって制御すべきたわみは $\delta_l - \delta_{cf} = 13.6\text{mm}$ で長期たわみ制御目標値 20mm を満足する。

5.4.3 設計例-3 場所打ち PRC ボイドスラブ (事務所)

図 5.18 に事務所スラブの平面図、図 5.19 に軸組図を示す。スパン 17.3m の場所打ち PRC 一方向ボイドスラブとして設計する。

(1) 設計条件

①用途：事務所

②スパン：主方向スパン（有効スパン l_x ）：17300（16900）mm

③ボイド率：スラブ厚さ 600mm 中に @600mm で直径 475mm のボイドを配置する。

$$\rho = \frac{\pi \times (475)^2}{4 \times 60^2} = 0.49$$

④ 支持条件

本スラブはサイドコアの中間に位置する一方向スラブであるので、PRCスラブの厚さ算定式及び長期たわみ倍率算定式を用いる。この際の両端の支持条件は断面算定においては、両端の固定度があまり期待できなため、両端ピンとして行う。スラブ厚さ及び長期たわみの検討にあたっては、両端の大梁、スラブの連続性や壁の存在を考慮して、本設計例の固定度を以下とした。

- ・ 曲げ拘束率 $k_b=0.3$ (大梁とスラブによる曲げに対する固定度)
- ・ 軸力有効率 $k_c=0.7$ (導入力 が 7 割スラブに入ると仮定)

⑤ 設計荷重 (() 内はスラブ幅 600mm 当たりの換算値)

- ・ スラブ自重 7.55 kN/m² (4.53 kN/m)
- ・ 仕上げ荷重 0.85 kN/m² (0.51 kN/m)
- ・ 積載荷重 300 kN/m² (1.8 kN/m)
- ・ 長期持続積載荷重 200 kN/m² (1.2 kN/m)

ここではスラブの長期持続荷重は 1.6~2.0 kN/m² 程度と想定されるので、長期持続荷重として 200 kN/m² を採用した。

⑥ コンクリートの特性

設計基準強度	$F_c=24\text{kN/mm}^2$
単位容積質量	$\dot{\gamma}_c=2.3\text{t/m}^3$
クリープ最終値	$\psi_n=3$
乾燥収縮最終値	$S_n=400 \times 10^{-6}$
鉄筋の付着劣化係数	$\psi_b=0.8$

⑦ 鉄筋の位置及びP C鋼線

図 5.20 及び図 5.21 にP C鋼線配置の平面図及び断面図を示す。

P C鋼線の偏芯距離は図 5.22 に示すようにスパン中央で $a = 280\text{mm}$ 、スパン端部で $a = 50\text{mm}$ である。

⑧ 長期たわみ制御目標値

事務所の長期たわみ制御目標値を短辺有効スパンの $1/360$ かつ 25mm 以下とする。

したがって、 $\delta_{lg} = \frac{\ell_s}{360} = \frac{16900}{360} = 46.5\text{mm}$ → 上限許容値 25mm を超えるので、 25mm とする。

⑨ 施工条件

コンクリート打設時の支保工は 2 層受けとする。

(2) スラブの断面算定

① スラブ厚さの仮定

本章 (5.6) 式において

平均引張鉄筋比 $p_1 = 0.7\%$

複筋比 $\gamma = 0.75$

荷重キャンセル率 $\chi = 0.6$

と仮定して (1) の設計条件を加味して、スラブ厚さを算定する。

$t = 658\text{mm} \rightarrow 600\text{mm}$ とする。

② 応力算定 (省略)

③ P C鋼線とその配置

P C鋼線 SWPR19-19.3 ϕ ($P_y = 395\text{kN}$) をボイド間に 2 本は位置する。このとき、セット 損失と摩擦損失が 5%、導入緊張力 $P_0 = 0.85 P_y$ 、クリープなどによる損失に対応する有効率を 0.85 とすると設計時緊張力 P_D は以下となる。

$$P_D = 2 \times 395 \times 0.85 \times 0.85 \times 0.95 = 479 \text{ kN}$$

④鉄筋量 (結果のみ示す)

長期荷重時及び施工時の検討結果より、

スパン中央下端 4-HD25 (20.28cm²)

上端 3-HD25 (15.21cm²)

複筋比 $\gamma = 0.75$

スパン端部下端 3-HD25 (15.21cm²)、上端 4-HD25 (20.28cm²)で同配筋とする。

配力筋は上下とも LD13@200 とする。ポイドスラブの鉄筋位置は図 5.23 のようである。

(3) 長期たわみの検討

長期たわみの計算は (2) の①で仮定したスラブ厚、設計上必要とされる鉄筋量を用いて、それ以前に設定した設計条件の下で第 3 章の方法による。

$$\text{弾性たわみ} \quad \delta_e = k_p \delta_o = 8.63\text{mm、}$$

$$\text{有効せい長期たわみ倍率} \quad K_{ef} = 2.49、$$

$$\text{長期たわみ倍率} \quad K = 3.41$$

$$\text{長期たわみ} \quad \delta_l = K \delta_e = 29.4\text{mm}$$

$$\text{仕上げ前たわみ} \quad \delta_{cf} = 11.9\text{mm}$$

よって制御すべきたわみは $\delta_l - \delta_{cf} = 17.5\text{mm}$ であり、長期たわみ制御目標値 25mm を満足する。

5. 5 本章のまとめ

長スパンの RC 又は PRC スラブの設計する場合、適切な設計がなされないと長い間使用しているうちに、過大なたわみやひび割れ等による障害が生じることが懸念される。このようなスラブの設計にあたっては、長期たわみ制御設計が不可欠である。

本章では、第 2 章及び第 3 章の RC 部材の長期たわみ計算法とこれを拡張して PRC 部材にも適用できる長期たわみ計算法、及び第 4 章では使用性能上もとめられる長期たわみが制御目標値以下となるようにスラブの厚さを与える算定式を、長スパンスラブの長期たわみ制御設計の手段として用いることにより指針の構築を試みた。

その要旨をまとめるとは以下のようなものである。

- (1) 長期たわみ制御設計のフローは、設計条件のもとで制御設計目標値を設定し、スラブ厚さを仮定して断面算定を行う。この算定断面で長期たわみの予測計算をして、これが目標値以下であることを検証する。満足しない場合は断面仮定のところに戻り、再度計算を進める。
- (2) 長期たわみの制御目標値は建物の用途に応じて、またスラブに取り付く仕上げ・部材等に応じた値を設定する。スラブ面に仕上げ・部材が支保工撤去後に取り付

く場合は、全長期たわみより仕上げ着手時以前のたわみを差し引いた値を制御目標値とする。

- (3) 長期たわみは弾性たわみに長期たわみ倍率を乗ずることにより算定する。このときの長期たわみ倍率は第2章及び第3章に提示する方法による。
- (4) 弾性たわみは周辺の支持条件に大きく影響される。本章では長スパンスラブにおける周辺架構の固定度の目安を得る実用的な評価法を示し、弾性たわみへの周辺架構の状況を考慮する方法を提示した。
- (5) スラブ厚さは、有効せい長期たわみ倍率、ポイド率、積載荷重、コンクリート特性等を考慮し、第4章の(4.17)式により長期たわみ制御目標を満足する厚さとして算定した値を用いる。
- (6) このスラブ厚さを用いて算定された断面の補強筋に応じた有効せい長期たわみ倍率を第2章の2.4に提示する方法に準じて行う。このとき、検討する断面の鉄筋比と有効せい長期たわみ倍率との関係を予め計算図表として備えておくと、長期たわみの予測計算を簡便に行うことが可能となる。
- (7) RCスラブ（短辺有効スパン：7.2m、集合住宅）及びPRCスラブ（短辺有効スパン：13.0m、集合住宅）PRCスラブ（短辺有効スパン：16.7m、事務所）を、本章に提示した長期たわみ制御設計法による設計の事例として示した。RC及びPRCスラブいずれのスラブについても周辺の支持条件、長期たわみ倍率等を考慮して算定された厚さを基本に、断面算定を行い、その後決定された補強筋量の断面での長期たわみを予測し検証して、設定したたわみ目標値を満足するスラブの設計とした。

長スパンスラブの長期たわみは支持条件や周辺のプレストレス拘束の程度、部材の長期たわみ算定精度などにより、長期たわみ予測値のバラツキが大きいことが予想される。今後は本設計法を適用した実設計例のたわみ制御状況のフォローによりその妥当性を検証していく必要がある。

第 5 章の引用文献

- 1) 岩田樹美、李振宝、大野義照：端部鉄筋の抜け出しを考慮した鉄筋コンクリートスラブの長期たわみの算定、日本建築学会構造系論文集、No. 510, pp. 145-152, 1998. 8
- 2) 岡田克也、岡本晴彦、太田義弘：鉄筋コンクリート部材の長期たわみ簡易計算法に関する研究、日本建築学会構造系論文集、No. 532, 2000, 6
- 3) 岡本晴彦、太田義弘、岡田克也、菅田昌広：プレストレストコンクリート造および鉄筋コンクリート造床スラブの統一化長期たわみ算定法、日本建築学会構造系論文集、No. 525, pp. 93-100, 1999. 11
- 4) 岡田克也：RCスラブの長期たわみ制御を目的とした最小厚さ算定式 日本建築学会大会学術講演梗概集 pp. 327-328, 1999. 9
- 5) 岡田克也：スラブの構造的はたらき、建築技術、pp. 95-105、1994. 12
- 6) ACI Committee 435 : Proposed Revisions By Committee 435 to ACI Building Code and Provisions on Deflections Journal of ACI , Vol. 75, No. 6, Jun 1977, pp. 229-238
- 7) CEB-FIP MODEL CODE 1990 Bulltin d'information No196, Mars. 1990

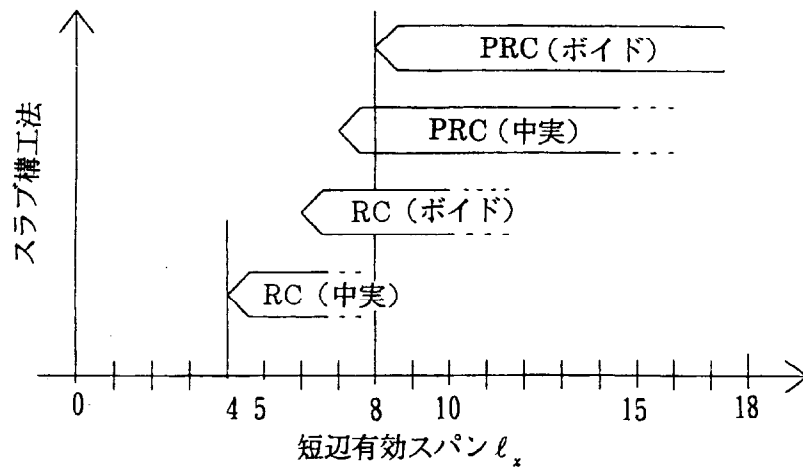


図 5.1 長スパンスラブの適用範囲の目安

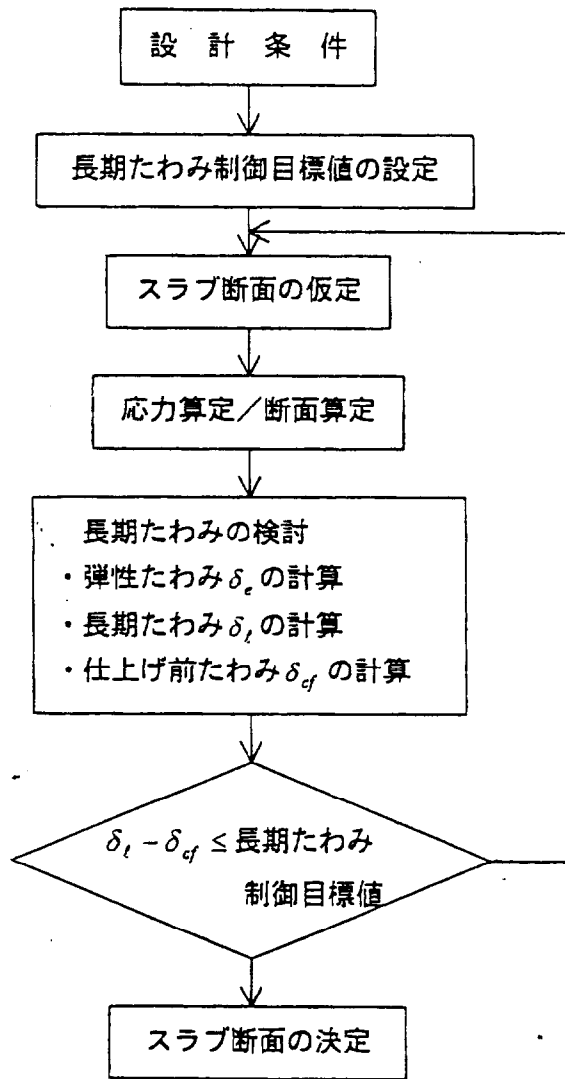
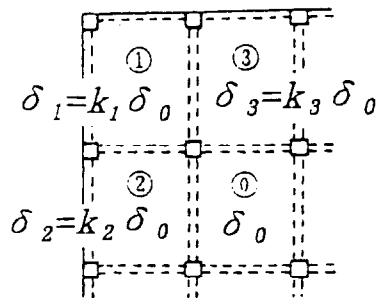
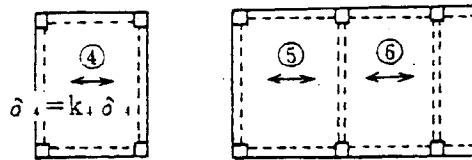


図 5.2 たわみ制御設計のフロー

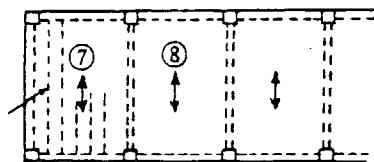


短辺方向多スパンの場合



a.単スパン b.外スパン c.内スパン

ホト方向



d.長辺方向主方向
(ホトスラブ等)

↔ ↓ スラブの主方向

長辺方向1スパンの場合

図 5.3 スラブの周辺支持条件

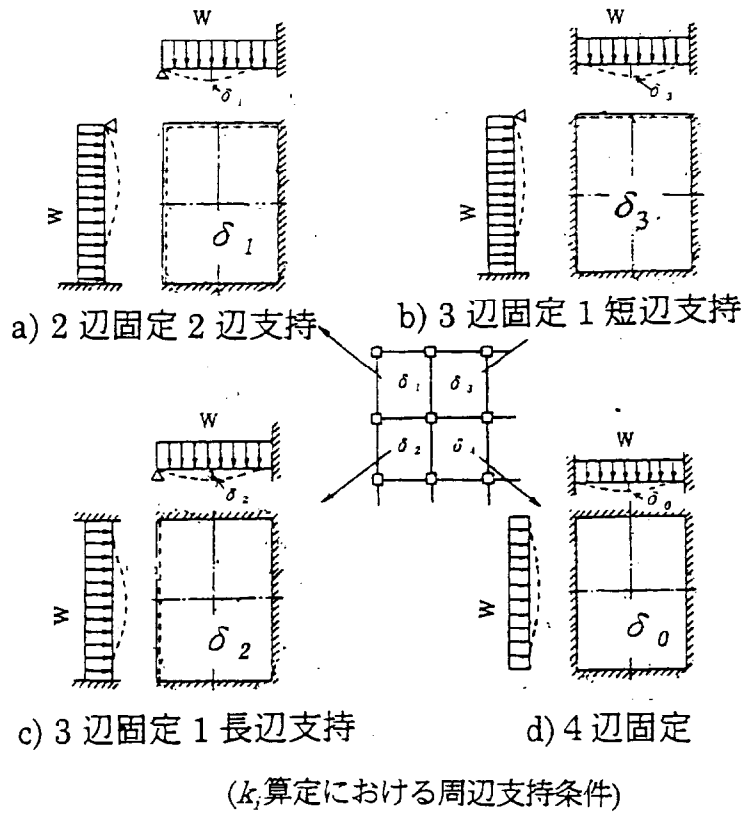
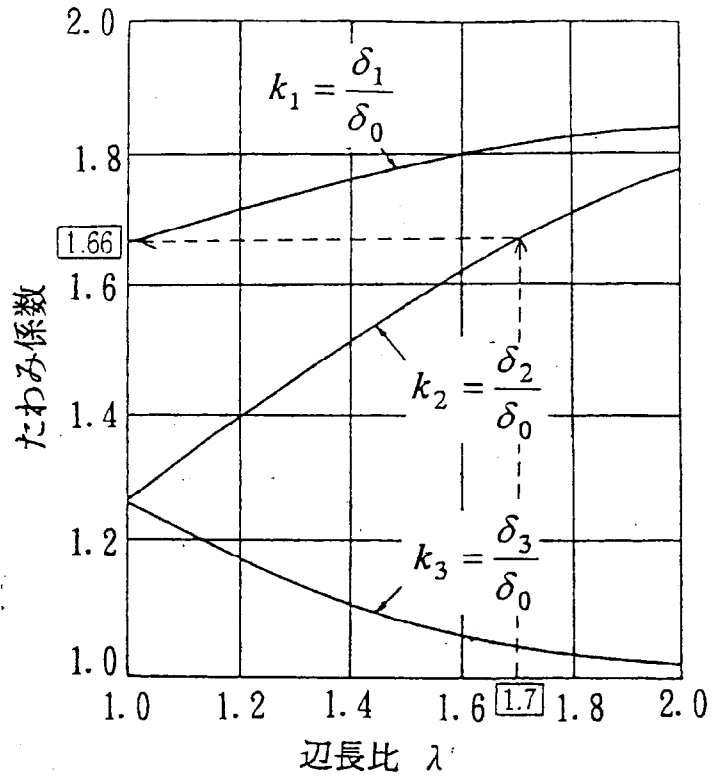


図 5.4 種々の固定度のスラブの周辺完全固定スラブのたわみに対する比率

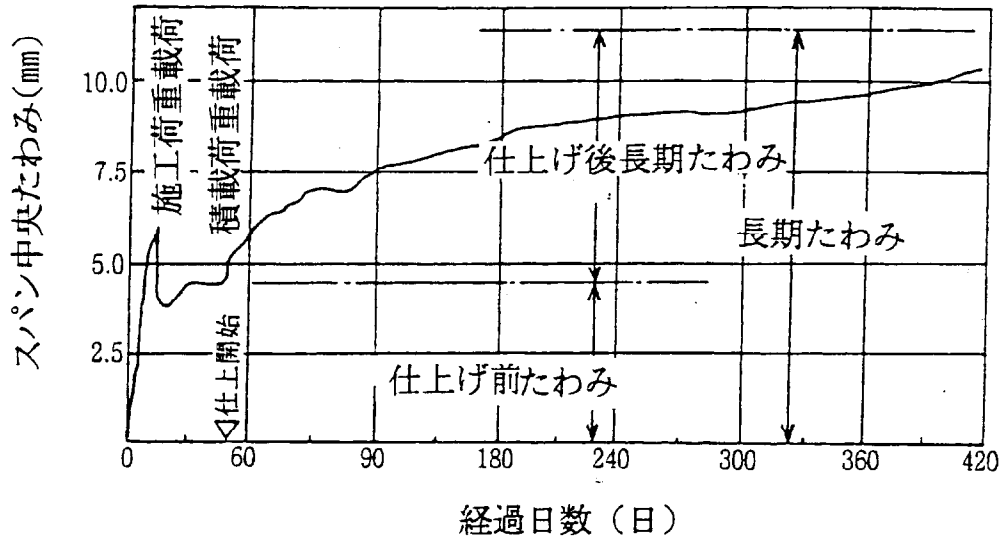
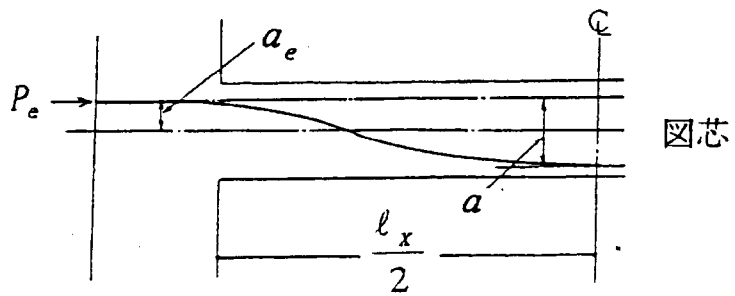


図 5.5 荷重履歴とスパン中央たわみの経時変化



$$W_a = \frac{8a \cdot P_e}{l_x^2}$$

ここに a : PC鋼材のライズ、 P_e : 有効プレストレス

a_e : 部材端のPC鋼材の偏芯距離

図 5.6 プレストレスによるキャンセル荷重

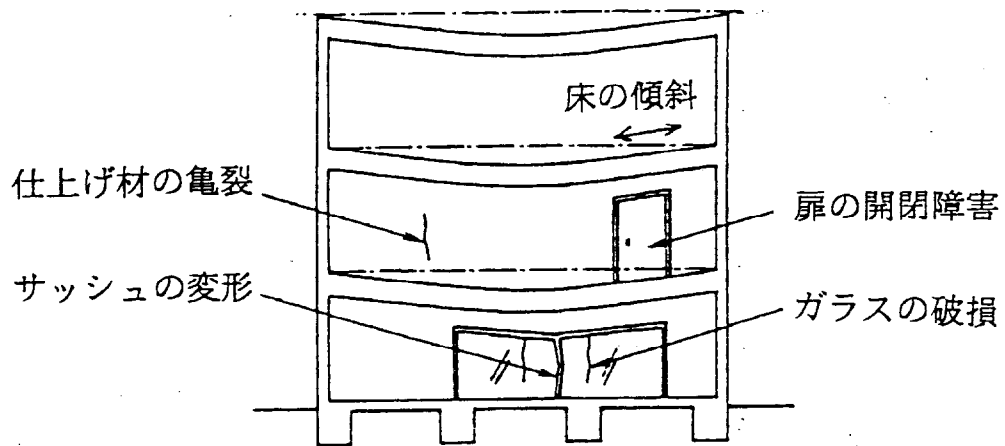


図 5.7 たわみによる障害例

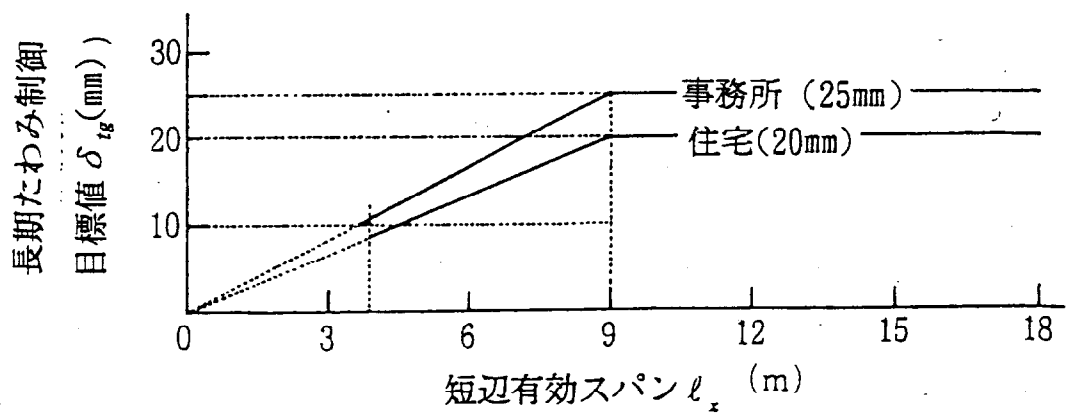


図 5.8 短辺有効スパンに応じた長期たわみ制御目標値

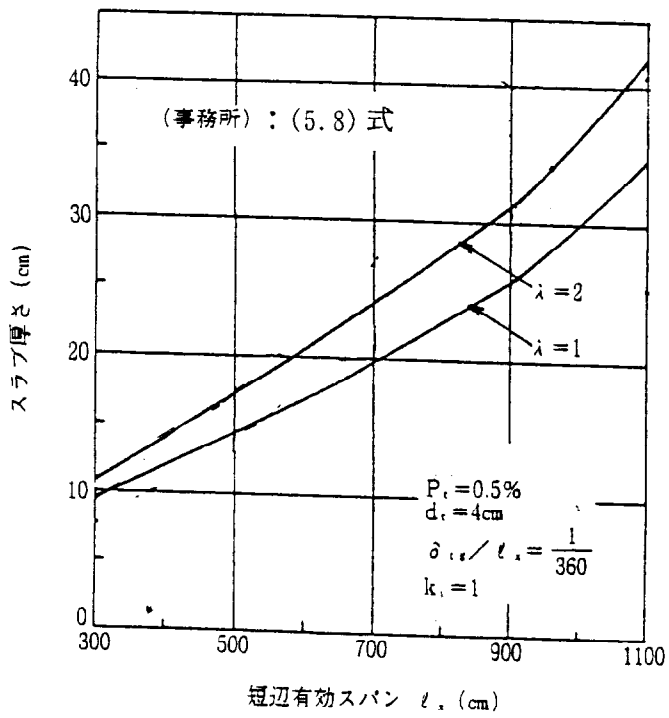
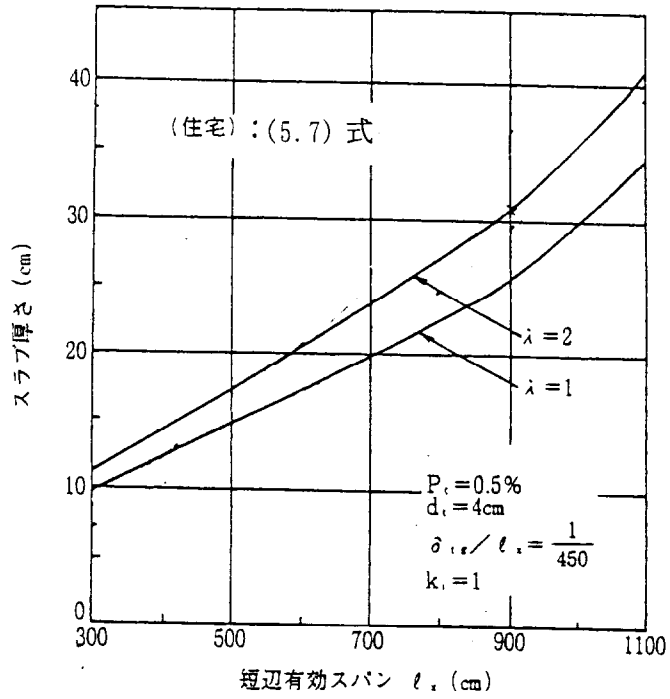


図 5.9 短辺有効スパンとスラブ厚さの関係

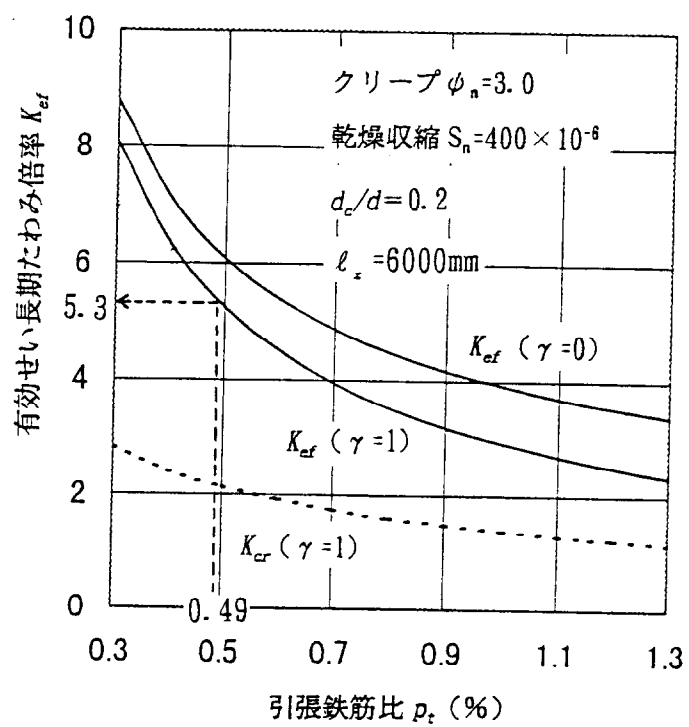


図 5.10 有効せい長期たわみ倍率 K_{ef} と引張鉄筋比 p_t の関係

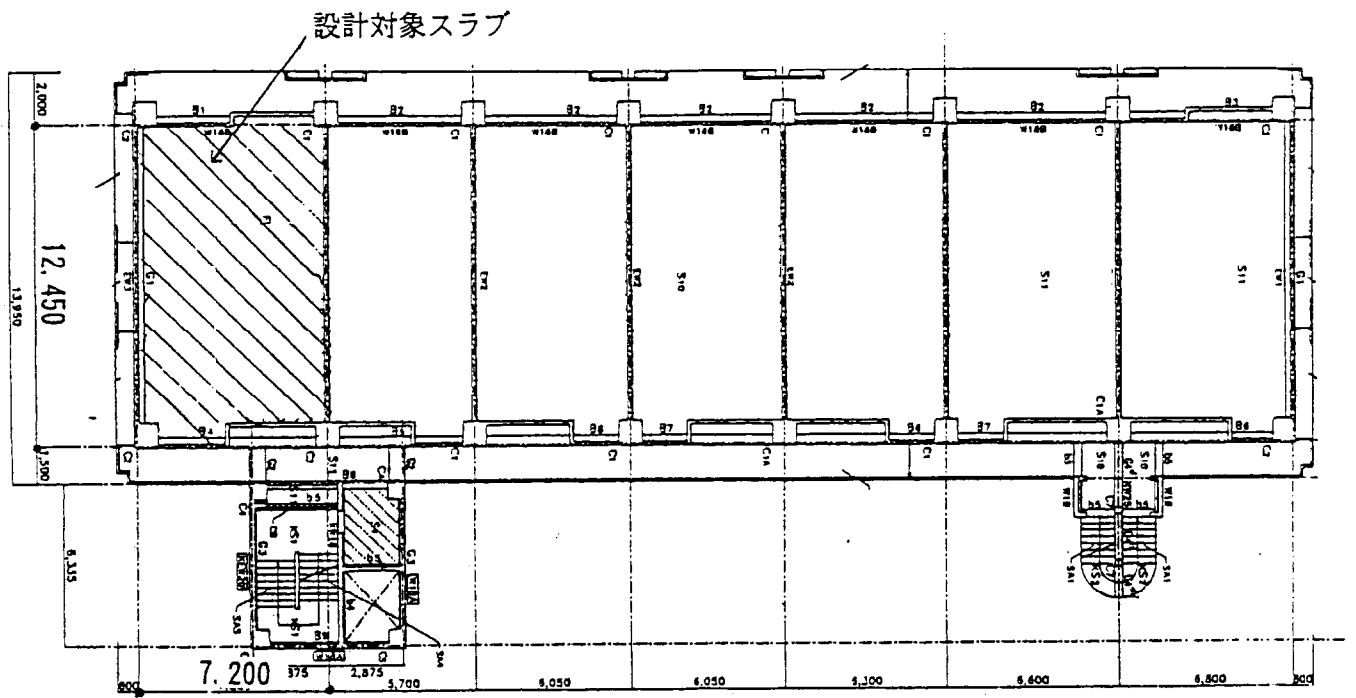


図 5.11 場所打ちRC集合住宅の平面図

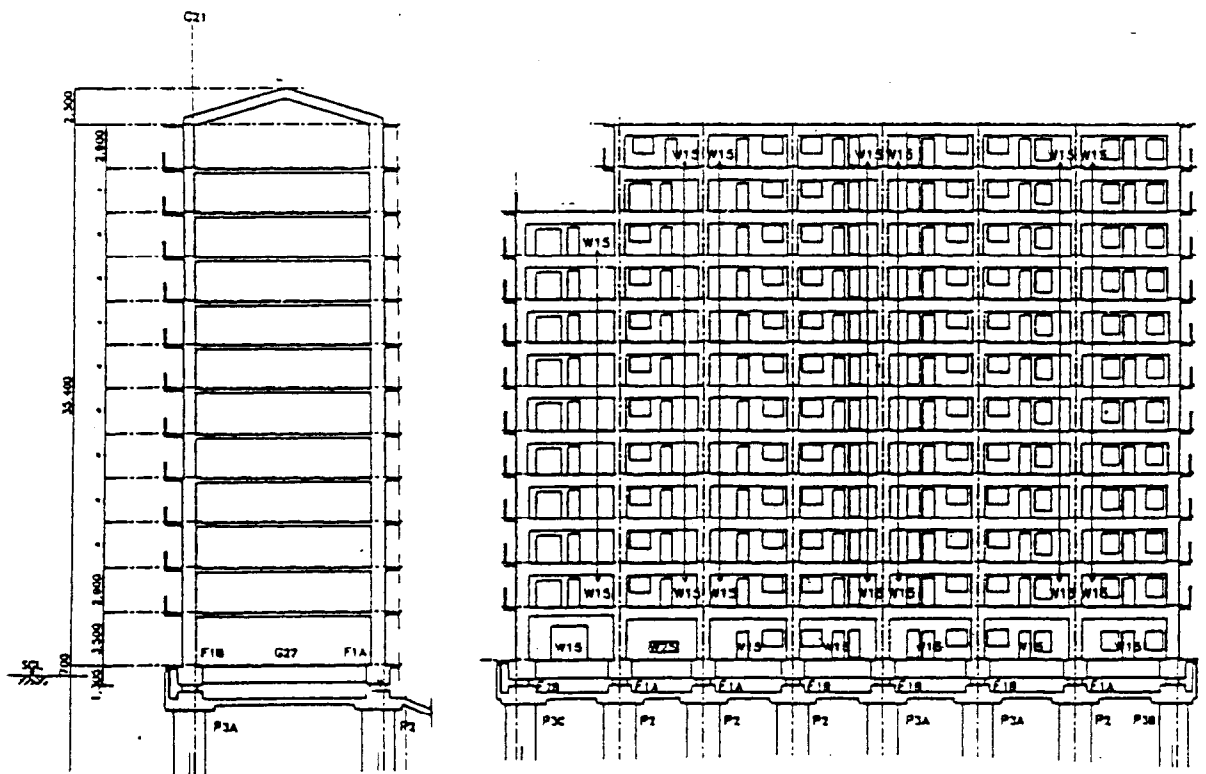


図 5.12 場所打ちRC集合住宅の断面図

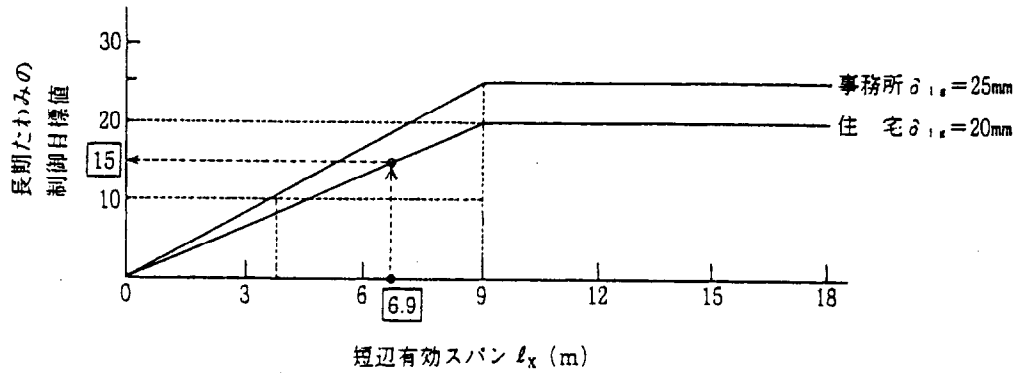


図 5.13 長期たわみ制御目標値

S_{11}	版厚	L_x	L_y
		260	7,200
		LD13・16@150	LD13・16@200

図 5.14 鉄筋配置表

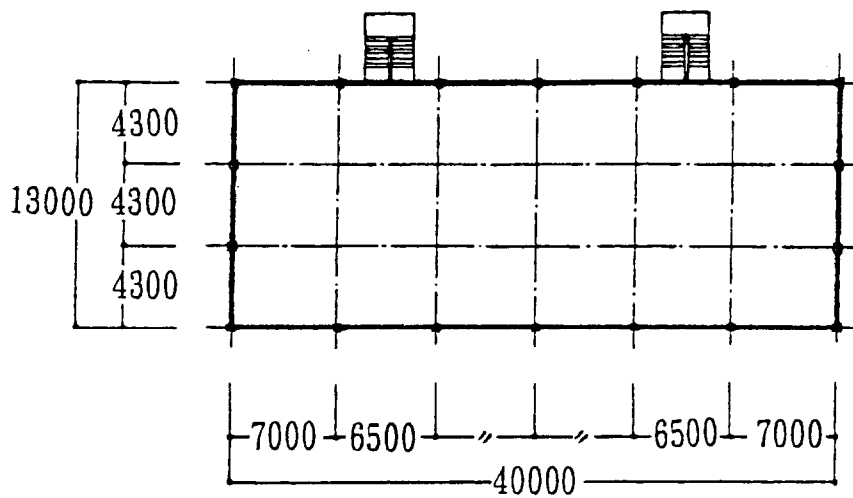


図 5.15 場所打ちP R C ボイドスラブ集合住宅平面図

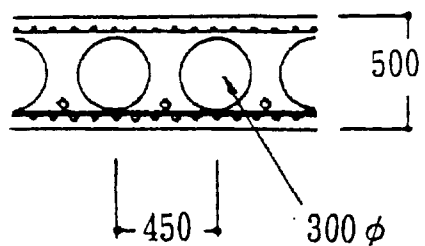


図 5.16 断面の鉄筋配置

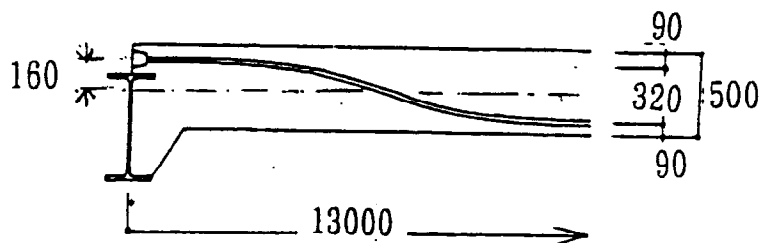


図 5.17 P C 鋼材配置

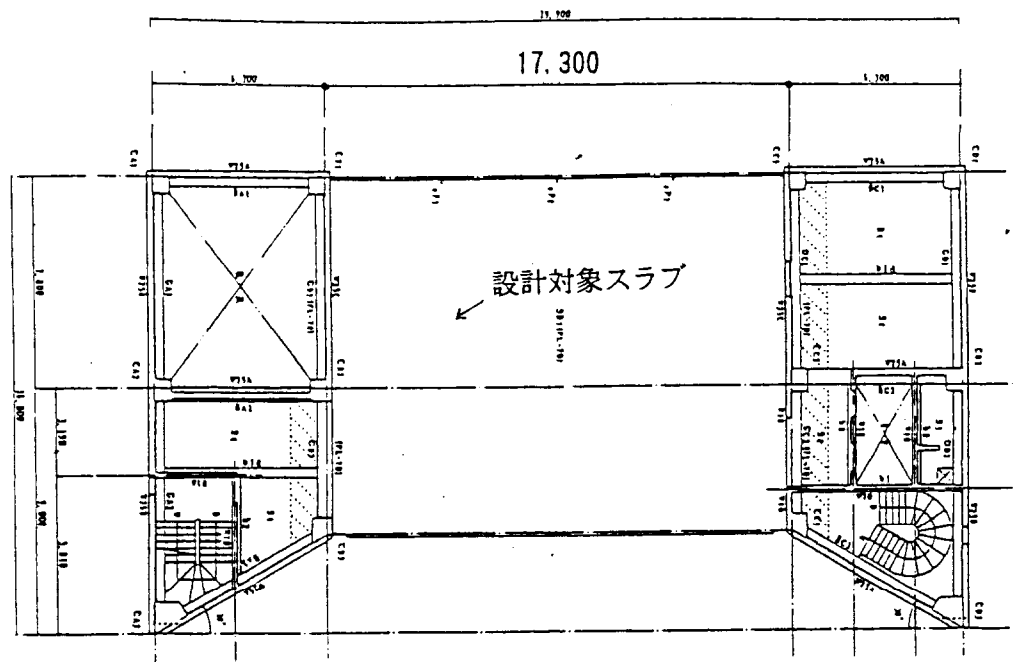


図 5.18 場所打ち PRC ポイドスラブ事務所平面図

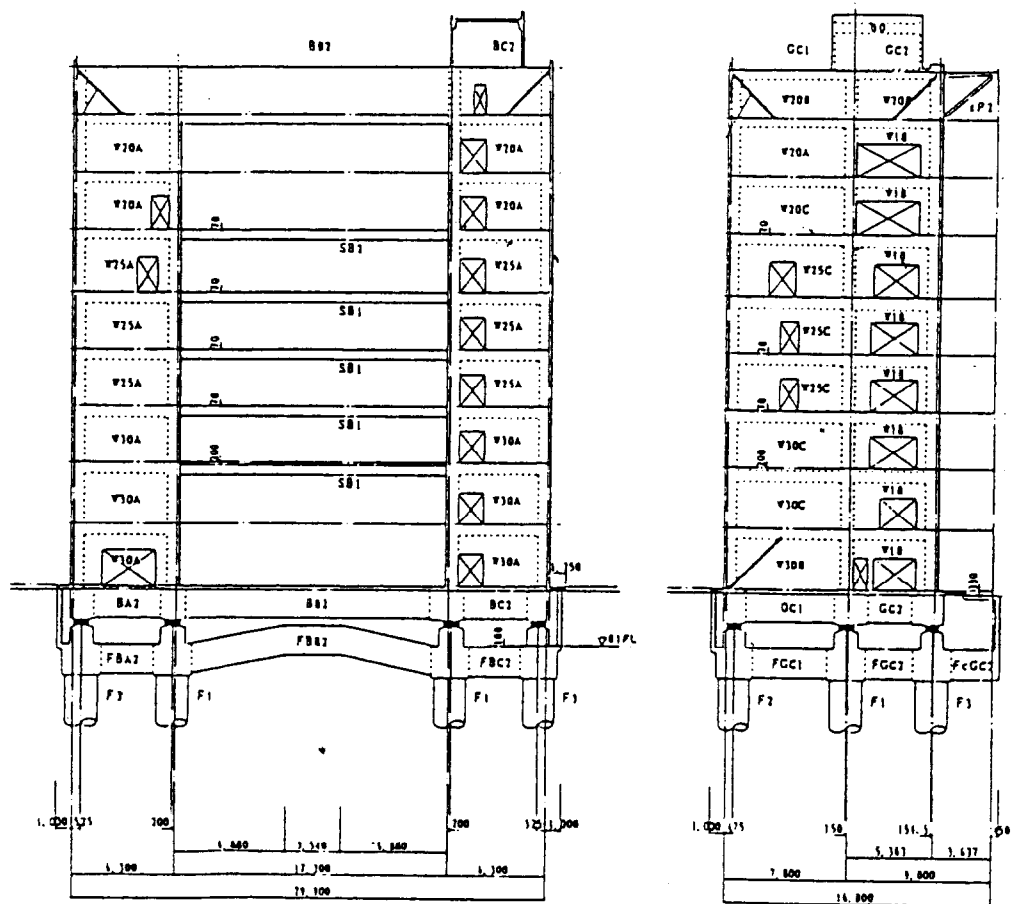


図 5.19 場所打ち PRC ポイドスラブ事務所平面図

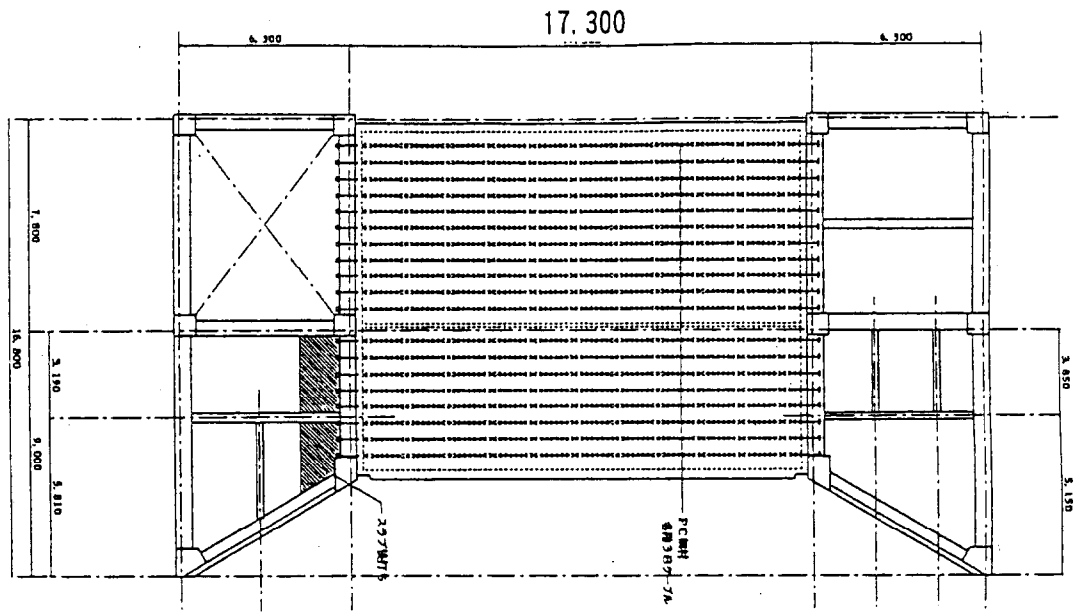


図 5.20 PC鋼線の平面配置図

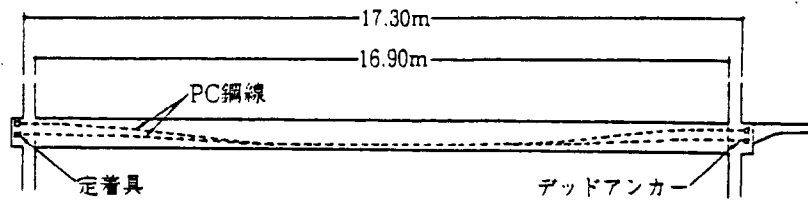
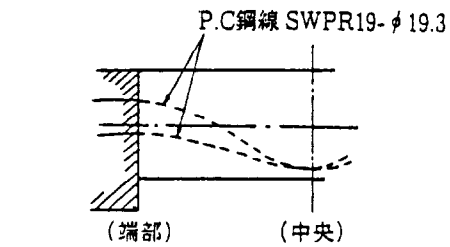
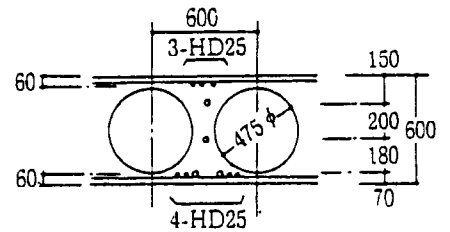


図 5.21 PC鋼線の断面配置図



P C鋼線のライズ $a = 28\text{cm}$ 、
 端部P C鋼線と図心の距離 $a_e = 5\text{cm}$
 $a_e/a = 0.18$

図 5.22 PC鋼線のライズ



$d_c = d_t = 5\text{cm}$
 ボイド率 $\rho = 0.492$

図 5.23 鉄筋位置

第 6 章

結 論

第6章 結論

本研究は、長期持続荷重の作用するRC造またはPRC造のスラブや小梁の設計において、1) ひび割れ発生とその後のクリープ、乾燥収縮、端部鉄筋の抜け出し乾燥及び施工荷重の影響による付加たわみも含めた、実務に適用の容易な計算法、2) RC部材の長期たわみ計算法をPRCまで拡張適用し、RC及びPRCの長期たわみを統一的に取り扱う計算法、3) たわみ制御を目的として詳細な計算を行わずにRC造及びPPC造スラブの設計を進めるにあたり、長期たわみ倍率、コンクリートの特性や断面のポイド率を考慮して最小寸法を与える算定式を提示している。さらに、4) これらの成果をもとに、長スパンスラブなど、ひび割れを許容するRCスラブ、RCポイドスラブ、PRCスラブなど、たわみの制御設計が必要と思われるRC及びPRCスラブの簡便で実用的な長期たわみ制御設計法の体系を構築することを目的として行ったものである。

また、本論文は現行RC規準のスラブ関連条項の改善及びPRC指針において記述が不十分なたわみに関する条項の補足資料を示すことも目的としている。

本章では、5章までに得られた結果を要約するとともに、今後の課題について述べている。

6.1 本研究から得られた結論

第1章では、本研究の背景と目的を記述し、既往の研究について概観するとともに、各章の概要について述べた。

第2章では実設計への適用が容易な鉄筋コンクリート部材の長期たわみ計算法を提示し、予測結果の精度について既往の実験結果と比較し、その適合性の検討を行った。

RC部材では、ひび割れの発生を前提としており、長期たわみ計算における部材剛性評価の基本は、引張側コンクリートの剛性への寄与も含めたひび割れ断面剛性である。この場合断面の圧縮縁より引張鉄筋までの距離である有効せい d が、RC部材の長期たわみ計算における基本の部材せいであるとし、長期たわみの要因であるひび割れ、コンクリートのクリープと乾燥収縮及び部材端部の鉄筋の抜け出しによる付加たわみ計算式を誘導した。

また、各長期付加たわみは有効せい断面の部材の弾性たわみに対しての倍率として求め、これを有効せい長期たわみ倍率と定義して、従来の部材の全せいを基準としたたわみ倍率と区別している。長期たわみ δ_l の計算は2.4に示す各要因による有効せい長期たわみ倍率の和 K_{ef} を算定することに帰着する。

主な結果をまとめると以下のようなものである。

- (1) ひび割れ発生部材の剛性評価にはP R C指針のひび割れ幅算定における(2.6)式を基本に引張側コンクリートの剛性寄与分を等価な鉄筋量に換算する係数 k_s を用いている。これを等価鉄筋比係数と定義し、その断面に既存の引張鉄筋量を k_s 倍した値を用いてひび割れ断面の剛性を評価した結果CEB-FIPの方法とほぼ同等の結果を得た。
- (2) ひび割れの発生およびその後のクリープによるたわみの増大は等価鉄筋比(引張鉄筋比を k_s (付着劣化後は k_{sb})倍した値とコンクリートの等価ヤング係数を用いた簡便法により算定する。引張側コンクリートの剛性への寄与を無視した場合($k_s=1$ のとき)はR C規準の方法と一致する。
- (3) 端部の上端鉄筋の抜け出しによる付加たわみを端部に回転パネを持つ解析モデルにより簡略に算定する方法を提示した。本方法では付加回転にともなうモーメントの再配分の影響を、最終のクリープと乾燥収縮状態で一度のみ行う簡易法である。このような方法でも繰り返し法と大きな差がないことを確認した。また、本計算法によれば鉄筋の抜け出しによる付加たわみはスパンの大きさにもよるが、全たわみの20~30%程度を占めていることを明らかにした。
- (4) 長期たわみ計算の基本式は、各要因別に求めた有効せい長期たわみ倍率の和をひび割れない部材の有効せい弾性たわみに乗じて求める。本計算法によると、既往実験結果のうち軸方向拘束の大きな部材における乾燥収縮の影響及びかぶりの大きな薄肉の部材実験結果を除くと概ね $\pm 20\%$ 程度の精度で予測可能であり、たわみ制御設計へ本計算法の適用性が確認された。しかし、上述の十分予測できない部材の実験結果についてはさらに検討が必要である。
- (5) 本計算法とR C規準及びCEB Model Code 1990の方法による長期たわみ倍率と引張鉄筋比の関係の比較検討結果によれば、本計算法は両者より20~40%程度大きな値を与えるが、本計算法は部材端の曲げ固定度の大きな場所打ちの一方スラブ又は小梁のようなR C部材については妥当な値を与えるものとする。

第3章においては、P R C部材の長期たわみの本質を可能な限り単純化してモデル化し、より少ない労力で要求される精度を充たすことのでき、実設計に簡便に適用できる長期たわみの計算法を提示することを目的とした。

本章の計算法の基本は2次パラボラ曲線状の配置されたP C鋼材のプレストレスによる吊り上げ力を部材に作用する荷重から差し引いて、残った荷重（残存荷重）がP R C部材と同じ鉄筋量のR C部材に長期的に作用するとして、長期たわみを計算する。このR C部材に換算した部材に、第2章で提示したR C部材の長期たわみ計算法を適用するもので、「残存荷重長期たわみ法」として提唱するものである。さらに、長スパンのP R C及びR C一方向スラブの長期たわみ実験を行い、本章で提唱した計算法の検証を行った。

本計算法をまとめると以下のようなものである。

- (1) P R C部材のスパン中央の長期たわみ δ_l の計算は基本的には前章のR C部材の場合と同様とするが、部材端の支持条件、軸力として作用するプレストレスの効果を考慮したP P C部材の有効せい長期たわみ倍率を用いて計算する。
- (2) P R C部材の中央の弾性たわみは、両端完全固定部材の全荷重による弾性たわみ δ_0 にプレストレスのたわみに及ぼす影響を含む端部の固定度に関する係数 k_p を乗じて求める。
- (3) P R C部材の有効せい長期たわみ倍率の算定において、R C部材として換算した断面の引張側コンクリート剛性の寄与を考慮するにあたり、等価鉄筋比係数 k_t を軸力として作用するプレストレスの効果をコンクリートの引張強度が、平均プレストレス分だけ大きくなるとして評価した。

$$F_t = 0.07F_c + \sigma_g \quad (\text{コンクリートの見かけの引張強度})$$

F_c : コンクリートの圧縮強度

$$\sigma_g = \eta k_t P / A \quad (\text{平均プレストレス})$$

- (4) ひび割れ及びコンクリートのクリープにかかわるP R C部材の有効せい長期たわみ倍率はR C部材と同様に上述の方法により計算する。コンクリートの乾燥収縮による有効せい長期たわみ倍率はR C部材として求めた値に $(1 - \chi)$ を乗ずることによりプレストレスの効果を考慮する。部材端部の鉄筋の抜け出しによる付加たわみは、プレストレスのたわみに及ぼす影響を含む端部の固定度に関する係数 k_p をR C部材として求めた値に乘ずることにより求める。

また、スパン 13m のP R CとR C実大の一方向スラブの 660 日にわたる長期たわみ

実験より得られた結果と提案した長期たわみ計算法の検証結果より明らかとなった事項は次のとおりである。

- (1) RC-1, PC-40は自重作用時にひび割れが生じ、施工荷重載荷後はPC-70にもその両端上端にひび割れが生じた。ひび割れの進展は1年間にわたり顕著に見られ、RC-1で最大0.2mm、荷重のキャンセル率が大きくなるに従い、PC-40で0.15mm、PC-70で0.04mmとプレストレスの効果がみられた。
- (2) スパン中央の中央のたわみの測定値はRC-1, PC-40, PC-70と荷重のキャンセル率が大きくなるに従い値は小さくなり、PC-70はRC-1の約20%であった。また、載荷中のたわみ変動はRC-1が他の2試験体に比べて大きい結果となっている。これは、外気の湿度変動によるひび割れ断面コンクリートの乾燥収縮変動が付加たわみに及ぼす影響と考えられる。ひび割れの少ないPC-40およびPC-70ではこの変動が小さくなっている。
- (3) PRC部材の有効引張断面積の考慮した断面剛性評価において、コンクリートの引張強度 F_t を 0 、 $0.07 F_c$ 、 $0.07 F_c + \sigma_g$ の3種類として予測計算した結果、PC-40では $0.07 F_c$ が、PC-70では $0.07 F_c$ 、 $0.07 F_c + \sigma_g$ いずれもよい一致を見た。PC-40で $0.07 F_c + \sigma_g$ とした計算値は20%小さい。この原因については今後の検討事項の一つである。

本章で提唱した「残存荷重長期たわみ法」はPRCスラブの長期たわみの算定に対して十分な適用性を有している。本方法によるPRCスラブの長期たわみ計算値の精度は残存荷重に対して置換されたRCスラブの算定法の精度に依存する。本方法により、従来は不明確であったPRCスラブへのプレストレス導入による長期たわみ制御効果を定量的に算定することが可能となった。

第4章では周辺固定スラブの使用状態における過大なたわみによる障害を防止するために、設計の初期の段階で目標とする長期たわみの限界とを満足し、設計の諸条件に見合った適性な厚さのスラブの厚さ算定式を提示することを目的とした。長期たわみ制御設計に用いるスラブの厚さ式の誘導にあたっては、長期たわみの計算式は、第2章のRC部材の方法に準じて、長期たわみは弾性たわみに長期たわみ倍率を乗じて求め、この値が長期たわみ制御目標値以下であるという条件より所要のスラブ厚さの計算式を誘導した。

本厚さ算定式には、長期たわみ制御目標値、長期たわみ倍率（有効せい長期たわみ倍率）、

コンクリート特性（圧縮強度、ヤング率、単位重量）、荷重、断面形状（中空スラブのポイド率）周辺の固定度を考慮することが可能である。式の構成、RC規準式との比較結果などについてまとめると以下のようなものである。

- (1) 長期たわみ制御目標値 δ_a を満足するスラブ厚さの精算式として、有効せい d と引張鉄筋の重心より引張縁までの距離 d_t との和として求める次式を得た。

$$t = d + d_t = (-q)^{\frac{1}{3}} \left(\sqrt[3]{1 - \sqrt{1+s}} + \sqrt[3]{1 + \sqrt{1+s}} \right) + d_t \quad (4.10)$$

ここに
$$p = -\frac{(1-\rho)\gamma_{rc}}{8} \frac{\alpha \ell_x^4}{E_c \delta_a} K_g k_i \quad q = -\frac{3w_{pd} \alpha \ell_x^4}{16E_c \delta_a} K_g k_i \quad s = \frac{p^3}{q^2}$$

- (2) (4.10)式において s の値が小さい場合は、近似式として(4.12)式を用いることができる。

$$t = d + d_t = (-q)^{\frac{1}{3}} \left(\sqrt[3]{2} - \sqrt[3]{s/2} \right) + d_t \quad (4.12)$$

- (3) 近似式(4.12)を通常のスラブの設計に用いるコンクリートの特性、荷重の範囲等を考慮して、さらに設計の実務に適用可能な式へと簡略化を試みた結果、任意の長期たわみ制御目標値 δ_a を満足するスラブ厚さ式として(4.17)式を得た。

(4.17)式は前述の厚さ算定の要因を考慮できる一般式であり、たわみ制御設計における厚さ算定の基本式である。

$$t = d + d_t \quad (\text{mm})$$

$$= 0.0013 g_1 \cdot g_2 \cdot g_3 \left(\frac{\lambda - 0.7}{\lambda - 0.6} \right) \times \left(1 + \frac{w_{pd}}{10} + \frac{g_1 \cdot g_2 \cdot g_3 \cdot g_4}{220000} \left(\frac{\gamma_{rc}}{24} \right) \ell_x^{\frac{4}{3}} \right) \ell_x^{\frac{4}{3}} + d_t \quad (4.17)$$

ここに
$$g_1 = \left(\frac{K_g}{\delta_a} \right)^{\frac{1}{3}} \quad g_2 = (k_i)^{\frac{1}{3}} \quad g_3 = 0.88 \left(\frac{2.4}{\gamma_c} \right)^{\frac{2}{3}} \left(\frac{60}{F_c} \right)^{\frac{1}{9}} \quad g_4 = (1-\rho)$$

- (4) (4.17)式において、長期たわみ制御目標値 δ_a をスパンに対する比率一定（たとえば $\delta_a \leq \ell_x / 450$ ）とする場合、この関係を(4.17)に代入すると(4.19)式となる。

$$t = 0.0013 g_k \cdot g_2 \cdot g_3 \left(\frac{\lambda - 0.7}{\lambda - 0.6} \right) \left(1 + \frac{w_{pd}}{10} + \frac{g_k \cdot g_2 \cdot g_3 \cdot g_4}{220000} \ell_x \right) \ell_x + d_t \quad (4.19)$$

(4.19)式は(4.17)の $\ell_x^{\frac{4}{3}}$ の代わりに ℓ_x の式となり、実設計に適用しやすい算定式を得た。

- (5) (4.17)式及び(4.19)式は、有効せい長期たわみ倍率を第2章の2.4より、鉄筋比に応じて設定することによりスラブの厚さの算定に反映できる。
- (6) 中空スラブは、中空とすることによる自重の減少を荷重の低減効果としてスラブの厚さの算定に考慮できる。
- (7) スラブの周辺の固定度に関する係数 k_f を用いて、これを厚さ算定に考慮できる。
また、PRC部材の場合は第3章の(3.7)式による k_p を k_f の代わりに用いることにより、PRCスラブの厚さ算定式として適用できる。
- (8) 本式によるスラブ厚さをRC規準18条表10の式と比べると、スパンと厚さの関係の概略の傾向として、スパン3～6mでRC規準より厚めの値を、6～7mを越えると薄めの厚さを与えるものとなっている。

長スパンのスラブをRC規準の算定式をもとに所要厚さを算定すると6mを超えるようなスラブでは若干過大な厚さとなる。本提案式によれば、鉄筋量を多くすることやボイドスラブとすることによる自重の低減などの長期たわみ対策により、設計の当初より適切なスラブ厚の目安を設定できる。

第5章では過大なたわみやひび割れ等による障害が生じることが懸念される長スパンのRC又はPRCスラブの設計に関するものである。このようなスラブの設計にあたっては、長期たわみ制御設計が不可欠である。

本章では、第2章及び第3章のRC部材の長期たわみ計算法とこれを拡張してPRC部材にも適用できる長期たわみ計算法及び第4章の使用性能上要求される長期たわみが制御目標値以下となるようにスラブの厚さを与える算定式を長スパンスラブの長期たわみ制御設計の手段として用いることにより、設計指針の構築を試みた。

その要旨をまとめるとは以下のようである。

- (1) 長期たわみ制御設計のフローは、設計条件のもとで制御設計目標値を設定し、スラブ厚さを仮定して断面算定を行う。この算定断面で長期たわみの予測計算をして、これが目標値以下であることを検証する。満足しない場合は断面仮定のところに戻り、再度計算を進めるフローとした。
- (2) 長期たわみの制御目標値は建物の用途に応じて、またスラブに取り付く仕上げ・部材等により異なる値を設定する。スラブ面に仕上げ・部材が支保工撤去後に取り付く場合は、全長期たわみより仕上げ着手時以前のたわみを差し引いた値を制

御目標値としてもよいとした。

- (3) 長期たわみの予測値の計算は第 2 章及び第 3 章に提示する方法による。
- (4) 弾性たわみは周辺の支持条件に大きく影響される。本章では長スパンスラブ周辺架構の固定度の目安を得る実用的な評価法を示し、弾性たわみへの周辺架構の状況を考慮する方法を提示した。
- (5) スラブ厚さは、有効せい長期たわみ倍率、ポイド率、積載荷重、コンクリート特性等を考慮し、第 4 章の (4.17) 式により長期たわみ制御目標を満足する厚さとして算定した値を用いた。
- (6) このスラブ厚さを用いて算定された断面の補強筋に応じた有効せい長期たわみ倍率を第 2 章の 2. 4 に提示する方法に準じた。このとき、検討する断面の鉄筋比と有効せい長期たわみ倍率との関係を予め計算図表として備えておくと、長期たわみの予測計算を簡便に行うことが可能となる。
- (7) R C スラブ (短辺有効スパン : 7.2m、集合住宅)、P R C スラブ (短辺有効スパン : 13.0m、集合住宅) 及び P R C スラブ (短辺有効スパン : 16.9m、事務所) を、本章に提示した長期たわみ制御設計の 3 事例として示した。R C 及び P R C スラブいずれのスラブについても周辺の支持条件、長期たわみ倍率等を考慮して算定された厚さを基本に断面算定を行い、その後決定された補強筋量の断面での長期たわみを予測し検証して、設定したたわみ目標値を満足するスラブの設計法とした。

6. 1 今後の課題

R C 部材及び P R C 部材の長期たわみ計算法、長期たわみ制御を目的としたスラブの厚さ算定式及び長期たわみ制御設計法構築における今後の課題は以下のである。

- (1) R C 部材の長期たわみ計算にあたって、ひび割れ断面の引張側コンクリートの剛性への寄与を考慮する有効引張断面積を用いているが、スラブ厚さに対してかぶり寸法比率の比較的大きな薄肉のスラブでは、剛性への寄与を過大に評価する傾向にあり、有効引張断面積の適正な取り方については、今後さらに検討が必要である。
- (2) 多層建築を場所打ちコンクリートにより施工する場合は、上階のコンクリートを支持するサポート荷重 (施工荷重) の影響による付加たわみが考えられる。特に、施工荷重は自重の 2 倍程度に相当する荷重であり、短期的に作用するものとは言え、

ひび割れの発生による剛性低下、クリープによるたわみの増大をもたらすものである。長期たわみの予測計算に、その影響を考慮することが必要である。本論文に提示した簡易計算法への取り込み方は今後に残された課題である。

- (3) 「残存荷重長期たわみ法」として提唱したP R C部材の長期たわみ計算法は、プレストレスの効果を吊り上げ力による見かけの荷重の低減と有効引張断面のコンクリートの引張強度に軸力として作用する平均プレストレスを加算する方法によっている。しかしながら、プレストレスによる軸力の効果として中立軸の位置が下がる分だけ剛性も大きくなる。たわみ計算にはこの効果を考慮すべきであるが、軸力を考慮した中立軸の計算は容易でなく、P R C部材の長期たわみもR C部材と同様に簡易に行おうとする意図に反するものである。この効果は実験値と乖離の原因の一つと考えられ、場合によっては計算に取り込む必要があり、今後の検討課題である。
- (4) 厚さ式の適用するにあたって現行のR C規準のように最小厚さとして与える場合は、長期たわみの制御目標値との関連において、どの程度の余裕度を持たした式とするか検討が必要である。他方、厚さ式を設計のフローのなかで、とりあえず設計条件に見合った厚さを仮定するのに用いる場合は、余裕度の考えは必要ないが、設計に簡易に適用できる式への簡略化、或いは計算図表として備えることが必要である。
- (5) 長スパンスラブの長期たわみは支持条件や周辺のプレストレス拘束の程度、部材の長期たわみ算定精度などにより、長期たわみ予測値のバラツキが大きいことが予想される。今後は本設計法を適用した実設計例のたわみ制御状況のフォローによりその妥当性を検証していく必要がある。

発 表 論 文

発 表 論 文

1. 本研究に関連した発表論文

(日本建築学会構造系論文集・同技術報告)

- 1) 岡田克也、岡本晴彦、太田義弘：鉄筋コンクリート部材の長期たわみ簡易計算法に関する研究、日本建築学会構造系論文集 第 532 号, 145-152, 2000.6
- 2) 岡本晴彦、太田義弘、岡田克也、菅田昌宏：プレストレストコンクリート造および鉄筋コンクリート造床スラブの統一化長期たわみ計算法、日本建築学会構造系論文集 第 525 号, pp.93-100, 1999.11
- 3) 岡田克也、岡本晴彦、太田義弘：鉄筋コンクリートスラブのたわみ制御を目的とした最小厚さ算定式、日本建築学会構造系論文集 第 539 号, pp.95-102, 2001.1
- 4) 岡田克也、岡本晴彦、太田義弘、岡本達雄：鉄筋コンクリート造およびパーシャリープレストレストコンクリート造長大スパンスラブの長期たわみ制御設計法、日本建築学会技術報告、第 11 号, pp.77-82, 2000.12

(その他の論文)

- 5) Issao Funahashi, Katsuya Okada, Ikuo Yamaguchi, Yasuhiko Yo : Model Test of End Slabs with and without Penetration in Prestressed Concrete Pressure Vessels Proceedings of U.S.-Japan Seminar on Earthquake Engineering with Emphasis on Safety of Reinforced Concrete Structures, University of California, Berkeley,, 14 - 25 1973
- 6) 岡田克也、岡本晴彦、江口俊明：一方向鉄筋コンクリート床板の長期たわみ実験（一軸拘束と材端固定度を与えた場合）日本建築学会学術講演梗概集、pp.1441-1442, 1980.9
- 7) 岡田克也：床スラブ工法の開発とたわみ性能実験、鉄筋コンクリート床スラブのひび割れと過大たわみ、日本建築学会大会パネルディスカッション資料、pp.35-38,1980.9
- 8) 岡田克也、岡本晴彦：鉄筋コンクリート床板の長期たわみに関する一検討（既往一方向床板実験資料の分析を中心として）日本建築学会学術講演梗概集、pp.1385-1386, 1981.9

- 9) Aoyagi, Y. Okada, K. Motida, T. Tanaka, N. : An Experimental and Analytical Study on Radial Shear of Reinforced Concrete Containments under Pressure and Thermal Effects.
6th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Paris, France
, August. 1981
- 10) 岡田克也、岡本晴彦：たわみ制御を目的とした鉄筋コンクリート造スラブの適正厚さ算定法について、日本建築学会関東支部研究報告集、pp.209-212, 1982
- 11) 岡田克也、岡本晴彦、小倉桂治、土橋由造、大越俊男：小ぶり付き鉄筋コンクリート造床スラブのたわみに関する一考察、日本建築学会関東支部研究報告集、pp.205-208, 1982
- 12) Saito, H. Kikuchi, R. Furukawa, H. Maki, Y. Muramatsu, Y. Hiramoto, M. Okada, K. Hirakawa, H. : Experimental Study on RCCV of ABWR Plant Part4: Experiment on Joint of Diaphragm Floor, 10th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Anahim U.S.A., August. 1989
- 13) 岡田克也：鉄筋コンクリート部材の長期たわみに計算法に関する研究、日本建築学会学術講演梗概集、pp.263-264, 1989.10
- 14) 岡田克也：最近のスラブの動向、建築技術、pp.106-114, 1990.3
- 15) 岡田克也：たわみ限界より定まるRC部材の寸法形状について（その1 周辺固定スラブの場合）、日本建築学会学術講演梗概集、pp.239-240, 1990.10
- 16) 岡田克也：たわみ限界より定まるRC部材の寸法形状について（その2 小梁付きスラブの場合）、日本建築学会学術講演梗概集、pp.331-332, 1991.9
- 17) 岡田克也：両端固定RC部材の上端鉄筋の抜け出しによる付加たわみ概算法、日本建築学会学術講演梗概集、pp.159-160, 1993.9
- 18) 菅田昌広、岡本晴彦、岡田克也、岡本達雄、太田義弘：長スパンプレストレストコンクリート床スラブの長期たわみ制御に与えるプレストレスの効果（その1 長期たわみ実験概要と結果の検討）、日本建築学会学術講演梗概集、pp.931-932, 1997.9
- 19) 岡田克也、岡本晴彦、菅田昌広、岡本達雄、太田義弘：長スパンプレストレストコンクリート床スラブの長期たわみ制御に与えるプレストレスの効果（その2 長期たわみの検討）、日本建築学会学術講演梗概集、pp.933-934, 1997.9
- 20) 岡田克也、岡本晴彦、太田義弘：長スパンスラブの長期たわみに及ぼす施工荷重の影響について、日本建築学会学術講演梗概集、pp.709-710, 1998.9

- 2 1) 岡田克也、: RCスラブの長期たわみ制御を目的とした最小厚さ算定式、日本建築学会学術講演梗概集、pp.327-328、1999.9
- 2 2) 岡田克也、岡本晴彦：スラブのたわみ挙動に関する研究の現状と設計上の問題点、プレストレスト（鉄筋）コンクリート構造部材の設計法—現状と将来—日本建築学会シンポジウム資料、pp.61-75、2000.4
- 2 3) 岡田克也、岡本晴彦、太田義弘：パーシャルプレストレストコンクリート部材の長期たわみ制御におけるプレストレス及び鉄筋補強の効果、日本建築学会学術講演梗概集、pp.985-986、2000.9

2. その他の発表論文

(日本建築学会学術講演梗概集)

- 1) 後藤一雄、岡田克也：複合材の曲げに関する力学解析（複合材の強度に関する研究 その1）日本建築学会学術講演梗概集、pp.84、1966.10
- 2) 岡田克也、山口育雄：プレキャスト板の接合部に関する実験研究（スカーフ形式の鉛直ジョイントについて）日本建築学会学術講演梗概集、pp.821-822、1968.10
- 3) 岡本 剛、岡田克也：アンカームッターによるPC鋼棒の埋め殺し定着に関する研究、日本建築学会学術講演梗概集、pp.879-880、1971.10
- 4) 岡田克也、舟橋功夫、山口育雄：貫通孔を有する厚肉PC床板の破壊実験（その1 実験及び実験結果）日本建築学会学術講演梗概集、pp.1495-1496、1973.10
- 5) 岡田克也、舟橋功夫、山口育雄：貫通孔を有する厚肉PC床板の破壊実験（その2 実験結果の検討）日本建築学会学術講演梗概集、1973.10
- 6) 岡田克也、舟橋功夫、山口育雄：貫通孔を有する厚肉PC床板の破壊実験（その3 貫通孔の位置の影響及び破壊面ドームの終局強度）日本建築学会学術講演梗概集、pp.1497-1498、1974.10
- 7) 岡田克也、小林昌一、田中幸雄、岡本晴彦：アンボンドPC鋼材を用いたプレストレストプレキャストコンクリート板の曲げ破壊及び長期載荷実験、日本建築学会学術講演梗概集、pp.1495-1496、1976.10
- 8) 岡田克也、小林昌一、石橋 敏、田中幸雄：組み立て鉄筋を用いたプレストレストコ

- ンクリート合成スラブに関する研究、日本建築学会学術講演梗概集、pp.1497-1498、
1976.10
- 9) 佐藤忠博、佐久田昌治、嵩 英雄、岡田克也：高温下におけるコンクリートのクリープ —その1 応力及び温度への依存性—日本建築学会学術講演梗概集、pp.423-424、
1976.10
- 10) 佐久田昌治、藤忠博、嵩 英雄、岡田克也：高温下におけるコンクリートのクリープ —その2 含水条件の影響と熱膨張係数—日本建築学会学術講演梗概集、pp.425-426、1976.10
- 11) 岡田克也、岡本晴彦、星原孝一：組み立て鉄筋を用いたプレストレスト合成スラブの長期たわみ性状（両端に固定度を与えた場合）、日本建築学会学術講演梗概集、pp.1961-1962、1977.10
- 12) 岡田克也、小林昌一、星原孝一：組み立て鉄筋を用いたプレストレストコンクリートスラブ型枠の支柱荷重の伝達について、日本建築学会学術講演梗概集、pp.1029-1030、1977.10
- 13) 原 喬、岡田克也、中山康志、岡本晴彦：中空アンボンドPCスラブの破壊実験、日本建築学会学術講演梗概集、pp.1601-1602、1979.9
- 14) 岡田克也、青柳征夫、上田眞稔、岡本晴彦、持田哲夫：原子力用鉄筋コンクリート格納容器の内圧及び熱応力に関する模型実験、日本建築学会学術講演梗概集、pp.1377-1378、1979.9
- 15) 持田哲夫、上田眞稔、大沼博志、岡田克也、：原子力用鉄筋コンクリート格納容器の熱応力評価の一考察、日本建築学会学術講演梗概集、pp.1379-1380、1979.9
- 16) 岡田克也、持田哲夫、青柳征夫：原子力用鉄筋コンクリート格納容器の基部熱応力に関する模型実験（その1 実験の概要及び結果）、日本建築学会学術講演梗概集、pp.1869-1870、1980.9
- 17) 岡田克也、岡本晴彦：鉄筋コンクリート床板の長期たわみに関する一検討（既往一方向床板実験資料の分析を中心として）日本建築学会学術講演梗概集、pp.1385-1386、1981.9
- 18) 河合郁郎、岡田克也、岩沢二郎、川口 徹、藤井忠義：PCCVに用いるコンクリートのクリープ特性、日本建築学会学術講演梗概集、pp.79-80、1981.9
- 19) 持田哲夫、岡田克也、上田眞念、大沼博志：原子力用鉄筋コンクリート格納容器

- の基部熱応力に関する模型実験（その2 非線型FEM解析）、日本建築学会学術講演梗概集、pp.1435-1436,1981.9
- 20) 持田哲夫、上田眞念、岡田克也：組合せ荷重下におけるRC部材の熱応力算定法、日本建築学会学術講演梗概集、pp.1871-1872,1980.9
- 21) 岡田克也、岡本晴彦、小倉桂治、土橋由造、大越俊男：小はり付き鉄筋コンクリート造床スラブのたわみに関する一考察、日本建築学会関東支部研究報告集、pp.205-208, 1982
- 22) 中山康志、岡田克也、田中幸雄：大型鉄筋トラスを用いた床スラブの載荷実験、日本建築学会学術講演梗概集、pp.1959-1960,1983.9
- 23) 岡本晴彦、岡田克也：アンボンドプレストレスト鉄板コンクリート梁の基礎性状に関する研究（ボンド／アンボンドの影響および曲げ拘束筋の効果に関する実験結果、日本建築学会学術講演梗概集、pp.2599-2600,1983.10
- 24) 柴崎直弘、菅原良次、古川 茂、岡田克也、持田哲夫：鉄筋コンクリート構造物の熱応力実証研究（その3）小型はり試験体による長期熱応力実験、日本建築学会学術講演梗概集、pp.1553-1554, 1983.9
- 25) 吉田 一、菅原良次、岡田克也、持田哲夫：鉄筋コンクリート構造物の熱応力実証研究（その6）小型はり試験体による長期熱応力実験、一鉄筋比の影響一）日本建築学会学術講演梗概集、pp.2325-2326, 1983.9
- 26) 岡本晴彦、山口育雄、岡田克也：スラブ付き偏平断面プレストレストコンクリート梁を持つ一層架構の水平加力実験、日本建築学会学術講演梗概集、pp.1641-1642, 1984.10
- 27) 岡本晴彦、斎藤昌弘、田辺 公、松村 豊、古川秀康、毛井崇博、石崎万平：RC CVの研究—1／6縮尺モデルによる開口平板の面内二軸引張荷重実験、日本建築学会学術講演梗概集、pp.813-814, 1985.10
- 28) 毛井崇博、岡田克也、東端泰夫、安部重孝：PCF耐震壁の水平加力実験、日本建築学会学術講演梗概集、pp.269-270, 1985.10
- 29) 山口育雄、岡田克也、木村 衛、眞柄栄毅、河合良蔵、最上公彦：ケーブルドームの構造特性に関する実験的研究（その1実験概要）、日本建築学会学術講演梗概集、pp.1355-1356, 1987.10
- 30) 岡田克也、木村 衛、眞柄栄毅、太田秀彦、宮口正夫、中井政義：ケーブルドーム

の構造特性に関する実験的研究（その6 平面準実大モデルによる施工実験）、日本建築学会学術講演梗概集、pp.1365-1366、1987.10

- 3 1) 持田哲夫、山下利夫、古川 茂、岡田克也：原子力発電所の温度荷重評価に関する研究、(その2) 柏崎刈羽原子力発電所第5号機原子炉建屋の温度計測、日本建築学会学術講演梗概集、pp.141-142、1987.10
- 3 2) 土橋由造、坂尻公也、杉野目 章、日野正熙、松倉美智子、岡田克也：鉄筋コンクリート床板の終局たわみの概算法について(その1 終局たわみ算出のための基礎事項) 日本建築学会学術講演梗概集、pp.11-12、1987.10
- 3 3) 日野正熙、土橋由造、坂尻公也、杉野目 章、松倉美智子、岡田克也：鉄筋コンクリート床板の終局たわみの概算法について(その2 実例計算) 日本建築学会学術講演梗概集、pp.13-14、1987.10
- 3 4) 斎藤英明、菊池利喜朗、松村 豊、古川秀康、高梁敏夫、竹内洋一郎、岡田克也：鉄筋コンクリート格納容器(RCCV)の開発(そのII 総合評価) 日本建築学会学術講演梗概集、pp.1251-1252、1988.10
- 3 5) 岡本晴彦、斎藤勝彦、萩原忠治、岡田克也、上田真念：鉄板コンクリートサイロ壁体に関する実験的研究(その2 部材実験)、日本建築学会学術講演梗概集、pp.1451-1452、1988.10
- 3 6) 土橋由造、日野正熙、坂尻公也、岡田克也：鉄筋コンクリート床板の長期たわみに関する一考察(その1 実験床スラブの解析) 日本建築学会学術講演梗概集、pp.225-226、1990.10
- 3 7) 日野正熙、坂尻公也、岡田克也、土橋由造：鉄筋コンクリート床板の長期たわみに関する一考察(その2 調査床スラブの解析と総括) 日本建築学会学術講演梗概集、pp.227-228、1990.10

(竹中工務店技術研究所 研究報告)

- 1) 岡田克也、原 喬、萩原忠治：壁式プレキャスト鉄筋コンクリート造アパートの精度に関する研究、竹中技術研究報告、第5号、pp.106-139、1970
- 2) 舟橋功男、岡田克也、山口育雄、吉岡保彦、菅野俊介：貫通孔を有する厚肉PC床板の破壊実験、竹中技術研究報告、第14号、pp.71-84、1975.5

- 3) 舟橋功男、岡田克也、山口育雄、吉岡保彦、菅野俊介、上田真稔：貫通孔を有する厚肉PC床板の終局強度について、竹中技術研究報告、第15号、pp.89-96、1976.3
- 4) 土岐高史、岡田克也、吉岡保彦、上田真稔：RC円筒体の熱応力と鉄筋補強効果に関する研究、竹中技術研究報告、第16号、pp.74-86、1976.10
- 5) 土岐高史、岡田克也、岡本晴彦、川上信博：ダブルT型プレキャストアンボンドプレストレストコンクリートスラブの曲げ破壊及び長期載荷実験、竹中技術研究報告、第17号、pp.100-108、1977.4
- 6) 岡田克也、神山行男：PCグラウトの鉛直注入実験、竹中技術研究報告、第17号、pp.91-99、1977.4
- 7) 土岐高史、岡田克也、岡本晴彦、星原孝一、川上信博：プレストレスオムニヤ板を用いた合成スラブの長期たわみ性状一端部に固定度を与えた場合—竹中技術研究報告、第19号、pp.63-71、1977.10
- 8) 岡田克也、川上信博：蒸気養生によるプレテンション部材の鋼材緊張力変化とプレストレス損失量について、竹中技術研究報告、第19号、pp.19-26、1978.4
- 9) 岡田克也、吉岡保彦、上田真稔、持田哲雄、岡本晴彦、富宿健嗣：内圧及び温度荷重作用下における鉄筋コンクリート格納容器の挙動、竹中技術研究報告、第22号、pp.75-89、1979.10
- 10) 岡田克也、吉岡保彦、持田哲雄、上田真稔：原子力用鉄筋コンクリート格納容器の基部の面外熱応力に関する模型実験と非線型FEM解析、竹中技術研究報告、第24号、pp.85-97、1980.10
- 11) 岡田克也、岡本晴彦：たわみ制御を目的とした鉄筋コンクリート造スラブの適正厚さ算定報に関する一考察、竹中技術研究報告、第27号、pp.51-61、1982.5
- 12) 岡田克也、持田哲雄、大野定俊：鉄筋コンクリート格納容器開口部の面内熱応力に関する研究、竹中技術研究報告、第30号、pp.35-46、1983.11
- 13) 山口育雄、岡田克也、岡本晴彦、田中幸雄：偏平断面プレストレストコンクリート梁をもつ一層架構要素の地震荷重下における力学性状、竹中技術研究報告、第36号、pp.85-95、1985.11
- 14) 岡田克也、岡本晴彦、平出 亨、向井久夫、奥本英夫：フラットスラブ構真柱接合部の鉛直荷重加力実験、竹中技術研究報告、第36号、pp.85-95、1986.11
- 15) 山口育雄、木村 衛、岡村 潔、岡田 章、岡田克也、眞柄栄毅、太田秀彦、奥野智

久：ケーブルドームのメカニズムと構造特性に関する研究、竹中技術研究報告、第38号、pp.165-177,1987.11

(その他)

- 1) 井村力生、杉原一雄、土岐高史、岡田克也、両角昌公、相沢 完：マスコンクリートの拘束ひずみおよび膨張材によるひび割れ制御に関する実大拘束実験、セメント技術年報、XXX,pp203-207,1976.
- 2) 土岐高史、岡田克也、両角昌公、相沢 完、塚山隆一、中野昌之、養 巖：膨張材を混入したマスコンクリートの初期材令における膨張ひずみに関する実験、セメント技術年報、XXX,pp208-210,1976.
- 3) 滝上 昭、小林昌一、岡田克也、安木英一郎：プレストレストオムニヤ板を用いた床版工事（後楽園 I P ビルにおける例）、コンクリート工学、Vol.16. No.8,pp.44-49 ,Aug.1978
- 4) 岡田克也：床スラブ工法の開発とたわみ性能実験、鉄筋コンクリート床スラブのひび割れと過大なたわみ、日本建築学会大会パネルディスカッション資料、pp.35-38,1980.9
- 5) 岡田克也、中山康志、岡本晴彦：鉄筋トラスを用いた薄肉 P C a 板合成スラブ工法、施工 pp.56-64、1983.11
- 6) 福田陽一、岡田克也、田中幸雄、生原唯一：プレストレストコンクリート偏平ばり構法の設計・施工（越谷卸センター新築工事）、コンクリート工学、Vol.23.No.2,pp.21-27.1985.1
- 7) 岡田克也：熱応力設計の現状と設計法の動向、原子力用コンクリート構造の熱応力設計法シンポジウム資料、日本建築学会構造委員会、原子力プラントコンクリート構造分科会、pp.3-12,1985.3
- 8) 岡田克也、持田哲雄、柿沢忠弘、尾高英雄：高強度クラウトを利用した P C 鋼より線埋め込み定着部の力学性能試験、コンクリート工学年次論文報告、9-2.pp.507-512,1987
- 9) 岡田克也、持田哲雄、柿沢忠弘、尾高英雄：高強度クラウトを利用した P C 鋼より線埋め込み定着部の定着性能について、コンクリート工学年次論文報告、10-2.pp.215-220,1988

- 1 0) 岡田克也、鶴岡孝輔、芝間伸剛、岩沢二郎、藤村 勝：大規模スラブの無支保工化、
建築技術、pp.174-177,1991.2
- 1 1) 岡田克也、池田 護、最上公彦、田中幸一郎、中島一夫：折板タイドアーチによる
仮説養生屋根の開発、建築技術、pp.178-181,1991.2
- 1 2) 岡田克也：スラブの構造的はたらき、建築技術、pp.74-87,1994.12
- 1 3) 岡田克也：梁の過大なひび割れを防止する条件とは、読者コーナー、建築技術、
pp.237-240,1994.12
- 1 4) 岡田克也：兵庫県南部地震における建築物の被災度の判定調査を支援して、建築防
災、pp.4-7,1995.6
- 1 5) 岡田克也、岩清水隆：ひび割れの基本対策、建築技術、pp.135-147,1999.5
- 1 6) 岡田克也：変断面片持ち梁のたわみ等について、読者コーナー、建築技術、
pp.271-273,2000.7
- 1 7) 岡田克也：多様な要求に応えるスラブの設計、pp.92-105、2001.5
- 1 8) 岡田克也、多葉井宏、金子裕一、持田哲雄：構造形式とスラブ構工法の選択、建築
技術、2001.5

付 録

次世代構造住宅のP R C造フラットスラブ

1. はじめに

「次世代構造住宅の開発^{注1)}」はプロトタイプとしてS I（サポート・インフィル）住宅を想定し、長期耐用が可能で、限られた空間を最大限活用することができる集合住宅の躯体技術の確立を図ることを目的として実施されている。主な開発技術としては以下のものがある。

①フラットスラブ構造

②高機能長周期免震システム

高機能長周期免震システム組み込みフラットスラブ構造により、柱型や梁型のない広い空間が可能となる。また、入居後の生活形態の変化等にフレキシブル対応できるものとなる。

これらの技術の開発に当たって、3層5スパンの実大モデルの実験棟でその成果を実証した。

以下、本論文の長期たわみ計算法を適用したフラットスラブ構造の設計施工の概要とたわみの測定結果（現在実施中でありその初期のデータの一部を示す）の概要について述べる。

2. 次世代構造住宅実験棟の概要とその施工状況

実験棟の概観は写真A1のようであり、図A1に3階平面図、図A2に断面図を示す。3階の一部を11m×7.2m×3スパン（240m²）の無梁空間とし、この上階であるR階のスラブをP R C造のフラットスラブとしている。

写真A2にR階スラブのP C鋼線の配線状況、写真A3、A4に定着端部の納まり状況、写真A5にR階スラブの鉄筋の配筋状況を示す。

3. フラットスラブの長期たわみに対する設計

図A3にスラブ構造の長期たわみ設計フローを示す。長期たわみ制御目標値は本論文の第5章の設定例にならい、短辺有効スパンの1/450かつ20mm以下と設定した。長期たわみ倍率は本論文の第3章の計算法を基にして行った。

4. フラットスラブ構造

図A4にR階無梁空間部分のP C鋼材の平面位置図を、図A5にR階スラブ断面のP C鋼

材の配線図を示す。P C鋼材は SWPR19- ϕ 17.8（アフターボンド）を用いた。定着端部の納まりは図A6（写真A3、A4参照）に示す

5. フラットスラブのたわみの測定

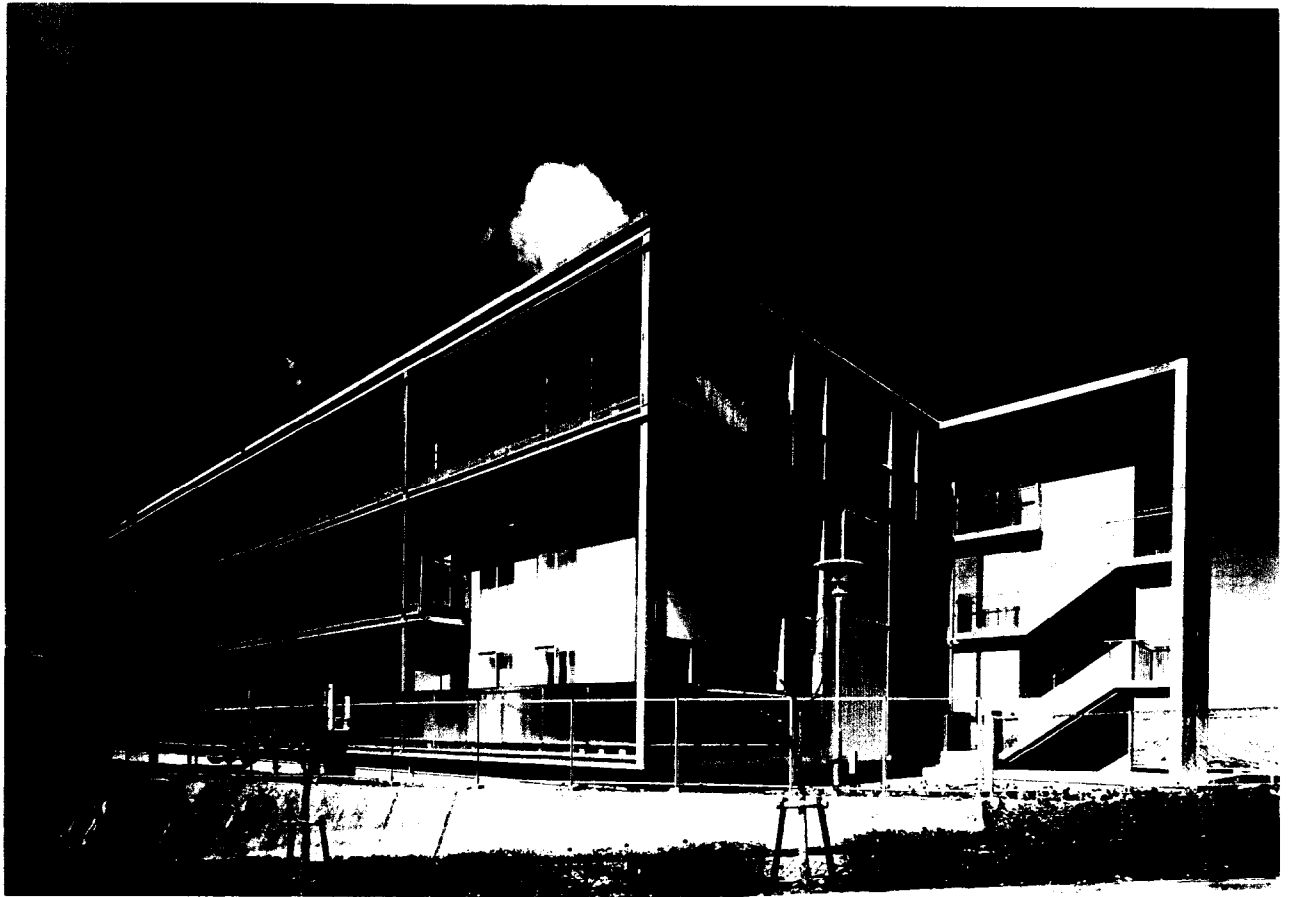
図A7にR階P R C造のフラットスラブの変位測定位置を示す。

現在までに得られた測定結果の一部として、図A8 にスラブ長辺方向中央ラインdにおけるプレストレスの導入時及び支保工解体時のたわみの実測結果を解析値と比較して示す。

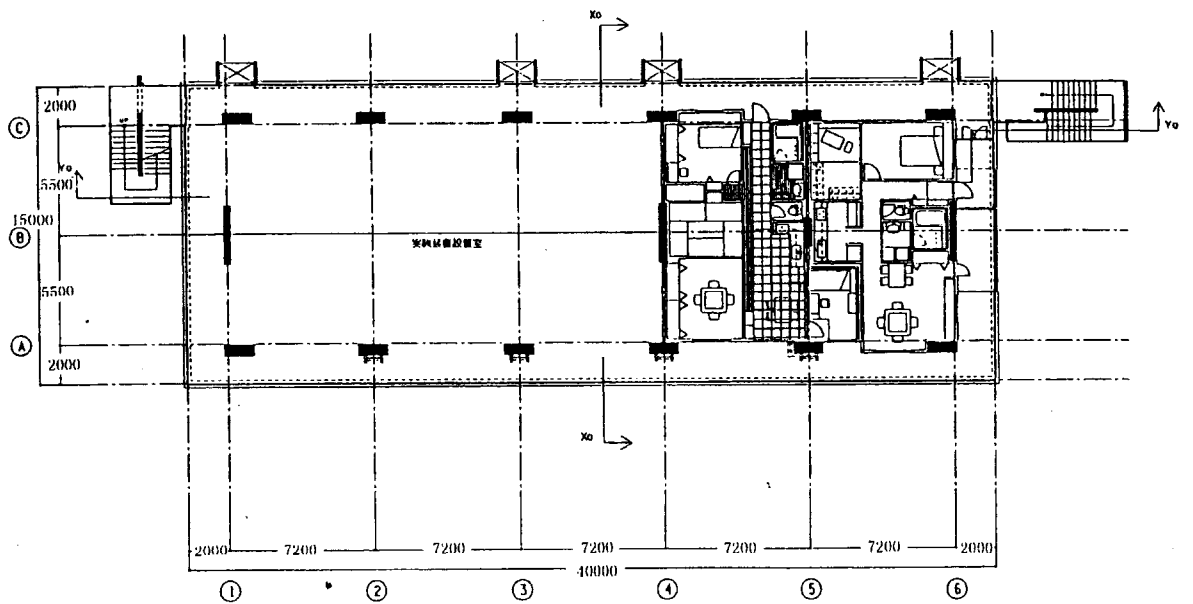
実測値に比べて解析値が大きな値となったが、たわみ分布についてはほぼ対応している。今後図A9 に示すような長期の計測を継続するとともに経過時間に沿った解析と実測値の比較を行い、本論文で扱ってきた一般のスラブとフラットスラブの長期たわみ性状の違いを把握し、その長期たわみ予測計算式の検討が必要である。

注1)

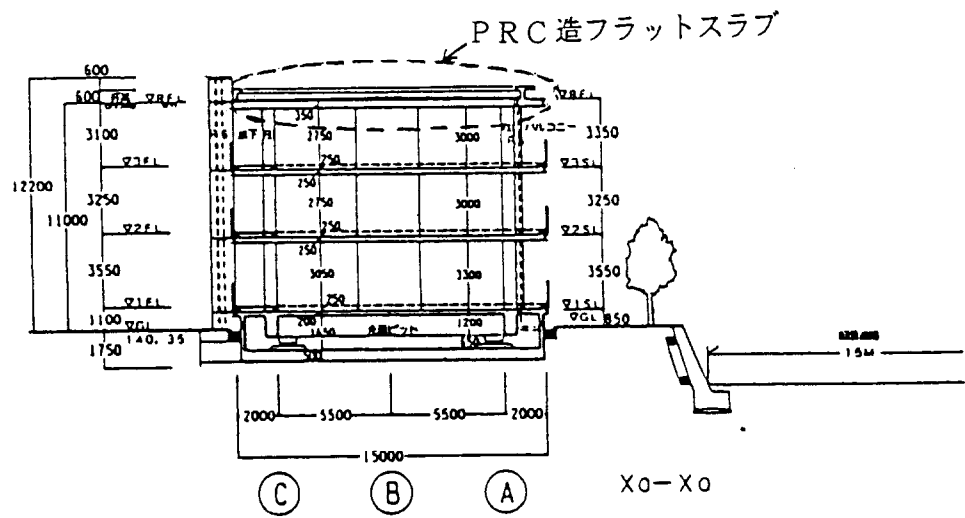
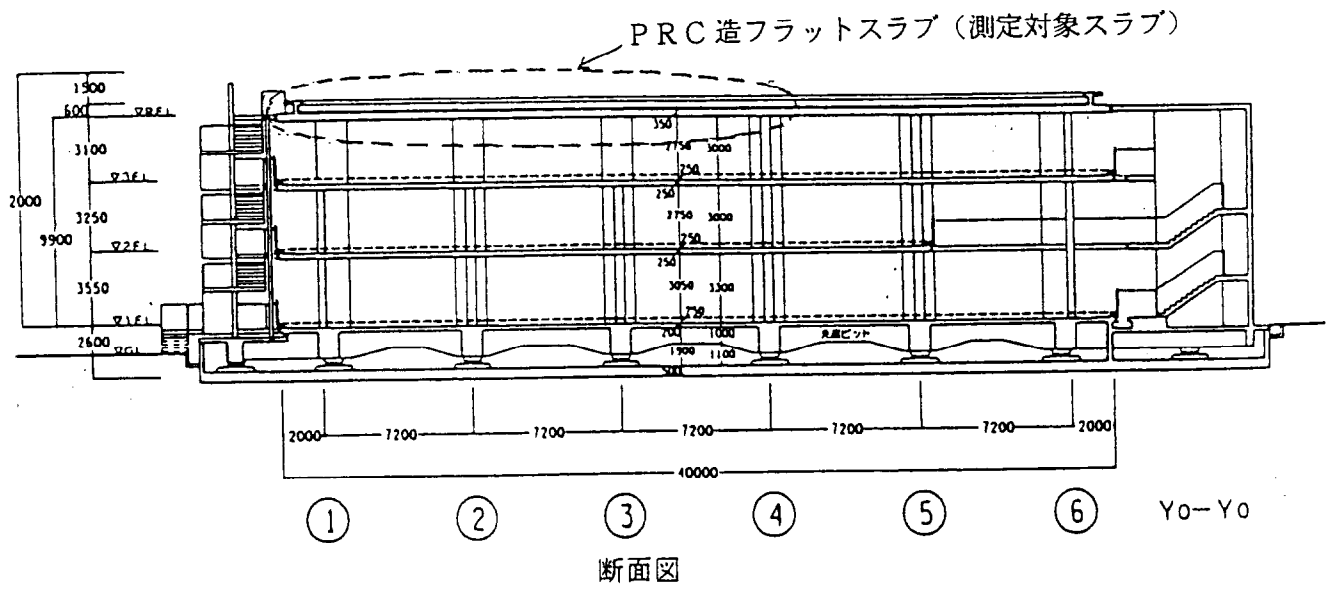
「次世代構造住宅の開発」は新エネルギー産業技術総合開発機構（N E D O）が生活価値創造住宅開発技術研究組合に委託し、平成11年度の事業として実施されたものである。



写真A1 次世代構造住宅実験棟概観



図A1 実験棟平面図 (3階)



図A2 実験棟断面図



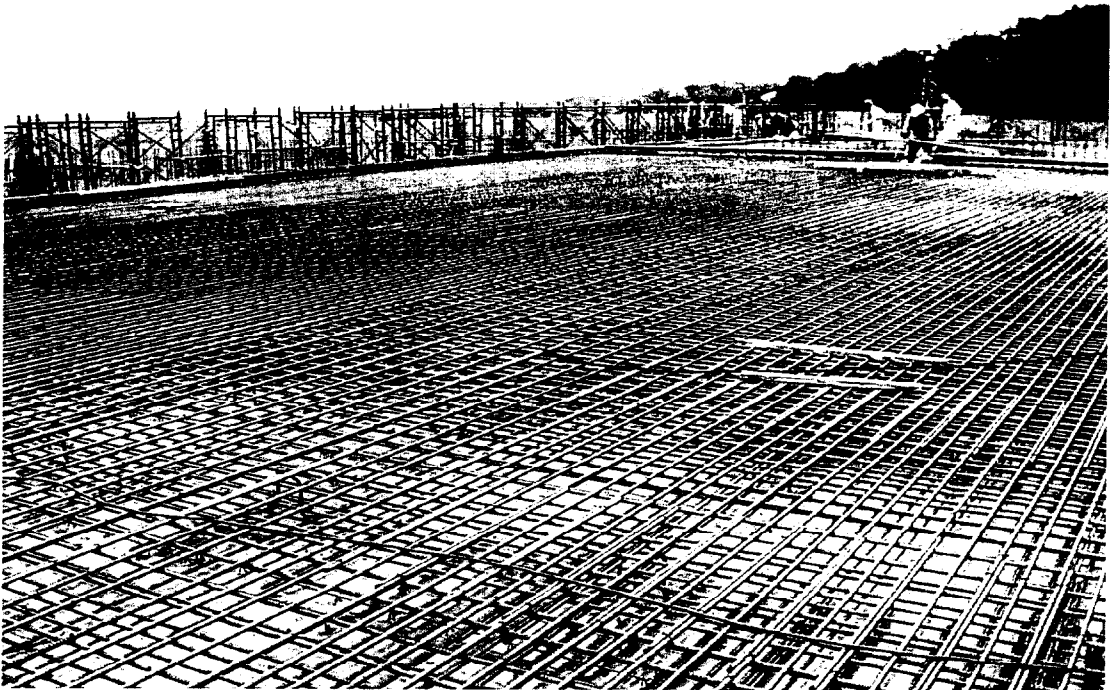
写真A2 PRC造フラットスラブのPC鋼線と鉄筋の配置状況



写真A3 PC鋼線の定着部の納まり



写真A4 PRC造フラットスラブの端部のPC鋼線定着状況



写真A5 R階PRC造フラットスラブの配筋状況

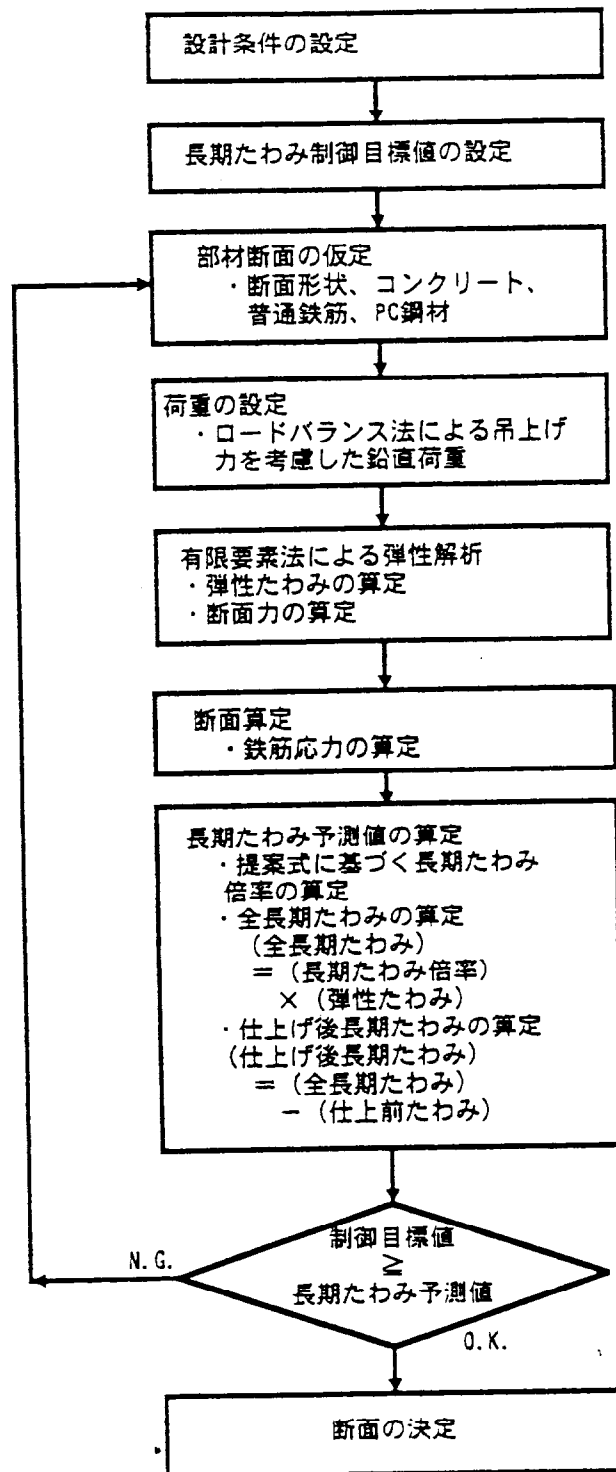
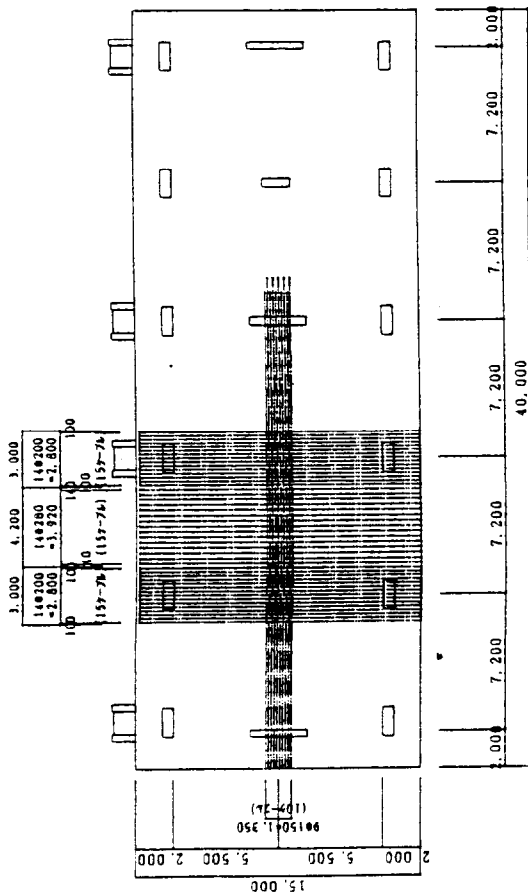
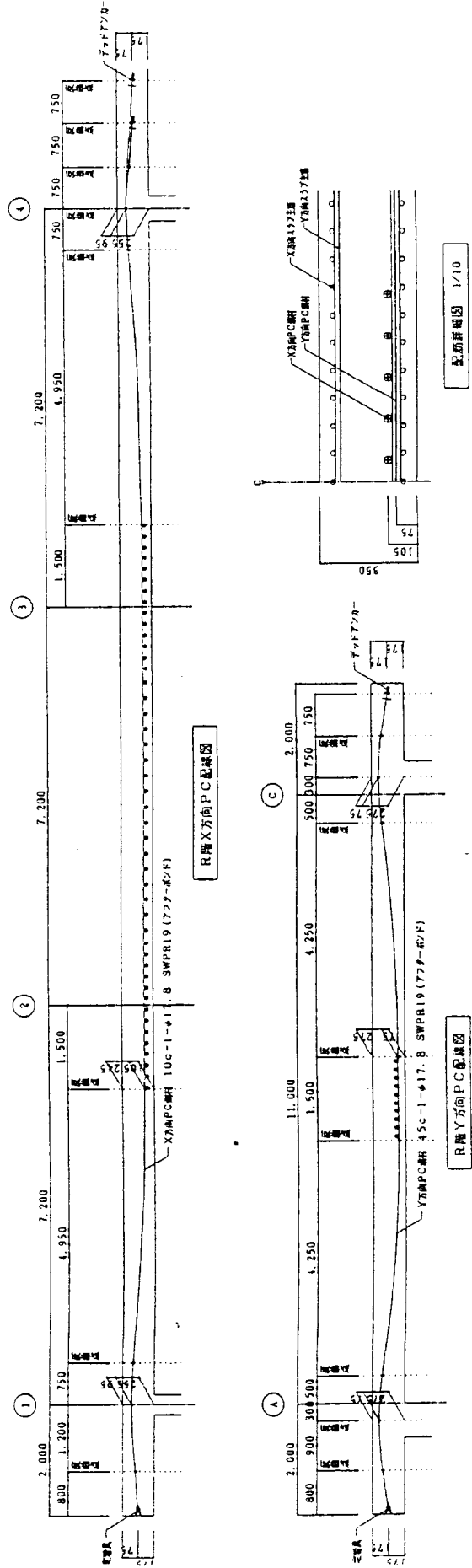
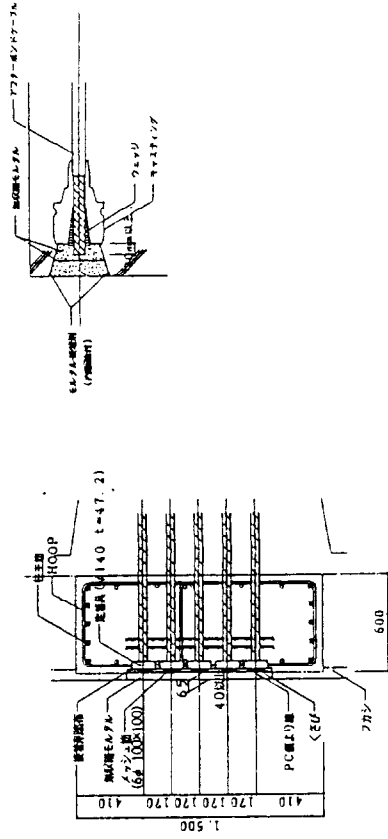


図 A3 長期たわみの設計フロー

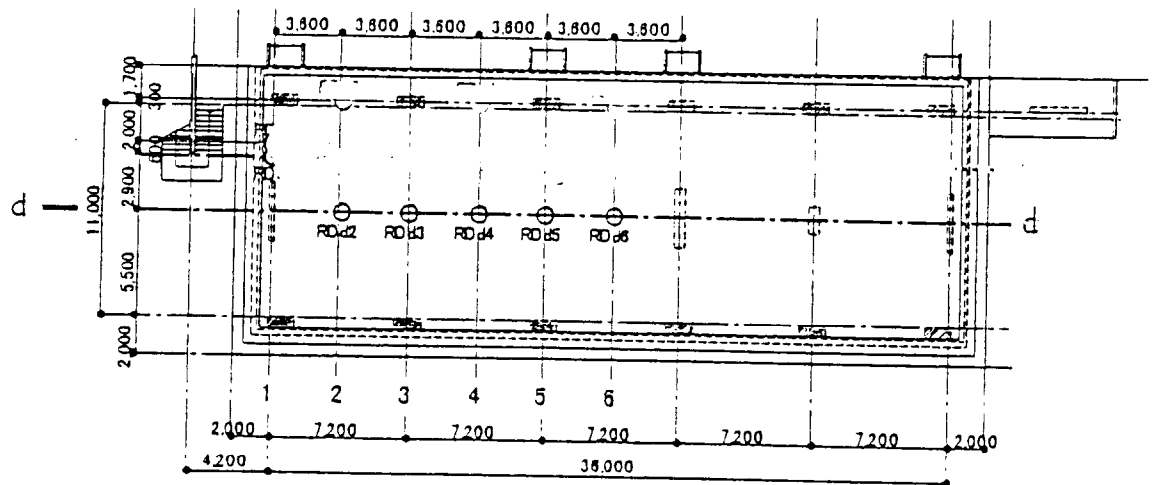


図A4 R階PC鋼材平面配置図

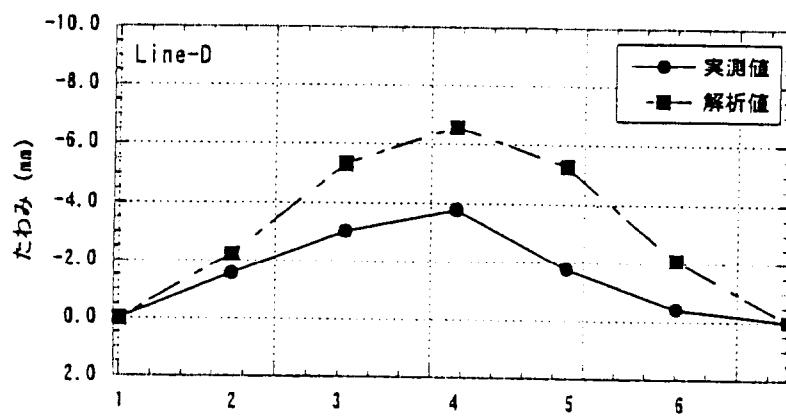
図A6 PC鋼線定着部詳細



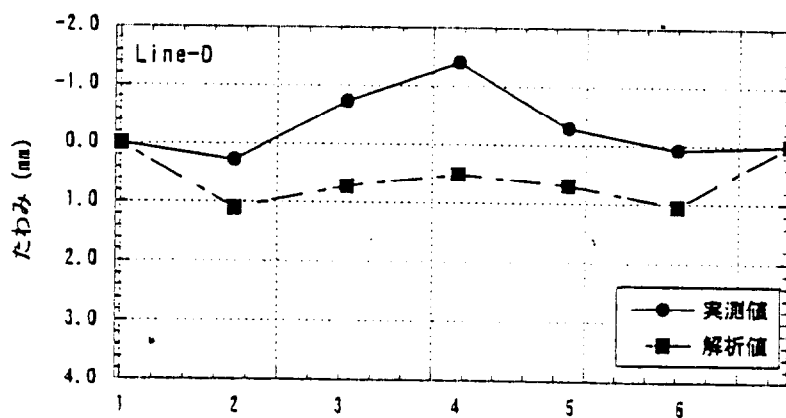
図A5 R階X方向及びY方向PC鋼材の断面内の配置



図A7 R階P RC造フラットスラブのたわみ測定位置

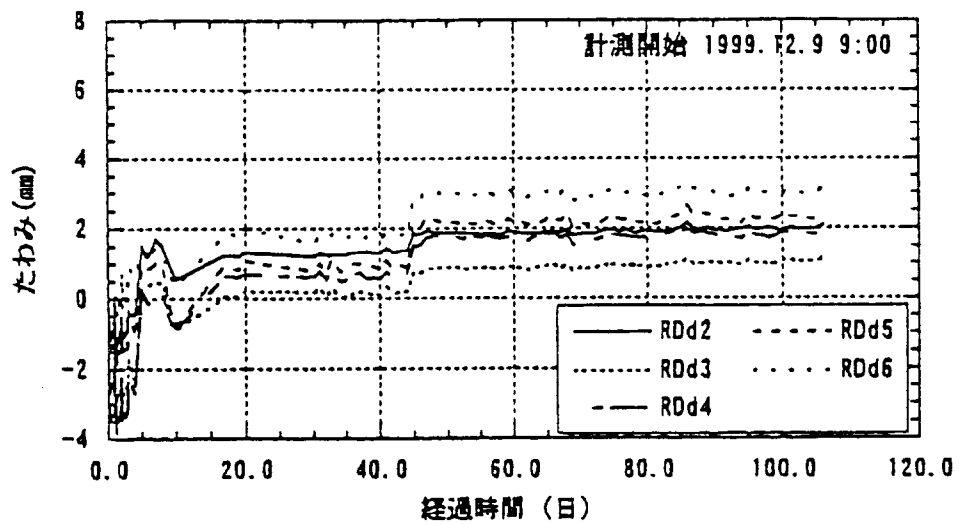


a. プレストレス導入時



b. 支保工解体時

図A8 R階P RC造フラットスラブのたわみ実測値と解析値の比較



図A9 R階P R C造フラットスラブのたわみの経時変化

付録 B

記号一覧

- δ_l : スパン中央の長期たわみ、
 δ_e : 全せい断面部材スパン中央の弾性たわみ、
 δ_{el} : 有効せい断面部材スパン中央の弾性たわみ
 δ_0 : 完全固定全せい断面部材スパン中央の弾性たわみ
 K : 全せい断面部材の長期たわみ倍率
 K_{cl} : 有効せい断面部材の長期たわみ倍率
 K_{cr} : ひび割れによる有効せいたわみ倍率
 K_{cd} : クリープによる有効せいたわみ倍率
 K_{sh} : 乾燥収縮による有効せいたわみ倍率
 K_{bc} : 鉄筋の抜け出しによる有効せいたわみ倍率
 t : 部材全せい
 d : 有効せい
 A_{ce} : コンクリートの有効引張断面積
 a_t : 引張鉄筋の断面積
 a_c : 圧縮鉄筋の断面積
 p_t : 引張鉄筋比 ($= a_t / bd$)
 p_c : 圧縮鉄筋比 ($= a_c / bd$)
 γ : 複筋比 ($= p_c / p_t$)
 S : 引張鉄筋間隔
 P_e : 有効引張鉄筋比
 k_s : 等価鉄筋比係数
 k_{sb} : 付着劣化後の等価鉄筋比係数
 F_c : コンクリートの圧縮強度
 F_t : コンクリートの引張強度
 E_s : 鉄筋のヤング係数
 E_c : コンクリートのヤング係数
 E_{cl} : 等価ヤング係数 $E_{cl} = E_c / (1 + \psi)$ (ψ : クリープ係数)

n : ヤング係数比 ($=E_s/E_c$)
 ψ_b : 付着劣化係数を ($\psi_b = \frac{t}{1.28t + 17.65}$)
 x_{n1} : ひび割れ断面の中立軸比 ($=x_n/d$)、
 p_t : 引張鉄筋比 ($=a_t/bd$)
 p_c : 圧縮鉄筋比 ($=a_c/bd$)
 γ : 複筋比 ($=p_c/p_t$)
 d_t : 引張縁より引張鉄筋図心までの距離
 d_{c1} : 圧縮縁より圧縮側鉄筋図心までの距離 d_c と有効せい d との比 d_c ($=d_c/d$)
 I : 全せい断面の断面の 2 次モーメント
 I_{cr} : ひび割れ断面の 2 次モーメント
 I_{cp} : クリープ後の断面の 2 次モーメント
 x_{n2} : クリープ後の中立軸比
 I_{ef} : 有効せい断面の 2 次モーメント ($= bd^3/12$)
 σ_t : 引張鉄筋の応力度
 S_n : 終局乾燥収縮量
 J : 材端の節点回転バネの回転剛性
 U : 鉄筋の抜け出し量
 θ : 部材固定端の回転角
 ε_{tav} : 平均鉄筋ひずみ
 ε_{tmax} : 鉄筋 の最大ひずみ
 ϕ_{sh} : 乾燥収縮による曲率
 p_e : 有効プレストレスカ
 p_o : 導入時プレストレスカ
 η : プレストレス有効率
 a : P C 鋼材のライズ
 a_c : 両端における P C 鋼材の偏心距離
 ℓ : スパン長
 ℓ_x 、 ℓ_y : 短辺及び長辺有効スパン
 λ : 辺長比 ($=\ell_y/\ell_x$)
 w : 全荷重

w_p : 自重を除く全荷重
 w_{pd} : $w_p + d_l \gamma_{rc}$ ($d_l \gamma_{rc}$: d_l の自重に相当する荷重)
 ξ : 自重と長期持続荷重との比 (w_{DL}/w_{SL})
 w_r : 残存荷重 ($w_r = w - w_p$)
 χ : キャンセル率
 k_i : 両端の固定度に関する係数 ($k_i=1$: 完全固定 $\sim k_i=5$: 単純支持)
 k_p : プレストレスのたわみに及ぼす効果を含む固定度に関する係数
 k_b : 曲げ拘束係数 ($k_b=0\sim 1$ $k_b=1$: 完全固定)
 k_c : 軸力有効係数 ($k_c=0\sim 1$ $k_c=1$: 完全拘束)
 I_{cr} : プレストレスの効果を考慮したひび割れ断面の剛性
 I_{cp} : プレストレスの効果を考慮したプリープ後のひび割れ断面の剛性
 F_t' : コンクリートの見かけの引張強度 ($=0.07F_c + \sigma_g$)
 $\sigma_g = \eta k_c P / A$ (平均プレストレス)
 γ_{rc} : コンクリート部材の単位容積重量 (N/mm^2)
 γ_c : コンクリートの単位容積質量 (t/m^3)
 ρ : ボイド率 (ボイド面積/全断面積)
 δ_a : 長期たわみ制御目標値
 δ_{allow} : たわみ限界値
 V : 短辺有効スパン長期たわみ比

謝 辞

本論文のご指導を快くお引き受け頂き、まとめる機会を与えて下さった東京工業大学教授和田 章博士には、ここに心から御礼を申し上げます。

筆者が日本建築学会構造標準委員会RC第一小委員会の活動の一環として進めたRC規
準改定作業と関連して行った検討や、その後行ったRC部材のたわみ制御設計に関する研
究を、今回このような本論文にとりまとめることができました。同委員会歴代主査の東洋
一博士、狩野芳一博士、鈴木計夫博士をはじめ終始ご教示いただいた同委員会委員、土橋
由造博士、井野 智博士、松崎育弘博士、大越俊男博士、小倉桂治博士、小森誠司博士、
小柳光生博士、山本俊彦博士ら関係各位より多くの示唆やご助言を頂きました。特に土橋
由造博士には絶えず激励を頂きました。また、井野 智博士には論文のとりまとめの方
について貴重なご助言をいただきました。鈴木計夫博士には論文のとりまとめに際して、貴
重な示唆や暖かいご助言を頂きました。ここに心よりお礼申し上げます。

本論文は筆者が竹中工務店入社以来、技術研究所において行ってきた研究に加えて、そ
の成果の設計実務に適用を目指して行った社内の指針作成作業並びに付随して実施した研
究成果をまとめたものです。

研究の実施に当たっては、竹中工務店技術研究所岡本晴彦主任研究員には研究の当初か
らのご協力を頂きました。太田義弘研究員、菅田昌広研究員には本研究に関連する実験の
遂行と計算式による結果との比較検討の遂行などにご協力を頂きました。

また、長期たわみ制御設計法として実用的でかつ簡便な指針としてまとめる過程で、竹
中工務店設計部岡本達雄氏、同佐々木幸男氏をはじめ社内指針作成委員会の諸氏には実務
者としての観点より、貴重なご指摘とご助言を頂きました。

各位に心より感謝申し上げます。

このような研究が曲がりなりに進められるのは、皆様の暖かいご支援と絶えまない激励
の賜物であります。本研究は設計法としての取り纏めを急ぐあまり、諸先達の詳細な研究
成果を生かしきれず、必要な研究の掘り下げが足りないところが多々残されお
ります。これらについては今後とも研究を進めたく思っておりますので宜しくご指導をお願いいたし
ます。

最後に、本論文をまとめるにあたり陰ながら支えてくれた妻美子と終始暖かい励ましを
送ってくれた母に感謝し、本論文を捧げます。

2001年 3月

岡田 克也