



Title	鉄筋コンクリートおよびプレストレスト鉄筋コンクリートスラブの長期たわみ制御に関する研究
Author(s)	岩田, 樹美
Citation	大阪大学, 2008, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/1784
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

The University of Osaka

鉄筋コンクリートおよび
プレストレスト鉄筋コンクリートスラブの
長期たわみ制御に関する研究

2007 年 12 月

岩田 樹美

目 次

第1章 序論

1. 1	研究の背景	1
1. 2	研究の目的	4
1. 3	研究の概要	6

第2章 剛性変化に伴う応力再配分を考慮した鉄筋コンクリート方向スラブの 長期たわみ計算法（繰返し計算法）

2. 1	はじめに	9
2. 2	繰返し計算法	
2. 2. 1	固定支持スラブの変形解析の考え方	11
2. 2. 2	長期たわみ計算フロー	11
2. 3	付着解析による鉄筋の抜け出し量計算	
2. 3. 1	解析モデル	16
2. 3. 2	持続荷重下における両端に異なる力が作用する場合の付着基本式	19
2. 4	クリープ解析	
2. 4. 1	平均応力度法（Mean-Stress法）によるクリープ解析法	23
2. 4. 2	乾燥収縮の考慮	27
2. 4. 3	曲率の算定	28
2. 5	繰返し計算法の適合性の検討	
2. 5. 1	既往のRCスラブ長期たわみ実験結果との比較	29
2. 5. 2	PRC合成スラブ実験結果との比較	32
2. 6	RCスラブの長期たわみに及ぼす各種要因の影響	
2. 6. 1	長期たわみに影響を及ぼす要因について	37
2. 6. 2	解析条件	38
2. 6. 3	ひび割れによる影響	38
2. 6. 4	クリープによる影響	41
2. 6. 5	乾燥収縮による影響	42
2. 6. 6	端部筋の抜け出しによる影響	43
2. 6. 7	各要因によるたわみの全たわみに対する割合	44
2. 7	まとめ	46

第3章 鉄筋とコンクリート間の付着特性に基づく鉄筋コンクリート方向スラブの 長期たわみ計算法（実用計算法）

3. 1	はじめに	49
3. 2	RCスラブの長期たわみ実用計算法	
3. 2. 1	基本条件	51
3. 2. 2	解析ケース	51
3. 2. 3	ひび割れによるたわみ	
(1)	たわみの計算方法	52
(2)	検討用応力	52
(3)	曲げひび割れ耐力 M_{cr}	53
(4)	ひび割れを考慮する方法	53

(5)	付着解析モデル	53
(6)	抜け出し量基本式	54
(7)	$\tau-s$ 関係が弾塑性両域にわたる場合の抜け出し量算定式	54
(8)	ひび割れ領域断面2次モーメント I_{cr}	56
(9)	等価断面2次モーメント I_e	56
3. 2. 4	クリープによるたわみ	58
3. 2. 5	乾燥収縮によるたわみ	
(1)	たわみの計算方法	60
(2)	全断面有効領域における曲率計算	60
(3)	ひび割れ領域における曲率計算 (複筋比 $\gamma=0$ の場合)	60
(4)	ひび割れ領域における曲率計算 (複筋比 $\gamma>0$ の場合)	61
(5)	ひび割れの影響を考慮した等価曲率計算	65
(6)	乾燥収縮によるたわみ	66
3. 2. 6	端部筋の抜け出しによるたわみ	
(1)	たわみの計算方法	66
(2)	付着解析モデル	66
(3)	端部筋の抜け出し量算定の基本式	66
(4)	端部筋の定着長さの影響	67
(5)	$\tau-s$ 関係が弾塑性両域にわたる場合の抜け出し量算定式	69
(6)	端部筋の抜け出しによるたわみ	69
3. 3	繰り返し計算法との比較による適合性の検討	
3. 3. 1	各要因によるたわみの比較	71
3. 3. 2	全たわみの比較	71
3. 4	既往の実験結果との比較による適合性の検討	71
3. 5	まとめ	74

第4章 長期たわみ実用計算法の適用範囲の拡大

ー長大スパンPRCスラブ、二方向スラブおよび片持ちスラブー

4. 1	はじめに	76
4. 2	PRCスラブの長期たわみ計算法	
4. 2. 1	計算法の考え方	78
4. 2. 2	プレストレスの影響を考慮した長期たわみ計算	
(1)	吊り上げ力による荷重のキャンセル	78
(2)	軸力を考慮したひび割れ耐力 M_{cr}	79
(3)	軸力を考慮したひび割れ断面の曲げ剛性	79
4. 2. 3	既往の実験結果との比較による適合性の検討	
(1)	固定支持PRCスラブ	80
(2)	単純支持PRCスラブ	83
4. 3	二方向スラブの長期たわみ計算法	
4. 3. 1	既往の研究	86
4. 3. 2	一方向スラブから二方向スラブへの展開	87
4. 3. 3	計算フロー	87
4. 3. 4	有限要素解析による検討	88
4. 3. 5	実用計算法	89

4. 3. 6	適合性の検討	92
4. 4	片持ちスラブの長期たわみ計算法	
4. 4. 1	長期たわみ計算法	94
4. 4. 2	適合性の検討	95
4. 5	まとめ	98

第5章 長期たわみの影響要因分析

5. 1	はじめに	100
5. 2	検討を行う要因	100
5. 3	解析条件	100
5. 4	長期たわみ制御効果に関する要因	
5. 4. 1	スラブ厚さの影響	103
5. 4. 2	鉄筋量の影響	104
5. 4. 3	コンクリート強度の影響	107
5. 4. 4	クリープ・乾燥収縮の影響	108
5. 4. 5	プレストレスの影響	111
5. 4. 6	二方向性（辺長比）の影響	112
5. 5	長期たわみに及ぼす影響の大きい要因	
5. 5. 1	付着特性の影響	114
5. 5. 2	上端筋の下がりの影響	116
5. 6	他の断面決定要因との関係	
5. 6. 1	長期たわみと鉄筋応力	120
5. 6. 2	長期たわみと長期ひび割れ幅	122
5. 7	まとめ	124

第6章 RCおよびPRCスラブの長期たわみ制御設計法

6. 1	はじめに	127
6. 2	適用範囲	
6. 2. 1	適用範囲	127
6. 2. 2	適用範囲の設定根拠	127
6. 3	段階的長期たわみ予測手法の提案	130
6. 4	長期たわみ制御設計フロー	130
6. 5	簡易法	
6. 5. 1	たわみ倍率による長期たわみの評価	131
6. 5. 2	ひび割れおよびクリープによるたわみ倍率	131
6. 5. 3	乾燥収縮によるたわみ倍率	132
6. 5. 4	端部筋の抜け出しによるたわみ倍率	133
6. 6	簡易法による予測精度	
6. 6. 1	詳細法との比較	134
6. 6. 2	既往の実験結果との比較（一方向スラブ）	134
6. 6. 3	既往の実験結果との比較（二方向スラブ）	134
6. 6. 4	簡易法との比較によるRC規準付7の特徴	135
6. 7	周辺の支持条件を考慮した長期たわみ計算	
6. 7. 1	支持条件を考慮した詳細法	141

6. 7. 2	支持条件を考慮した簡易法	142
6. 7. 3	支持する梁のねじれ剛性を考慮した固定度の評価	142
6. 8	制御の対象とする長期たわみ	143
6. 9	長期たわみ制御設計例	
6. 9. 1	RCスラブ	144
6. 9. 2	PRCスラブ	146
6. 9. 3	設計例のまとめ	149
6. 10	まとめ	151

第7章 結論

7. 1	結論	153
7. 2	今後の課題	157

付録

付1	長期たわみ計算プログラム（繰り返し計算法）	159
付2	長期たわみ計算シート（簡易法）	164
付3	長期たわみ計算シート（詳細法）	165

発表論文		167
------	--	-----

謝辞		169
----	--	-----

第 1 章 序論

1. 1 研究の背景

スラブは、他の部材に比べて人々の生活に密接に関わる部材であり、快適な空間を実現するための基本的な部材であることから、それだけ使用者の性能に対する要求は厳しいものがある。スラブに求められる性能は多岐に渡り、床面に作用する鉛直荷重を安全に支持する性能のほか、振動やたわみに対する性能、遮音性能、遮熱性能や、水平力を柱や壁に伝達させる性能がある。

本研究は、このようにスラブに求められる性能の中でも特に重要な、長期に渡る使用性能を規定する長期たわみの予測に関するものであり、以下にその技術水準の現状と、長期たわみ予測の必要な背景について述べる。

まず始めに、スラブの長期たわみ予測の技術水準に対するこれまでの経緯と現状について述べる。1960 年代に建設された建物の床スラブは、短辺スパン 3m 程度、スラブ厚さはほとんどが 120mm であった。1960 年代の後半よりコンクリートのポンプ打設が普及するようになり、躯体の設計・施工の合理化のため、スラブ厚さをあまり変えずに小梁のないスパンの大きなスラブが設計されるようになった。そのため、床スラブの過大なたわみによる損傷が問題化し、その後の調査研究により実際の建物床のたわみ挙動や施工の実態などが明らかとなった。

日本建築学会では、このスラブの過大なたわみ問題に対して、これらの調査研究を反映し、1982 年の鉄筋コンクリート（以下 RC と略記）規準の改定に当たり、スラブ上面に沿う過大ひび割れと過大なたわみの発生防止を目的として 13 条「床スラブ」を改定している^{1.1)}。その主な内容は、

- ・ 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、従来の規定より厚さが大きくなるようにする。
- ・ 小梁付きスラブの場合、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。

さらに 1988 年の改定においては、その解説の付 13（1999 年改定では付 7）に、「長期荷重時における変形とひび割れ」の章が追加され、RC 部材の長期たわみを予測する比較的簡便な計算法が示された^{1.2)}。本計算法は、コンクリートのひび割れ、クリープ、乾燥収縮による影響を考慮して直接長期たわみを計算できる、設計実務においても有効な手法である。但し、周辺が固定支持されるスラブでは、固定支持部からの鉄筋の抜け出しによる付加たわみが大きくなるのが、既往の研究^{1.3)}ほかにより示されているが、RC 規準付 13 では、この抜け出しによる付加たわみの影響を無視できないとしながらも、定量的な評価までには至っていない。

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）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）構造設計・施工指針（以下

PRC 指針と略記) が発刊された^{1.4)}。PRC 部材は、PC に比べてプレストレスを減じて、ひび割れの発生を許容し、使用性や耐久性上問題のない範囲で、ひび割れやたわみを制御することにより、PC に比べて経済的な設計を可能とする構造である。このように、PRC 部材の設計においては、ひび割れやたわみの評価が必要不可欠である。しかし、PRC 指針においては、ひび割れに対する設計体系は示されているが、長期たわみに対する設計手法は明確に示されていない。

その後、2000 年の基準法改正により、平成 12 年建設省告示第 1459 号第 2 において、部材の変形に対する規定が示され、変形に対する性能を確保することが法的に明確に位置づけられた。本告示では、長期たわみ計算のための弾性たわみに対する倍率（告示では変形増大係数と記載されている）が与えられているが、RC スラブでは一律 16 とされており、長期たわみに及ぼす各種要因の影響が考慮できるものとなっていない。また、2007 年の改正では、国土交通省告示 600 号第 13 において、PC スラブの変形増大係数として $16 \cdot 8 \lambda^2$ (λ : PC 鋼材の寄与率) が示されている。

以上、スラブの長期たわみに対する技術水準は、過去のたわみ障害を踏まえて学会規準等でその障害を防ぐための評価方法が示され、法的にも部材の変形に対する規定が明確にされているものの、各種要因の影響を考慮して長期たわみを評価する、性能評価型設計法としては体系化されていないのが現状である。

次に、近年の床スラブに求められる要求条件について述べる。ある行為に対して合理性を追求するのは必然的なことであるが、建築設計・施工においても、技術や材料の改善と共に合理化が図られている。特にスラブについては、その占める面積の大きさから、合理化の対象となりやすく、経済性、施工性、空間性を追及した合理化が図られる事例が近年増加している。具体的には、小梁を無くしてスパンを長大化し、施工工数を減らしたり、梁形のない空間とすることや、工期短縮や品質向上のためプレキャスト化することである。プレキャスト部材を採用することで、その品質や外観の良さを生かし、仕上げを省略して、経済性を追及しつつ、スラブ躯体そのものを建築表現として魅せることも最近多くなっている。以上のような合理性の追求は、スラブに求められる性能を確保してはじめて実現するものであり、特にスパンの長大化は、長期たわみ予測無くしては実現できないといってもよく、その重要性はますます大きくなっている。

スラブは建築面積とほぼ等しい面積を持つ部材であって、RC 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及ぼす影響は無視できない^{1.5)}。躯体重量の影響が大きいということは、その環境負荷に対する影響も大きいことを意味する。長期たわみ制御設計により、スラブを合理的に計画することで、資源の有効利用を図ると共に、長期にわたる性能を維持することで長寿命化を図り、環境負荷低減に寄与することができる。

以上、スラブの長期たわみに対する技術水準と、スラブに求められる要求条件について述べたが、スラブの長期たわみ予測を取り巻く状況とその位置づけは、図1.1のように表すことができる。長期たわみ予測は、性能評価型設計法の確立、合理性の追求、地球環境負荷低減と相互に関係しており、長期たわみ制御設計法の構築が、上記3つの事項を解決するといっても過言ではない。

次節では、設計実務に適用可能な長期たわみ計算法を構築し、この計算法を用いて長期たわみ制御設計法を確立するための課題、すなわち本研究の目的について述べる。

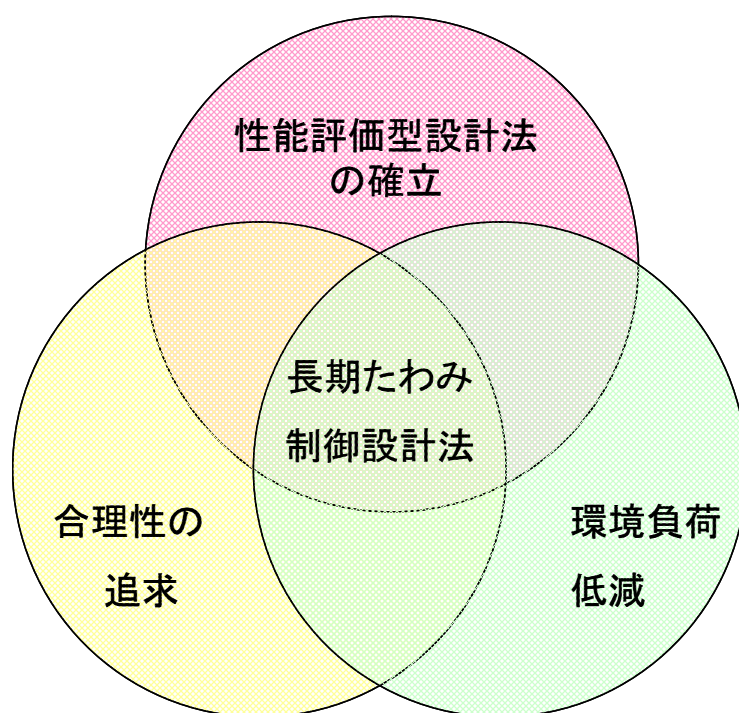


図1.1 長期たわみ予測を取り巻く状況

1. 2 研究の目的

本研究の最終目標は、構造躯体に占める割合の大きいスラブを合理的に計画することにより、経済性を重視しつつ、資源の有効利用、建物の長寿命化を図ることで、地球環境問題解決に寄与することである。本研究は、コンクリート系スラブの常時荷重下の使用性能を支配する重要な要因の一つである、長期たわみの予測と制御設計に関するものである。コンクリート系部材の長期たわみの予測手法と制御設計体系を構築し、長期設計荷重下における性能評価型設計法の確立に資することを目的とする研究で、以下に示す5課題で構成されている。

① コンクリートのひび割れや材料特性の変化に伴う応力再配分を考慮したRC一方向スラブの長期たわみ計算法の提案

持続荷重下におけるRCスラブのひび割れ、クリープ、乾燥収縮および端部筋の抜け出し現象による剛性変化に伴う変形挙動を明らかにする。

その変形挙動を捉えた長期たわみ計算法を提案し、高い精度で長期たわみを予測することを目的とするものである。

② 鉄筋とコンクリート間の付着特性に着目したRC一方向スラブ長期たわみの実用計算法の提案

RCスラブの変形挙動は、剛性変化による応力再配分を伴うため、その計算には繰り返し計算が必要となるが、本課題では、その繰り返し計算をなくした実用的な長期たわみ計算法を提案する。RC部材の変形挙動を支配する、鉄筋とコンクリート間の付着クリープ特性に着目して定式化していることが特徴である。

③ 長期たわみ実用計算法の適用範囲の拡大

RC一方向スラブを対象に提案した長期たわみ実用計算法を長期たわみ制御設計へと展開するため、実用計算法の適用範囲を拡大することが本課題の目的である。

具体的には、長大スパンPRCスラブ、二方向スラブ、片持ちスラブへの適用を検討し、設計実務に適用可能な長期たわみ予測手法を提案する。

④ パラメトリックスタディによる長期たわみの影響要因分析

長期たわみ実用計算法を用いたパラメトリックスタディにより、各種要因の長期たわみに及ぼす影響とその傾向を調べ、長期たわみ制御設計のための有効な指標を示すことを目的とする。

⑤ RCおよびPRCスラブの長期たわみ制御設計法の提案と設計例による検証

長期たわみ実用計算法を用いて、長期たわみ制御設計体系を構築し、長期に対する性能評価型設計法の確立に資することを目的とする。

設計例により具体的に制御設計を行うことで、本制御設計法が性能設計により、長期たわみ性能を確保した上で合理的にスラブを計画できる有効な手段となることを検証する。

1. 3 研究の概要

本論文は7章から構成されている。第2章以降の概要を以下に述べる。

第2章では、まず持続荷重下におけるRC一方向スラブの剛性変化に伴う応力再配分を繰り返し計算により考慮した長期たわみ計算法（繰り返し計算法）を提案する。本計算法は、剛性変化に伴う応力再配分を、部材を部材方向に分割してそれぞれ求めた曲率からモールの定理により計算する方法を採用すると共に、ひび割れ断面におけるクリープ、乾燥収縮の影響をクリープ解析により、端部筋の抜け出しを付着解析により評価しているが、それらの解析法についても説明する。

次いで、提案した繰り返し計算法の適合性を確認するため、既往のRCスラブ長期たわみ実験結果、およびPRC合成スラブの持続載荷実験結果との比較を行い、高い精度を有することを示す。

さらに、繰り返し計算法を用いて長期たわみに及ぼす各種要因について検討し、各要因の影響の大きさおよびその傾向を把握すると共に、長期たわみを簡易に予測するのに有用な基礎資料を提示する。

第3章では、第2章で提案した繰り返し計算法を用いて、繰り返し計算の煩雑さをなくした、より実用的な長期たわみ計算法（実用計算法）を提案する。提案に当たり、RC部材の変形挙動を特徴づける、鉄筋とコンクリート間の付着クリープ特性に着目して、持続荷重下における変形挙動を評価する。

実用計算法は、ひび割れ、クリープ、乾燥収縮、端部筋の抜け出しの4つの要因によるたわみの和として構成する。ひび割れによるたわみは、ひび割れ間コンクリートの拘束効果を考慮した等価断面2次モーメント I_e で評価する。クリープによるたわみは、等価ヤング係数法で評価する。乾燥収縮によるたわみは、クリープ解析により計算した断面曲率を用いて、圧縮鉄筋の影響を考慮して定式化する。端部筋の抜け出しは、付着解析により鉄筋とコンクリート間の付着クリープを考慮して定式化する。

さらに、提案した実用計算法の適合性を、繰り返し計算法および既往のRCスラブ実験結果を用いて検証し、設計実務上問題のない精度で安全側に予測できることを示す。

第4章では、第3章で提案したRC一方向スラブの長期たわみ実用計算法を、長期たわみ制御設計へと展開するため、長大スパンPRCスラブ、二方向スラブ、片持ちスラブへ適用できる、適用範囲の広いRCおよびPRCスラブの長期たわみ計算法を提案する。

PRCスラブの長期たわみは、吊り上げ力による荷重キャンセル効果とプレストレス力によるひび割れ耐力の増加を考慮して計算する。二方向スラブの長期たわみは、スラブを直交する二方向の交差する一方向スラブに置き換える、いわゆる交差梁理論に

よって計算する。片持ちスラブの長期たわみは、その応力状態が、両端固定スラブの端部の応力状態と類似していることから、両端固定支持スラブの端部断面で用いた計算法を元に定式化する。

さらに、提案した計算法の適合性を、既往の実験結果、および片持ち梁の長期たわみ実験結果を用いて検証する。

第5章では、第3章および第4章で提案した RC および PRC スラブの長期たわみ計算法を用いて、各要因毎に長期たわみを計算し、各種要因の長期たわみに及ぼす影響の定量化を試みる。

まず、長期たわみに及ぼす影響の大きいと考えられる要因と解析ケースを整理する。次いで、整理した要因毎に長期たわみを計算し、各要因が長期たわみにどのような変化を与えるかを考察し、その傾向を調べる。さらに得られた傾向を具体的に定量化することにより、長期たわみ制御設計における留意事項を指摘し、設計実務に有用な資料を提示する。

第6章では、第3章および第4章で提案した長期たわみ予測手法を用いて、RC および PRC スラブの長期たわみ制御設計法の構築を試みる。

長期たわみ制御設計法の基本的な考え方は、たわみ制御目標値を設定し、長期たわみ計算法により計算した値が、目標値以下であることを確認することである。

長期たわみ予測に用いる計算法は、予測精度も必要であるが、設計実務に適する実用性、簡便性が求められる。第3章、第4章で提案した実用計算法は、予測精度を確保しつつ、実用性にも配慮した計算法であるが、精度よく予測するための煩雑さは依然としてあるため、設計実務においては必ずしも適さない場合もある。そこで段階的長期たわみ予測手法（段階的手法）を提案する。段階的手法は、難易度の異なる2つの予測法、すなわち簡易法と詳細法から構成されており、簡易法により簡易な予測を行う場合と、詳細法により合理的な設計を可能とする方法を組合わせ、さまざまな状況に応えることのできる手法である。

詳細法は第3章、第4章で提案した実用計算法である。簡易法は、詳細法を簡略化した、たわみ倍率を用いた予測手法であり、本章で提案する。

次いで、提案した長期たわみ制御設計法により、具体的な設計例を示し、本制御設計法が RC および PRC スラブの性能設計による合理的な計画を行うための有効な手法となることを示す。

第7章では、本研究で得られた主な結論を示すと共に、今後の課題について述べる。

【参考文献】

- 1.1) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説 1982、pp.131-155
- 1.2) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説 1988（1991 一部改定）、pp.357-364
- 1.3) 岩田樹美、李振宝、大野義照：端部筋の拔出しを考慮した鉄筋コンクリートスラブの長期たわみ算定、日本建築学会構造系論文集、第 510 号、pp.145-152、1998.8
- 1.4) 日本建築学会：プレストレスト鉄筋コンクリート（Ⅲ種 PC）構造設計・施工指針・同解説 1986
- 1.5) 日本建築学会：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－、2000.4

第2章 剛性変化に伴う応力再配分を考慮した鉄筋コンクリート一方向スラブの長期たわみ計算法（繰り返し計算法）

2. 1 はじめに

RC スラブは、持続荷重により曲げひび割れによる剛性低下、コンクリートのクリープ、乾燥収縮等の影響を受け、時間の経過と共にたわみは増大する。RC スラブの過大たわみの実態が明らかとなつて以来長期たわみに関する研究が数多くなされ、東・小森^{2.1)}が固定支持部からの鉄筋の抜け出しによる付加たわみの影響を指摘し、その影響の大きいことがその後の研究により報告されている。

この鉄筋の抜け出しによる付加たわみを考慮した長期たわみの解析方法についてはこれまでにいくつかの報告がなされているが、抜け出し量をいかに定量的に算定するかが重要な問題となっている。小柳等^{2.2)}は片引き試験体の持続載荷実験を行い、得られた実験結果から導かれた実験式を鉄筋の抜け出し量算定式としている。この方法は初めて鉄筋の抜け出し量を定量的に扱ったものでその意義は大きい、鉄筋の抜け出し量算定式がコンクリートのクリープ、乾燥収縮および付着クリープの関数として表現されてはおらず、それらの影響を評価するまでには至っていない。また、片引き試験における実験データから得られた算定式であるため、両引き試験体の抜け出しには適用できるか検討が必要である。岩原^{2.3)}は付着応力 τ - すべり s 関係から出発しコンクリートのクリープ、乾燥収縮および付着クリープを考慮した鉄筋の抜け出しを解析的に検討し、鉄筋の抜け出し問題を定式化している。ただし、片引きモデルでは引張力が一端から鉄筋に作用し他端に等分布反力が作用しているとし、その場合の定着長さとして RC 規準の規定値を一律に用いている。また、鉄筋の抜け出しを考慮した、たわみ角法による瞬時たわみの計算式を導いている^{2.4)}。

大野・李等^{2.5)}は、両引き試験体の持続載荷試験から得られた、持続荷重下における τ - s 関係を用いた付着解析により、経時的な抜け出し量を算定できると述べている。また、片持梁の載荷実験^{2.6)}により、たわみを梁の曲げたわみに上記の方法で計算した鉄筋の抜け出しによる付加たわみを加えることにより捉えることができることを示している。ここでは、付着解析において RC 引張材の両端に異なる引張力が作用するモデルを提案している。

本章では、付着解析により抜け出し量を算定し、クリープ解析によりひび割れによる剛性低下、コンクリートのクリープおよび乾燥収縮を考慮する、両端固定 RC 一方向スラブの長期たわみ計算法（以下、繰り返し計算法と呼ぶ）を提案する。また、既往の実験結果を用いて計算法の適合性を検討する。

この手法は、後述する適合性の検討において記載するように、予測精度は高い。しかし、繰り返し計算が必要であり実用的な手法とは言い難い。

そこで、繰り返し計算法を用いて長期たわみに及ぼす各種要因についての検討も併せて行い、各要因の影響の大きさおよびその傾向を把握すると共に、長期たわみを簡

易に予測するのに有効な基礎資料を提示する。

2. 2 繰返し計算法

本節では、後述する付着解析に基づく鉄筋の抜け出し量計算法を取り入れた両端固定 RC 一方向スラブの長期たわみ計算法を提示する。

荷重条件は、設計実務においては、実用性を考慮して様々な形式の荷重を等分布に置換して計算していることを踏まえ、等分布荷重とする。

たわみの計算方法としては、ひび割れによる剛性低下を考慮して計算する場合、任意位置の曲げ応力に対する曲率は異なるため、部材を部材方向に分割しそれぞれの曲率を求めモールの定理により計算する。

長期たわみ計算上考慮する要因は、①ひび割れによる剛性低下②クリープ及び乾燥収縮③端部上端筋の抜け出しである。

2. 2. 1 固定支持スラブの変形解析の考え方

不静定構造である固定支持スラブに曲げひび割れが発生すると、曲げモーメントの再配分が生じる。再配分後の曲げモーメント分布を決定する条件として左右対称構造、対称荷重の場合、中央部のたわみ角が 0 になるという回転角の釣り合い式により、図 2. 1 に示す固定支持部からの鉄筋の抜け出しによる回転角 θ_s を考慮して次のような条件式が与えられる^{2,7)}。

$$\int_0^{l/2} \phi dx + \theta_s = 0 \quad (2.1)$$

ここに、 ϕ ：曲率、 l ：スパン

長期たわみは(2.1)式を満足するようなモーメント分布に対してモールの定理により計算する。以下にその具体的な計算方法を示す。

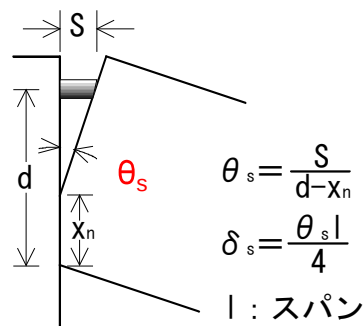


図 2. 1 固定支持部からの鉄筋の抜け出し

2. 2. 2 長期たわみ計算フロー

(1) 曲げモーメント分布

曲げモーメントの初期値として両端完全固定として計算されるモーメント分布 $M_{i=0}$ を与える。

$$M_{i=0} = M_{e0} + M_c \quad (2.2)$$

ここに、 M_{e0} ：端部曲げモーメント、 M_c ：両端単純支持として計算される曲げモーメント

(2) ひび割れの有無の判定

ひび割れによる剛性低下を考慮するため、ひび割れモーメント M_{cr} により全断面有効領域とひび割れ発生領域に分けて曲率計算を行う。曲げ強度は長期的には持続応力や乾燥収縮の影響で見かけ上低下する。そこで長期の曲げ強度は、クリープ限度を静的強度の 70% として考慮し^{2.8)}、乾燥収縮に対する鉄筋の拘束作用により生じる引張応力 σ_{sh} を差し引いたものとした。

$$M_{cr}(\text{瞬時}) = 0.56\sqrt{\sigma_B} \cdot Z \quad (2.3)$$

$$M_{cr}(\text{長期}) = (0.56\sqrt{\sigma_B} \times 0.7 - \sigma_{sh})Z \quad (2.4)$$

ここに、 σ_B ：コンクリート圧縮強度、 Z ：断面係数

$M_i > M_{cr}$ のとき、後述する Mean-Stress 法^{2.9)}によるクリープ解析により計算する。

$M_i \leq M_{cr}$ のとき、全断面有効として曲率を計算する。

(3) 全断面有効のときの曲率計算

全断面有効の時のクリープおよび乾燥収縮による増大曲率は RC 規準に示されている以下の方法を使用する。

まず、中立軸を次式により計算する。

$$x_n = \frac{0.5bD^2 + (n-1)(a_t d + a_c d_c)}{bD + (n-1)(a_t + a_c)} \quad (2.5)$$

ここに、 n ：ヤング係数比($=E_s/E_c$)

全断面剛性 $E_c I_g$ は

$$E_c I_g = E_c \left[\frac{bD^3}{12} + (n-1) \{ a_t (d - x_n)^2 + a_c (x_n - d_c)^2 \} \right] \quad (2.6)$$

となる。クリープによる曲率の増大は E_c を $E_t = E_c / (1 + \psi)$ に置き換えて剛性を計算する。ヤング係数比 n も $n_t = E_s / E_t$ となる。

$$\phi_{cr} = \frac{M_i}{E_t I} \quad (2.7)$$

乾燥収縮ひずみ ε_{sh} による曲率の増大は次式で表される。

$$\phi_{sh} = \frac{\int E \cdot y \cdot \varepsilon_{sh} \cdot da}{\int E \cdot y^2 \cdot da} = \frac{0.5 E \cdot \varepsilon_{sh} \cdot b \{ x_n^2 - (D - x_n)^2 \}}{EI} \quad (2.8)$$

以上より全断面有効領域での曲率 ϕ_g は次式となる。

$$\phi_g = \phi_{cr} + \phi_{sh} \quad (2.9)$$

(4) (3) およびクリープ解析により求めた曲率を端部から部材中央まで積分する。

$$\int_0^{l/2} \phi dx = \sum_{i=0}^n \phi_i dx \quad (2.10)$$

ここに、 n : 分割数

(5) 端部上端筋の抜け出し S による回転角 θ_s の計算

端部曲げモーメント M_e による上端筋応力を断面解析により計算し、その応力による鉄筋の抜け出し量 S を前述した付着解析に基づく抜け出し量算定式により計算する。

両端固定部材では乾燥収縮により部材が収縮するため端部断面には引張ひずみが生じると考えられる。しかし、曲げひび割れ幅による部材の伸び等による面内圧縮力の影響を小森により指摘されており^{2.10)}、設計荷重レベル程度でかつ長期にわたり乾燥収縮を生ずるコンクリートスラブの場合には、これら相反する要因が互いに打ち消しあい、軸方向変形拘束の影響はほとんどみられないとする検討結果^{2.7)}をふまえ、端部の断面解析においては、乾燥収縮の影響を無視した。

回転角 θ_s は、 S を用いて次式のように表される。

$$\theta_s = \frac{S}{d - x_n} \quad (2.11)$$

(6) 不釣り合いモーメントの計算

(4)、(5)での計算結果を用いて不釣り合い曲率 $\Delta \phi_i$ を計算する。

$$\Delta \phi_i = \frac{\int_0^{l/2} \phi dx + \theta_s}{l/2} \quad (2.12)$$

平均剛性 EI_e を次式で計算する。

$$\begin{aligned} EI_x &= \frac{M_x}{\phi_x} \\ EI_e &= \frac{\sum EI_x}{n} \end{aligned} \quad (2.13)$$

ここに、 EI_x ：材端から x の位置での剛性

不釣り合いモーメント ΔM_i は次式となる。

$$\Delta M_i = \Delta \phi_i \times EI_e \quad (2.14)$$

(7) (6) で計算した不釣り合いモーメントに収斂係数 λ を乗じたものを $M_{i=0}$ に加える。これを $M_{i=1}=M_{i=0}+\lambda \times \Delta M_{i=0}=M_{e1}+M_c$ として(2)から(6)まで同様に計算し、曲げモーメント分布 M_i が収束するまで繰り返し計算する。収束して求められたモーメント分布 M_z が求める解となる。

(8) 求めたモーメント分布 M_z に対する中央たわみをモールの定理により次式のように計算する。

$$\delta_{l/2} = \frac{l}{2} \sum \phi_i dx - \sum \phi_i \left(\frac{l}{2} - x_i \right) dx \quad (2.15)$$

ここに、 x_i ：支点から i 点までの距離

図2. 2に長期たわみの計算フローを示す。

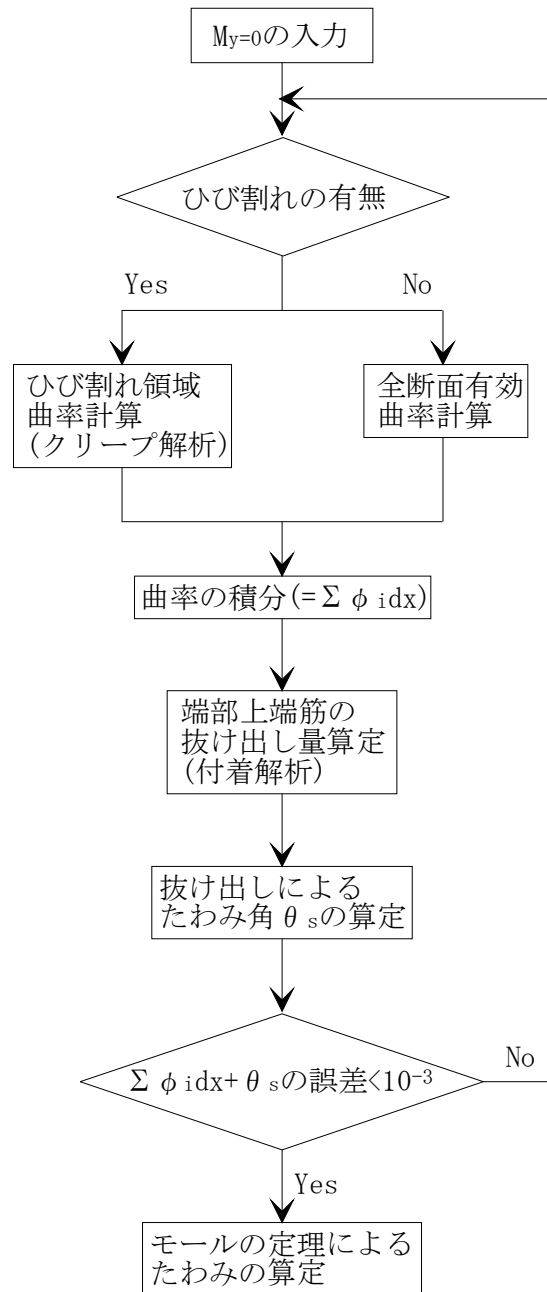


図 2. 2 長期たわみ計算フロー

2. 3 付着解析による鉄筋の抜け出し量計算

本節では、端部上端筋の抜け出し量を算定するため、曲げ材の両端に異なるモーメントが作用した場合の付着解析モデルを提示し、スラブ端部を片引きおよび両引きモデルに適用した場合の計算方法を示す。

2. 3. 1 解析モデル

(1) 付着解析モデル

付着解析とは鉄筋とコンクリートの一部分を付着解析モデルとしてとり出し、その鉄筋とコンクリート間の付着応力、相対すべり量および鉄筋ひずみの分布を解析的に定量化することであり、既往のモデル化の方法には主として次の二つがある。一つは等曲げ部材の引張側あるいは中柱（中梁）と梁（スラブ）の接合部をモデル化した両引モデル^{2.3), 2.5), 2.11)}である。他の一つは隅柱（隅梁）と梁（スラブ）の接合部をモデル化した片引モデル^{2.11)}である。これらの方法はいずれも厳密には通常の曲げモーメント勾配のある部材には適用できない。そこで、部材両端に異なる曲げモーメントが作用した場合にも適用できる図2. 3に示すような付着解析モデルを提案する。図中の弾性域、塑性域はそれぞれ τ - s 関係を図2. 4のように弾塑性曲線で仮定した場合のOAおよびAB域に対応するものである。全長にわたる等分布せん断力 $q(t)$ は部材両端の引張力の差により次式で与える。

$$r(t) = (P_{s1}(t) - P_{s2}(t)) / L \quad (2.16)$$

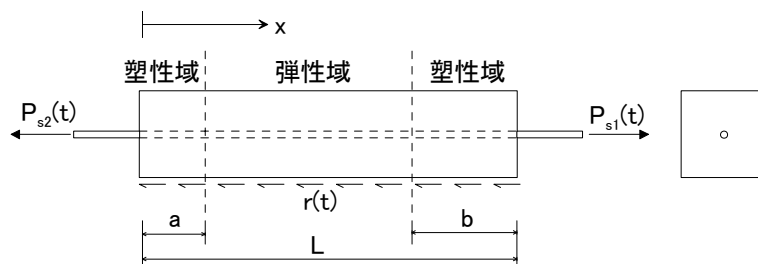


図2. 3 付着解析モデル

特例として、

(a) 両引モデル : $P_{s1}(t) = P_{s2}(t)$

(b) 片引モデル : $P_{s2}(t) = 0$

これによって両引き、片引きを含めた付着解析モデルの一般化ができる。

(2) 基本仮定

上記の付着解析モデルに対し、次のことを仮定する。

(a) 軸方向変形のみを考慮し、それと直角方向のせん断変形を無視する。

(b) 持続荷重下における付着応力 τ ～ 相対すべり s 関係は李等が行った持続荷重下における異形鉄筋とコンクリート間の付着応力ーすべり関係に関する一連の研究^{2.12)}から以下のように設定する。

i) τ - s 関係の定式化には、森田等が示した e 関数^{2.13)}あるいは bi-linear 曲線、内部ひび割れの発生を考慮した tri-linear 曲線^{2.5)}および 3 次曲線が考えられるが、それらを用いて鉄筋ひずみおよび端部すべり量を解析した結果に大きな差異はないことから解析の簡便さを考慮して bi-linear 曲線として τ - s 関係を定式化する。

ii) 持続荷重下における τ - s 関係については載荷開始後 1 日目以降は付着剛性 K および τ_y は単調載荷時より大きく低下するので、低減係数 k_1 、 k_2 でそれぞれ考慮する。

$$\begin{aligned} \text{弾性域} \quad \tau &= K \cdot s \quad (s \leq s_y) \\ \text{塑性域} \quad \tau &= \tau_y \quad (s > s_y) \end{aligned} \quad (2.17)$$

$$t=0 \text{ の時 } K=K_0, \quad \tau_y = \tau_{y0}$$

$$t=T \text{ の時 } K=K_t, \quad \tau_y = \tau_{yt}$$

$$K_t = k_1 \cdot K_0$$

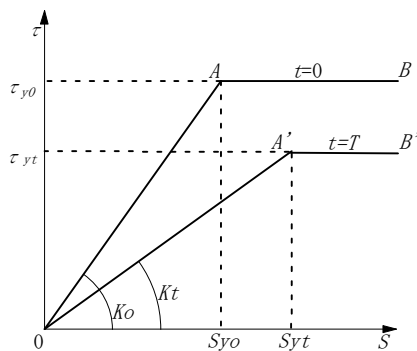
$$\tau_{yt} = k_2 \cdot \tau_{y0}$$

$$k_1 = (0.25 + 0.5t^{0.2}) / t^{0.2} \quad (2.18)$$

$$k_2 = 0.75$$

$t=0$: 単調載荷時の τ - s 関係

$t=T$: 持続載荷時の τ - s 関係



$$K_t = k_1 K_0$$

$$\tau_{yt} = k_2 \tau_{y0}$$

K_0 、 τ_{y0} : 初載荷時における bi-linear 曲線の K 、 τ_y

K_t 、 τ_{yt} : 持続荷重下における bi-linear 曲線の K 、 τ_y

k_1 、 k_2 : 持続荷重下における K 、 τ_y の低減係数

図 2. 4 τ - s 関係

この曲線で近似したモデルの特性値 τ_{y0} 、 K_0 の設定については τ - s 関係がコンクリート強度や鉄筋の節形状等多くの要因の影響を受けるため定式化するのは現状では困難であるが、 τ - s 関係に関する研究結果^{2.14)}を参考に簡単に次のように設定する。表 2. 1 に示す τ - s 関係を調べた既往の実験結果^{2.5),2.15)}を基に、コンクリート強度 σ_B の特性値 τ_{y0} 、 K_0 への影響は $\sigma_B^{2/3}$ で、鉄筋径 D への影響は $1/D$ で考慮し、 τ_{y0} は鉄筋径に関わらず一定として与えた。 $\sigma_B=24\text{N/mm}^2$ 、D13 における平均値を特性値 τ_{y0} 、 K_0 の基準値とする。

$$K_0=115(\text{N/mm}^3)$$

$$\tau_{y0}=3.41(\text{N/mm}^2)$$

この基準値に基づいて特性値 τ_{y0} 、 K_0 を次式で計算する。

$$K_0=115 \times \left(\frac{\sigma_B}{24} \right)^{2/3} \left(\frac{13}{D} \right) (\text{N/mm}^3) \quad (2.19)$$

$$\tau_{y0}=3.41 \times \left(\frac{\sigma_B}{24} \right)^{2/3} (\text{N/mm}^2) \quad (2.20)$$

表 2. 1 τ - s 関係モデル特性値の実験データ

試験体 No.	K (kgf/cm ³)	τ_y (kgf/cm ²)	コンクリート強度 (kgf/cm ²)	鉄筋径
1	10700	36	279	D19
2	10400	43.2	429	D19
3	8900	56.1	429	D19
4	6600	34.5	429	D19
5	9800	36.3	499	D19
6	10600	45	258	D19
7	17100	60	477	D19
8	8680	39.6	245	D19
9	10200	43.5	245	D16

(c) 付着解析を行う際のコンクリート断面積は、引張鉄筋とコンクリートの図心とが一致するコンクリート部分が引張力分担に対して有効であるとし^{2.3), 2.11)}、図 2. 5 に示すハッチ部分を解析用コンクリート引張有効断面とする。

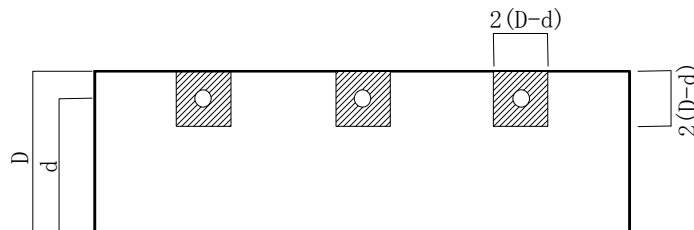


図 2. 5 解析用有効断面

2. 3. 2 持続載荷時における両端に異なる力が作用する場合の付着基本式

(1) 微分方程式

図 2. 6 に示した付着解析モデルについて、図 2. 6 (a) に示すような両引材を考え、時刻 t の時における両端に作用する力をそれぞれ $P_{s1}(t)$ 、 $P_{s2}(t)$ 、その間に作用するせん断力を $r(t)$ とする。持続載荷後 t 日の部材端部（作用する力の小さい方）から x の距離にある点の鉄筋およびコンクリートに生じる引張力を $P_{sx}(t)$ 、 $P_{cx}(t)$ とすれば次式が成り立つ。

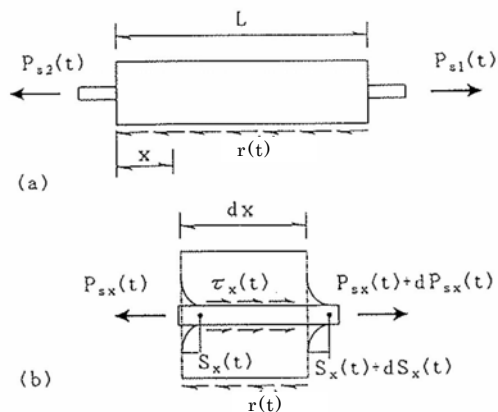


図 2. 6 付着解析概念図

$$P_{sx}(t) + P_{cx}(t) - rx = P_{s2} \quad (2.21)$$

この点における微小区間 dx について図 2. 6 (b) に示すような微小区間の鉄筋に作用する力の釣合により次式が得られる。

$$\frac{dP_{sx}(t)}{dx} = U\tau_x(t) \quad (2.22)$$

U : 鉄筋周長

すべり $S_x(t)$ はコンクリートと鉄筋の平均変形の差に等しいことより dx 区間におけるすべり増大量 $dS_x(t)$ について次式が成り立つ。

$$dS_x(t) = (\varepsilon_{sx}(t) - \varepsilon_{cx}(t))dx \quad (2.23)$$

(2.23)式中のコンクリートひずみ $\varepsilon_{cx}(t)$ は引張クリープと乾燥収縮を考慮して(2.24)式のように表す。ただし、クリープの考慮では等価ヤング係数法を用いている。

$$\varepsilon_{cx}(t) = \frac{P_{cx}(t)}{E_c A_c} (1 + \psi) - S_h(t) \quad (2.24)$$

ここに、 ψ : クリープ係数、 $S_h(t)$: 自由乾燥収縮

また、鉄筋ひずみ $\varepsilon_{sx}(t)$ は

$$\varepsilon_{sx}(t) = \frac{P_{sx}(t)}{E_s A_s} \quad (2.25)$$

(2.21)式、(2.23)式、(2.24)式から、下式が得られる。

$$\frac{dS_x(t)}{dx} = \left(\frac{1}{E_s A_s} + \frac{1}{E_t A_c} \right) P_{sx}(t) - \frac{P_{s0}}{E_t A_c} - \frac{rx}{E_t A_c} + S_h(t) \quad (2.26)$$

(2.26)式の両辺を x で微分し(2.23)式を代入して $P_{sx}(t)$ を消去すれば(2.27)式の持続荷重時における両端に異なる力が作用する場合の付着基本式が得られる。

$$\frac{d^2 S_x(t)}{dx^2} = \frac{1 + n'p}{E_s A_s} U \tau_x(t) - \frac{r}{E_t A_c} \quad (2.27)$$

ここに、 $r(t) = (P_{s1}(t) - P_{s2}(t))/L$ 、 $n' = E_s/E_t$

$$E_t = E_c/(1 + \psi), \quad p = A_s/A_c$$

$S_x(t)$: 時刻 t の時 x 位置における鉄筋とコンクリートの相対すべり

E_s, A_s, U : 鉄筋のヤング係数, 断面積, 周長

E_c, A_c : コンクリートのヤング係数, 断面積

(2.27) 式は両端に異なる引張力が作用した持続荷重下において付着解析モデルに関する付着の基礎式である。(2.27)式に 4.3.1 で示した $\tau_x(t) = f(s_x(t))$ という付着応力 τ ～すべり s 関係を与えれば、境界条件を与えて上式を解くことによってすべり分布が求まり、それにより付着応力や鉄筋ひずみの分布が求められる。

(2) 一般解

(2.17)式の τ - s 関係を用いて(2.27)式を解けば、相対すべり $S_x(t)$ 、鉄筋に作用する力 $P_x(t)$ は次のように求まる。

塑性域 a

$$S_{xpa} = \frac{1}{2}\gamma_a x^2 + C_1 x + C_2 \quad (2.28)$$

$$P_{xpa} = P_{s2} - U\tau_y x \quad (2.29)$$

弾性域

$$S_{xe} = C_3 e^{\alpha x} + C_4 e^{-\alpha x} + \frac{\beta}{\alpha^2} \quad (2.30)$$

$$P_{xe} = \frac{E_s A_s}{1+n'p} \left(\alpha C_3 e^{\alpha x} - \alpha C_4 e^{-\alpha x} + \frac{P_{s2}}{E_t A_c} + \beta x - S_h(t) \right) \quad (2.31)$$

塑性域 b

$$S_{xpb} = \frac{1}{2}\gamma_b x^2 + C_5 x + C_6 \quad (2.32)$$

$$P_{xpb} = P_{s1} - U\tau_y (L - x) \quad (2.33)$$

$$\text{ただし、} \alpha^2 = \frac{1+n'p}{E_s A_s} UK \quad (2.34)$$

$$\beta = \frac{r}{E_t A_c} \quad (2.35)$$

$$\gamma_a = -\frac{1+n'p}{E_s A_s} U\tau_y - \beta \quad (2.36)$$

$$\gamma_b = \frac{1+n'p}{E_s A_s} U\tau_y - \beta \quad (2.37)$$

固定端部からの鉄筋の抜け出しについては、両引きおよび片引きモデルに適用する。

1)両引きモデル

$$P_{s2}(t) = P_{s1}(t) = P_{s0}(t) \quad , \quad r(t) = 0$$

とすれば、既往の両引きモデルに関する付着基本式と同じになる。

2)片引きモデル

$$P_{s2}(t) = 0 \quad , \quad P_{s1}(t) = P_{s0}(t) \quad , \quad \text{および} \quad r(t) = P_{s0}(t)/L$$

とすれば、相対すべり $S_x(t)$ および鉄筋に作用する力 $P_x(t)$ の式は前掲の弾性域塑性域 b の式がそのまま適用できる。

このとき、境界条件として

$x=0 : S_{xe}(t)=S_0$ (S_0 : 結果への影響がほとんどない程度に 0 に近い値で一般に 0.001cm 程度が良いとされている。^{2.11)})

$$x=L-b : S_{xe}(t)=S_y(t), S_{xpb}(t)=S_y(t)$$

$$x=L : P_{xpb}(t)=P_{s0}(t)$$

より、積分定数が次のように計算できる。

$$C_3 = \frac{(S_y - \beta/\alpha^2) - (S_0 - \beta/\alpha^2)e^{-\alpha(L-b)}}{e^{\alpha(L-b)} - e^{-\alpha(L-b)}} \quad (2.38)$$

$$C_4 = \frac{(S_0 - \beta/\alpha^2)e^{\alpha(L-b)} - (S_y - \beta/\alpha^2)}{e^{\alpha(L-b)} - e^{-\alpha(L-b)}} \quad (2.39)$$

$$C_5 = \frac{P_{s0}}{E_s A_s} - \gamma_b L + S_h(t) \quad (2.40)$$

$$C_6 = S_y - \frac{1}{2}\gamma_b(L-b)^2 - C_5(L-b) \quad (2.41)$$

また、次の連続条件および定着条件

$$x=L-b : P_{xe}(t)=P_{xpb}(t)$$

$$x=0 : P_{xe}(t)=0$$

より以下のような連立方程式により解析試験体長さ L および塑性域長さ b を求めることが出来る。

$$C_3 - C_4 - \frac{S_h(t)}{\alpha} = 0 \quad (2.42)$$

$$C_3 e^{\alpha(L-b)} - C_4 e^{-\alpha(L-b)} - \frac{C_5}{\alpha} - \frac{\gamma_b}{\alpha}(L-b) = 0 \quad (2.43)$$

2. 4 クリープ解析

クリープ解析法には、コンクリートのヤング係数として、クリープを見込んだ等価ヤング係数を用いて弾性計算を行う等価ヤング係数法、同一コンクリートにおいてクリープの進行は一定不変とするクリープ速度法、変化した応力に対するクリープをより正確に評価して、重ね合わせ則を用いて逐次計算を行う逐次計算法がある。これらの計算法を算例により比較を行った結果、クリープ速度法の1つの略算法である平均応力度法 (Mean-Stress 法)^{2,9)}が精度と計算の容易さの両面で優れていることが確認されている^{2,16)}。

従って、長期たわみ計算におけるクリープ解析には平均応力度法を用いる。以下に平均応力度法によるクリープ計算式を導く。

2. 4. 1 平均応力度法 (Mean-Stress 法) によるクリープ解析法

クリープ解析を行う場合のコンクリートの応力は常時荷重時の応力で、その大きさは圧縮強度の40%以下なので、コンクリートの弾性ひずみおよびクリープひずみは応力に比例するとする。またコンクリートの弾性係数の変化が大きい初期材令からは応力は作用しないので、コンクリートの弾性係数の材令による変化はないものとする。

荷重が作用した直後($t=0$)の断面ひずみ分布と応力分布を図2. 7 (a)に、 $t=t$ における分布を図2. 7 (b)に示す。

平面保持の仮定より、時間 t において次の関係が成り立つ。

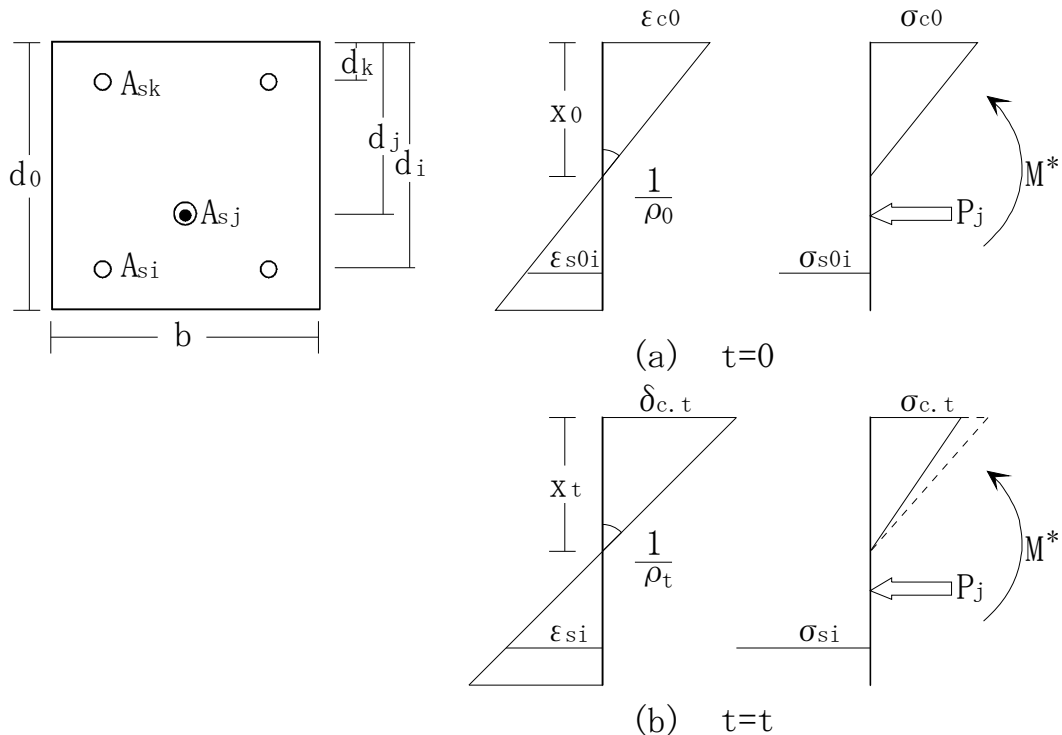


図2. 7 ひずみ分布と応力分布

$$\begin{aligned}\delta_{c,t} &= \frac{x_t}{\rho_t} & \varepsilon_{si} &= \frac{d_i - x_t}{\rho_t} \\ \sigma_{c,t} &= E_c \varepsilon_{c,t} & \sigma_{si} &= \frac{E_i (d_i - x_t)}{\rho_t}\end{aligned}\quad (2.44)$$

ここに、 $\delta_{c,t}$ ：時間 t における弾性ひずみとクリープひずみの和、 x_t ：時間 t における中立軸深さ、 ρ_t ：時間 t における曲率半径、 $\varepsilon_{c,t}$ ：時間 t におけるコンクリートの圧縮縁弾性ひずみ、 $\sigma_{c,t}$ ：時間 t におけるコンクリートの圧縮縁応力、 ε_{si} ： i 番目の鉄筋ひずみ、 σ_{si} ： i 番目の鋼材の応力、ただし、載荷前のコンクリートのクリープ、乾燥収縮を考慮する場合は、当該の鋼材位置のコンクリート応力が 0 の時点からの応力変化量、 E_i ： i 番目の鋼材のヤング係数、 E_c ：コンクリートのヤング係数

力およびモーメントの釣り合い条件から

$$\frac{1}{2} b \sigma_{c,t} x_t = \sum A_{si} \sigma_{si} + \sum P_i \quad (2.45)$$

$$\frac{1}{2} b \sigma_{c,t} x_t \left(d_0 - \frac{x_t}{3} \right) - \sum A_{si} \sigma_{si} (d_0 - d_i) = M \quad (2.46)$$

ここに、 A_{si} ： i 番目の鋼材の断面積、 P_i ：当該の鋼材位置のコンクリート応力が 0 の時点における i 番目の鋼材の引張力、 M^* ：作用曲げモーメント

ここで、 $x = x_t/d_0$ 、 $p_i = A_{si} E_i / (E_s b d_0)$ 、 $q_i = d_i/d_0$ 、 $n = E_s/E_c$ （ E_s ：鉄筋のヤング係数）とすると、(2.45)式は、

$$\frac{1}{2} b E_c \varepsilon_{c,t} d_0 x = \sum A_{si} \frac{d_0 (q_i - x)}{\rho_t} E_i + \sum P_i \quad (2.47)$$

x について整理すると

$$(\rho_t \varepsilon_{c,t} + 2 d_0 n \sum p_i) x = 2 d_0 n \sum p_i q_i + \frac{2 n \rho_t \sum P_i}{E_s b d_0} \quad (2.48)$$

(2.46)式に(2.45)式を代入すると

$$\left(\sum P_i + \sum A_{si} \sigma_{si} \right) \left(d_0 - \frac{x_t}{3} \right) - \sum A_{si} \sigma_{si} (d_0 - d_i) = M \quad (2.49)$$

これを x について整理すると

$$x^2 \sum p_i - \left(4 \sum p_i q_i + \frac{\rho_t \sum P_i}{E_s b d_0^2} \right) x + 3 \left\{ \frac{\rho_t (\sum P_i d_0 - M)}{E_s b d_0^3} + \sum p_i q_i^2 \right\} = 0 \quad (2.50)$$

クリープによって生ずる応力の変化を計算する場合、簡単のためこの変化は図 2. 8 に示すようにクリープ係数 ϕ_t の変化に比例して進行し、従って応力の初期値と最終値の平均値がクリープを起こすものと仮定する。

時間 t における全ひずみ $\delta_{c,t}$ は

$$\delta_{c,t} = \frac{\sigma_{c0}}{E_c} + \frac{\sigma_{c,t} - \sigma_{c0}}{E_c} + \frac{\sigma_{c,t} + \sigma_{c0}}{2} \frac{\psi_t}{E_c}$$

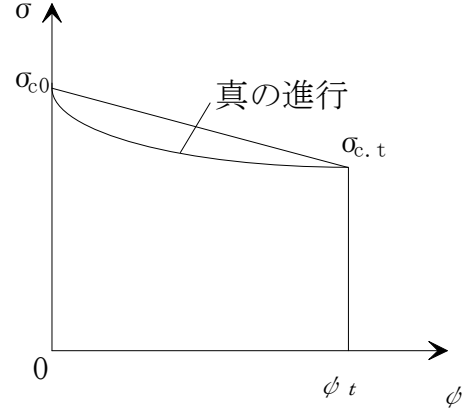


図 2. 8 Mean-Stress 法

となる。上式の右辺を $\sigma_{c,t}/E_{cf}$ とおき、クリープ変形を見込んだヤング係数比 n_t を求めると次式が得られる。

$$n_t = \frac{E_s}{E_{cf}} = \frac{E_s}{E_c} \left\{ \frac{\sigma_{c0}}{\sigma_{c,t}} + 1 - \frac{\sigma_{c0}}{\sigma_{c,t}} + \frac{\psi_t}{2} \left(1 + \frac{\sigma_{c0}}{\sigma_{c,t}} \right) \right\} = n_0 \left\{ 1 + \frac{\psi_t}{2} \left(1 + \frac{\sigma_{c0}}{\sigma_{c,t}} \right) \right\} \quad (2.51)$$

$y_0 = 1/\rho_0$ 、 $y = 1/\rho_t$ とすると、 $\sigma_{c0} = E_c d_0 x_0 y_0$ 、 $\sigma_{c,t} = E_{cf} d_0 x y$ となり、(2.51)式は

$$\frac{n_t}{n_0} = 1 + \frac{\psi_t}{2} \left(1 + \frac{n_t x_0 y_0}{n_0 x y} \right)$$

これを整理し、 $N_1 = \frac{1}{n_0}$ 、 $N_2 = \frac{\psi_t x_0 y_0}{2 n_0}$ 、 $N_3 = 1 + \frac{\psi_t}{2}$ とおけば

$$n_t = \frac{N_3}{N_1 - N_2 / x y} \quad (2.52)$$

この n_t を(2.48)式の n に代入し整理すると

$$(R_1 x^2 + R_2 x + R_3) y = R_4 x + R_5 \quad (2.53)$$

ここに、 $R_1 = N_1$ 、 $R_2 = 2 N_3 \sum p_i$ 、 $R_3 = -2 N_3 \sum p_i q_i$ 、 $R_4 = N_2$ 、 $R_5 = 2 N_3 \sum P_i / (E_s b d_0^2)$

また、(2.50)式を $y = 1/\rho_0$ を使って変形すると

$$(Q_1x^2 + Q_2x + Q_3)y = Q_4x + Q_5 \quad (2.54)$$

ここに、 $Q_1 = \Sigma p_i$ 、 $Q_2 = -4 \Sigma p_i q_i$ 、 $Q_3 = 3 \Sigma p_i q_i^2$ 、 $Q_4 = \Sigma P_i / (E_s b d_0^2)$ 、 $Q_5 = -3(\Sigma P_i d_0 - M) / (E_s b d_0^3)$

従って、(2.53)、(2.54)式の x 、 y に関する連立方程式が得られ、これを解けば中立軸深さ x 、断面の曲率 y が求められる。

精度を上げるために $0 \sim \phi_t$ までを i 個に分割する。

$$\begin{aligned} \delta_{ct} &= \frac{\sigma_{c0}}{E_c} + \frac{\sigma_{c1} - \sigma_{c0}}{E_c} + \frac{\sigma_{c0} + \sigma_{c1}}{2} \frac{\Delta\psi_1}{E_c} + \frac{\sigma_{c2} - \sigma_{c1}}{E_c} + \frac{\sigma_{c1} + \sigma_{c2}}{2} \frac{\Delta\psi_2}{E_c} \\ &\quad \cdot \cdot \cdot \cdot + \frac{\sigma_{ci} - \sigma_{ci-1}}{E_c} + \frac{\sigma_{ci-1} + \sigma_{ci}}{2} \frac{\Delta\psi_i}{E_c} \\ \delta_{ct} &= \frac{\sigma_{ci}}{E_c} + \frac{1}{2E_c} \sum_{k=1}^i \Delta\psi_k (\sigma_{ck-1} + \sigma_{ck}) = \frac{\sigma_{ci}}{E_{cf}} \\ \frac{n_i}{n_0} &= 1 + \frac{1}{2\sigma_{ci}} \sum_{k=1}^i \Delta\psi_k (\sigma_{ck-1} + \sigma_{ck}) \end{aligned}$$

$\sigma_{ci} = E_{cf} x_i y_i d_0 = E_s x_i y_i d_0 / n_i$ とおき整理すると

$$n_i \left[\frac{1}{n_0} - \frac{1}{2} \left\{ \frac{x_{i-1} y_{i-1}}{n_{i-1}} \Delta\phi_i + \sum_{k=1}^{i-1} \Delta\phi_k \left(\frac{x_{k-1} y_{k-1}}{n_{k-1}} + \frac{x_k y_k}{n_k} \right) \right\} \frac{1}{x_i y_i} \right] = 1 + \frac{\Delta\phi_i}{2}$$

$$\begin{aligned} \text{ここで、} \quad N_1' &= \frac{1}{n_0}、\quad N_2' = \frac{1}{2} \left\{ \frac{x_{i-1} y_{i-1}}{n_{i-1}} \Delta\phi_i + \sum_{k=1}^{i-1} \Delta\phi_k \left(\frac{x_{k-1} y_{k-1}}{n_{k-1}} + \frac{x_k y_k}{n_k} \right) \right\}、 \\ N_3' &= 1 + \frac{\Delta\phi_i}{2}、\quad x_i y_i = xy \end{aligned}$$

とおけば

$$n_i = \frac{N_3'}{N_1' - N_2' / xy} \quad (2.55)$$

となり、(2.52)式と同型の式となる。

なお、本法における分割数と解析精度との関係性を調べた結果、10 分割で殆ど収束することがわかっており、分割数は 10 分割とする。

2. 4. 2 乾燥収縮の考慮

図 2. 9 のように上下縁で値の異なるコンクリートの乾燥収縮を考慮する。

$$\varepsilon_{si} = \frac{d_i - x_t - \rho_t S_i}{\rho_t}$$

$$\sigma_{si} = \frac{E_i(d_i - x_t - \rho_t S_i)}{\rho_t}$$

$$S_i = \left\{ k_1 - \frac{(k_1 - k_2)d_i}{d_0} \right\} S_t$$

ここに、 S_i : i 番目の鋼材位置におけるコンクリートの乾燥収縮、 k_1 : 上縁における収縮ひずみの平均収縮ひずみに対する比、 k_2 : 下縁の収縮ひずみの平均収縮ひずみ S_t に対する比

これらの式を、(2.45)、(2.46)式に代入して整理すれば、(2.53)、(2.54)式の R_5 、 Q_4 、 Q_5 は次のようになる。

$$R_5 = 2 \left(\frac{\sum P_i}{E_s b d_0^2} - \frac{\sum p_i S_i}{d_0} \right) N_3$$

$$Q_4 = \frac{\sum P_i}{E_s b d_0^2} - \frac{\sum p_i S_i}{d_0}$$

$$Q_5 = -3 \left(\frac{\sum P_i d_0 - M}{E_s b d_0^3} - \frac{\sum p_i q_i S_i}{d_0} \right)$$

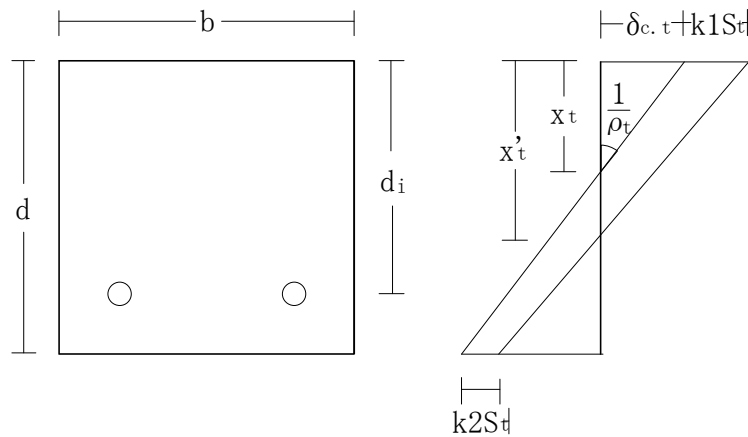


図 2. 9 クリープ解析における乾燥収縮の考慮

前節において導いたクリープ解析において、これらの新たな R_5 、 Q_4 、 Q_5 を用いれば乾燥収縮を考慮した計算式が得られる。

2. 4. 3 曲率の算定

圧縮縁コンクリートひずみ $\varepsilon_c(t)$ と平均引張鉄筋ひずみ $\varepsilon_{s,av}(t)$ が与えられれば曲率 ϕ は(2.56)式で計算される。

$\varepsilon_c(t)$ はクリープ解析値を、 $\varepsilon_{s,av}(t)$ は PRC 指針のひび割れ幅計算式に長期の影響を考慮した値、すなわちクリープ解析によって計算したひび割れ断面での $\sigma_{s,max}$ を用い、ひび割れ間コンクリートの引張協力（拘束）作用を残存率 α により減じた値で(2.57)式のようになる。 $\varepsilon_{s,av}(t)$ を計算するのに必要なコンクリート引張強度は実験値のない場合(2.58)式の野口－友澤式^{2,17)}により計算する。

$$\phi = (\varepsilon_c(t) + \varepsilon_{s,av}(t)) / d \quad (2.56)$$

$$\varepsilon_{s,av}(t) = \frac{1}{E_s} \left(\sigma_{s,max} - \alpha k_1 k_2 \frac{F_t}{p_e} \right) \quad (2.57)$$

ただし、

$$\varepsilon_{s,av}(t) \geq 0.4 \sigma_{s,max} / E_s \text{ かつ } \varepsilon_{s,av} \geq (\sigma_{s,max} - 1050) / E_s \text{ とする。}$$

$$F_t = 0.676 F_c^{0.637} \quad (2.58)$$

ここに、 α : ひび割れ間コンクリートの協力作用の残存率(=0.5)

$k_1 k_2 = 1 / (2 \times \varepsilon_{s,av}(t) + 0.8)$ 、 F_t : コンクリート引張強度

$p_e = a_s / A_{ce}$ 、 A_{ce} : コンクリートの有効引張断面積

2. 5 繰り返し計算法の適合性の検討

2. 5. 1 既往のRCスラブ長期たわみ実験結果との比較

過去に報告されている国内での両端固定一方向スラブの長期たわみ実験結果^{2.18)~2.21)}に対して、本報で提案した長期たわみ計算法の適合性を検討する。併せて既往の計算法の検討も行う。

表2. 2に検討対象としたスラブのたわみの実験値と提案した計算法による計算値などを示す。クリープ係数、乾燥収縮ひずみについては報告されている実測値を使用し、されていない場合はCEB-FIP国際指針の方法^{2.22)}により算出した。試験体S3、S5、S6、S7については施工荷重を想定した載荷初期の過荷重を作用させているため、過荷重による剛性低下を考慮して計算した。なお、長期たわみ計算における端部引張鉄筋の抜け出し量の計算は、試験体の支持状況を考慮して片引きモデルとして計算を行った。

瞬時たわみについては、S1-Bの計算値がかなり小さくなっている。そこで載荷開始材令が56日と遅いため乾燥収縮によるひび割れ耐力の低下が生じていると考え、長期のひび割れ耐力を用いて計算したところ14.6mmと実験値にほぼ等しくなった。このS1-Bの計算結果からも分かるように瞬時たわみについてはひび割れ発生による剛性低下のたわみに及ぼす影響が大きいと考えられる。

図2. 10 a)にS1-B試験体を除く9体の瞬時たわみの計算値と実験値の比較を示す。本計算法を含めてRC規準を除く計算値は実験値を良く捉えている。ただしACIについては、端部筋の抜け出しを評価していないため、実験値に比べて全体的に小さい傾向にある。RC規準についてはひび割れによる倍率 K_1 を長期と同じ値で評価しているため、実験値に比べてかなり大きくなっている。

図2. 10 b)~d)にS1-B試験体を除く長期たわみの計算値と実験値の比較を示す。ACIについては文献^{2.23)}にも述べられているようにかなり過小評価する結果となっている。RC規準についても端部筋の抜け出しの影響を評価していないため、実験値に比べて全体的に小さくなっている。本法による計算値は実験値を良く近似しており本法の適合性を確認できた。

表 2. 2 既往の両端固定支持 RC スラブ試験体の実験値と計算値

試験体 名称	断面寸法 B×D(cm)	スパン (cm)	かぶり (cm) 上端 下端	鉄筋重(cm ²)		クリープ 係数	収縮ひずみ (×10 ⁻⁶)	荷重 w (tf/m)	コンクリート		加力 材料 (日)	瞬時たわみ(mm)		長期たわみ(mm)	
				端部	中央 部				圧縮強度 (kgf/cm ²)	弾性係数 (10 ⁴ kgf/cm ²)		実験値	計算値	実験値	計算値
松崎 A-1	100×12	380	2.5	4.99	0	3.72	500	0.567	168	1.85	30	1.53	1.91	16	17.3
松崎 A-2	100×12		2.5	3.57	3.57			0.486				1.04	0.91	11.6	13.3
岩原 SN-1	45×13.7		3.7			4.45	503	0.43				1.36	1.7	17.4	15.7
岩原 SN-3	45×13.5	380	1.5	2.14	0			0.429	204	2.32	30	1.63	1.5	15.7	14.5
岩原 SN-4	45×13.3		3.2	2.14	2.14	4.6	520	0.427				1.71	1.45	17.8	25.4
山本 S3	40×12	380	2.5	1.43	0	3.14	317	0.2304			3	1.06	0.96	5.46	5.24
山本 S5				1.43	1.43	1.68	272	0.1728				0.96	0.73	3.92	3.1
山本 S6	40×13	500	2.5	2.54	0	3.11	232		150(7日) 221(28日)	2.21(7日) 2.32(28日)	3	5.24	7.85	19.62	17.4
山本 S7				2.54	2.54	1.67	199	0.1872				5.08	6.05	14.78	13.1
小森 S1-B	25×10	500	3	0.57	0	2	345	0.06	205	1.62	56	13	5.6 (14.6)	46	50.2

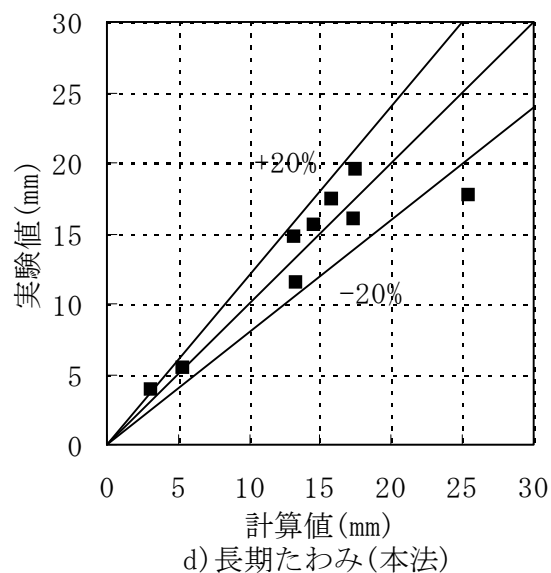
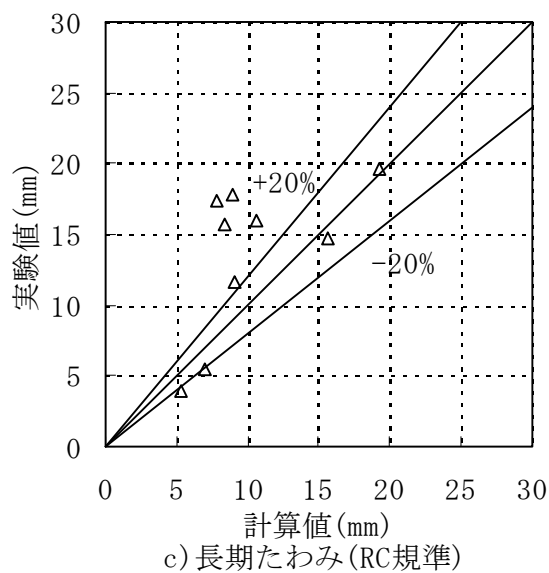
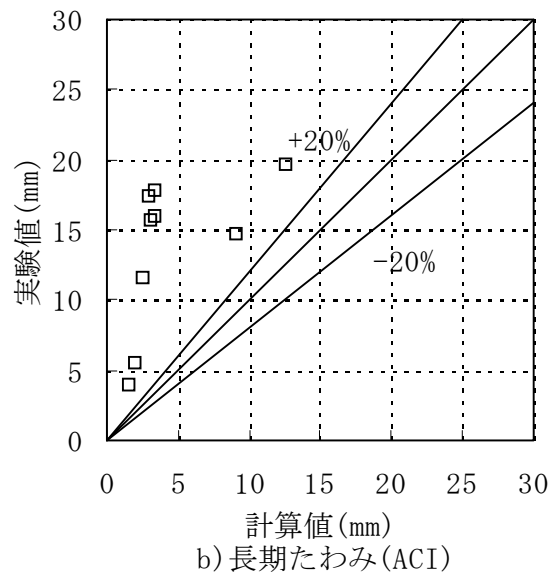
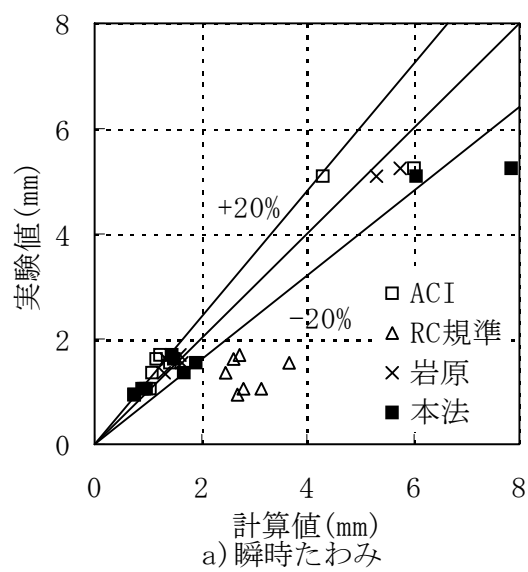


図 2. 10 たわみの計算値と実験値の比較

2. 5. 2 PRC 合成スラブ実験結果との比較

次に、PRC 合成スラブの持続載荷実験結果^{2,24)}を用いて考察する。この実験で使用した試験体は高強度鉄筋を用いてプレストレスを導入した型枠兼用プレキャスト板に後打ちコンクリートを打設した合成床板であるため、以下のような計算方法を用いた。

(1) 長期たわみ計算法の合成スラブに対する適用

乾燥収縮以外の要因によるたわみについては、前述した RC スラブ計算法と同様に計算する。ただし、プレキャスト部 A には、有効プレストレスが作用しているため、下縁が引張となるようなモーメントが生ずる場合についてはひび割れモーメントに有効プレストレスの影響を考慮した。

$$M_{cr} = (0.56\sqrt{F_c} + \sigma_p)Z \quad (\text{瞬時})$$

$$M_{cr} = (0.56\sqrt{F_c} \times 0.7 - \sigma_{sh} + \sigma_p)Z \quad (\text{長期})$$

ここに、 σ_p ：有効プレストレスによる下縁応力

また、ヤング係数およびクリープ係数はプレキャスト部と後打ち部の面積比による平均値とする。

乾燥収縮によるたわみについてはプレキャスト部 A と後打ち部 B との収縮差による増加曲率を以下に示す坂、六車等の提案式^{2,25)}を用いて計算する。

プレキャスト部 A は PC 部材であるから持続荷重が作用するときは時間とともに変形が増大する。この増大の時間的変化を PC 材のクリープ特性 ϕ_{at} として取り扱うことにし、 ϕ_{at} は純コンクリートのクリープ特性 ϕ と同様に Davis-Glanville の法則、および Whitney の法則に従うと仮定する。

プレキャスト部 A の合成完了後引き続き生ずべき値、すなわち合成を無視したときの値を、軸方向収縮 S_a 、上下縁収縮差 ΔS_a 、クリープ係数 ϕ_{at} とする。また後打ち部 B のコンクリートが合成完了後に生ずる収縮は合成がないと仮定すると一様な材軸方向収縮のみでその値は S_b 、クリープ係数を ϕ_{bt} とする。 S_a 、 ΔS_a 、 S_b は既知である。なお、合成効果は完全であって合成後に作用する内力および外力に対して、合成断面では平面保持の法則が成立するものとする。

本計算において乾燥収縮ひずみおよびクリープ係数は、コントロール試験体の測定結果から得られた回帰式を用いる。プレキャスト部 A の軸方向収縮については有効プレストレスによるクリープひずみを考慮すると S_a 、 S_b の値は次式となる。

$$S_a = \varepsilon_a + \frac{P_0}{E_a A_a} \psi_{at}$$

$$S_b = \varepsilon_b$$

$$\varepsilon_a = f(t) - f(49), \quad f(t) = \frac{t}{12.4 + 0.16t}$$

$$\phi_{at} = g(t) - g(49), \quad g(t) = \frac{t^{0.6}}{5.1 + 0.2t^{0.6}}$$

$$\varepsilon_b = \frac{t}{9.46 + 0.146t}, \quad \psi_{bt} = \frac{t^{0.6}}{3.36 + 0.142t^{0.6}}$$

ここに、 ε_a 、 ε_b ：それぞれ A、B 部コンクリートの乾燥収縮ひずみ測定値
 P_0 ：有効プレストレス

図 2. 1 1 において I - I 平面は合成完了直後の断面、II - II 平面は全収縮完了後の断面とすると、プレキャスト部 A の断面には軸方向引張力 N_a と曲げモーメント M_a が、後打ち部 B の断面には軸方向圧縮力 N_b と曲げモーメント M_b が生じていると考えられる。従って力および曲げモーメントの平衡条件から

$$N_a = N_b$$

$$M_a + M_b = N_a \cdot a$$

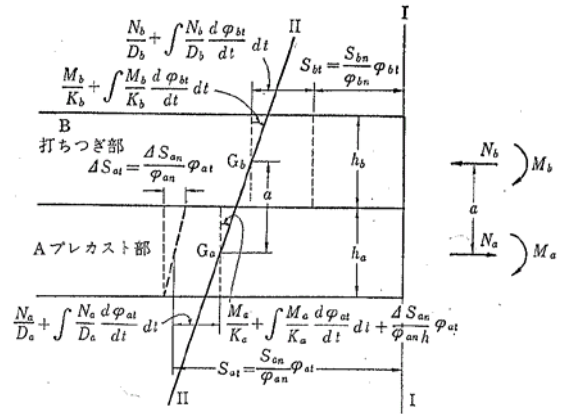


図 2. 1 1 コンクリートの収縮差による影響

ここに、プレキャスト部 A の断面重心 G_a と後打ち部 B の断面重心 G_b との距離 A、B 両断面の回転は等しいから

$$\frac{M_a}{K_a} + \int_0^t \frac{M_a}{K_a} \frac{d\psi_{at}}{dt} dt + \Delta S_{at} = \frac{M_b}{K_b} + \int_0^t \frac{M_b}{K_b} \frac{d\psi_{bt}}{dt} dt$$

また、A、B 両断面の重心間の距離の条件から

$$S_{at} = S_{bt} + \frac{N_b}{D_b} + \int_0^t \frac{N_b}{D_b} \frac{d\psi_{bt}}{dt} dt + \frac{M_b}{K_b} a + a \int_0^t \frac{M_b}{K_b} \frac{d\psi_{bt}}{dt} dt + \frac{N_a}{D_a} + \int_0^t \frac{N_a}{D_a} \frac{d\psi_{at}}{dt} dt$$

が成立する。ここに、

$$K_a = E_a I_a, \quad K_b = E_b I_b$$

$$D_a = E_a A_a, \quad D_b = E_b A_b$$

E_a 、 E_b ：それぞれ A、B 部コンクリートの弾性係数

I_a 、 I_b ：それぞれ A、B 部断面のおのおのの重心軸に対する 2 次モーメント

A_a 、 A_b ：それぞれ A、B 部の断面積

一般に変動する応力下におけるクリープ近似式は

$$X_t + \int_0^t X_t \frac{d\psi_t}{dt} dt = X_t \left(1 + \frac{1}{2} \psi_t \right)$$

で与えられるので積分記号を近似式で代用すれば簡単な四元一次方程式を得る。その解は、以下の通りである。

$$M_a = \frac{\Delta_a}{\Delta}, \quad M_b = \frac{\Delta_b}{\Delta}, \quad N_a = N_b = \frac{1}{a}(M_a + M_b)$$

ここに、

$$\Delta = A_1 B_2 - A_2 B_1$$

$$\Delta_a = F_1 B_2 - F_2 B_1$$

$$\Delta_b = A_1 F_2 - A_2 F_1$$

$$A_1 = \mu \left(1 + \frac{1}{2} \psi_{at} \right) + \left(1 + \frac{1}{2} \psi_{bt} \right)$$

$$B_1 = \mu \left(1 + \frac{1}{2} \psi_{at} \right) + \left(1 + \frac{D_b a^2}{K_b} \right) \left(1 + \frac{1}{2} \psi_{bt} \right)$$

$$A_2 = \lambda \left(1 + \frac{1}{2} \psi_{at} \right), \quad \mu = \frac{D_b}{D_a}$$

$$B_2 = - \left(1 + \frac{1}{2} \psi_{bt} \right), \quad \lambda = \frac{K_b}{K_a}$$

$$F_1 = (S_{at} - S_{bt}) a D_b$$

$$F_2 = - \frac{\Delta S_{at}}{h_a} K_b, \quad h_a : \text{プレキャスト部 A の断面せい}$$

収縮差による増加曲率 ϕ_{sh} は次式で計算する。

$$\phi_{sh} = \frac{M_b}{K_b} \left(1 + \frac{1}{2} \psi_{bt} \right)$$

(2) 実験結果との比較

図2. 12に試験体の形状、寸法を示す。試験体はコンクリート製載荷フレームで支えられた両端固定一方方向スラブで、スパンは内法寸法で450cm、スラブ断面形状はプレキャスト部が中央部：100×10cm、両端部：100×7cmの山形スラブで、これに後打ちコンクリートを打設し全せいを15cmとした。載荷は後打ちコンクリート打設後40日目（先打ちコンクリートでは材令63日目に対応）に実施した。持続載荷荷重は 5194N/m^2 （ 530kgf/m^2 ）である。プレキャスト部および後打ち部のコンクリートにはそれぞれ呼び強度 26.5N/mm^2 （ 270kgf/cm^2 ）、 20.6N/mm^2 （ 210kgf/cm^2 ）、スランプ18cmのレディミクストコンクリートを用いた。ハーフスラブ主筋には高強度異形鉄筋SD490のD13を、合成スラブ端部上端筋にはSD295のD13とD10を併用した。実験の詳細については文献^{2,24)}を参照されたい。

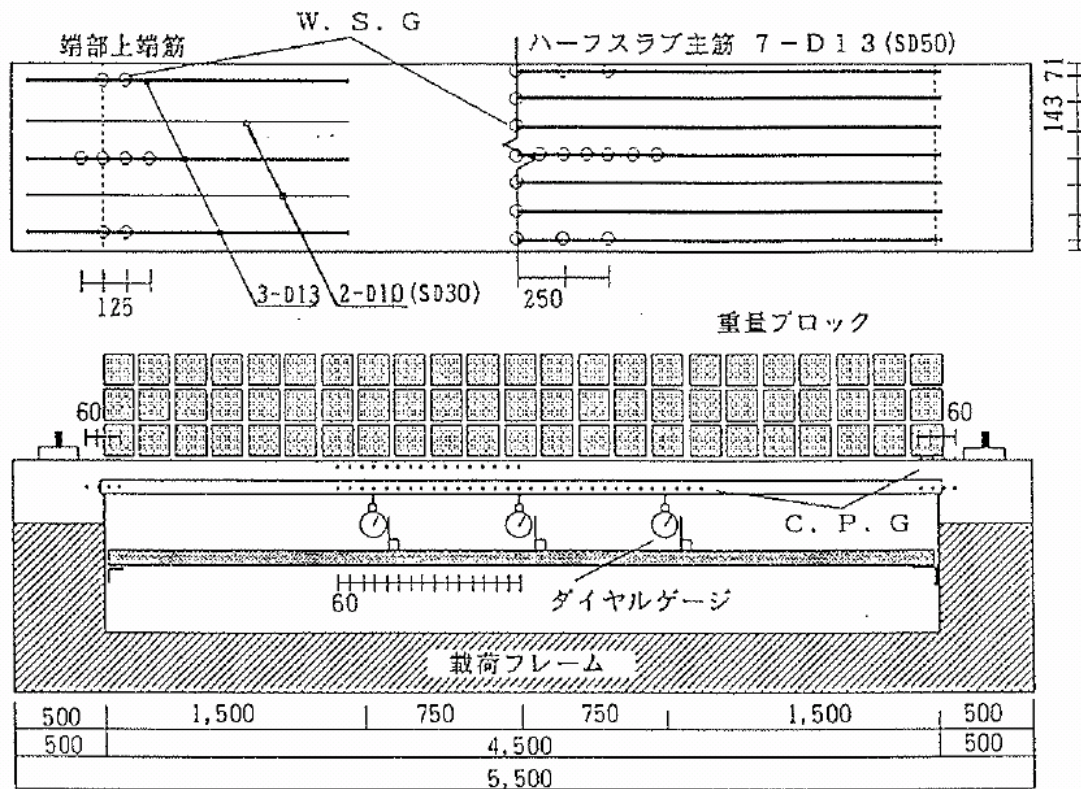


図2. 12 試験体の形状

図2. 13に中央たわみの経時変化を示す。計算値は載荷後のひび割れ荷重において考慮しているクリープ限を考慮し曲げ強度を瞬時の70%で一定として計算しており、剛性を過小評価するため大きく見積もる傾向はあるが、載荷期間全体を通しては実験値をよく捉えている。載荷日数1153日における総たわみは実験値が11.2mm、計算値が10.6mmでたわみ比（実験値/計算値）は1.06である。計算値についてはそれぞれ、瞬時、クリープ、端部筋の抜け出しおよびコンクリートの乾燥収縮差によるたわみの増大を示しているが、載荷日数1153日におけるクリープおよび端部筋の抜けだしによるたわみがそれぞれ全体の45、42%を示しており、それらの全体に占める割合が大きい。収縮差によるたわみが小さくなっているが、試験体の収縮差自体が小さいことと、計算では考慮されていないがプレストレスによりひび割れの発生が少ないことによるものと考えられる。ひび割れが発生すると収縮の影響を受けるのは、圧縮側でコンクリートは乾燥収縮により収縮するが、鉄筋ひずみは殆ど変化しないためである。また、収縮差による増大たわみが時間の経過とともに小さくなっているが、これはプレキャスト部における有効プレストレスによるクリープひずみにより収縮差が減少するためである。

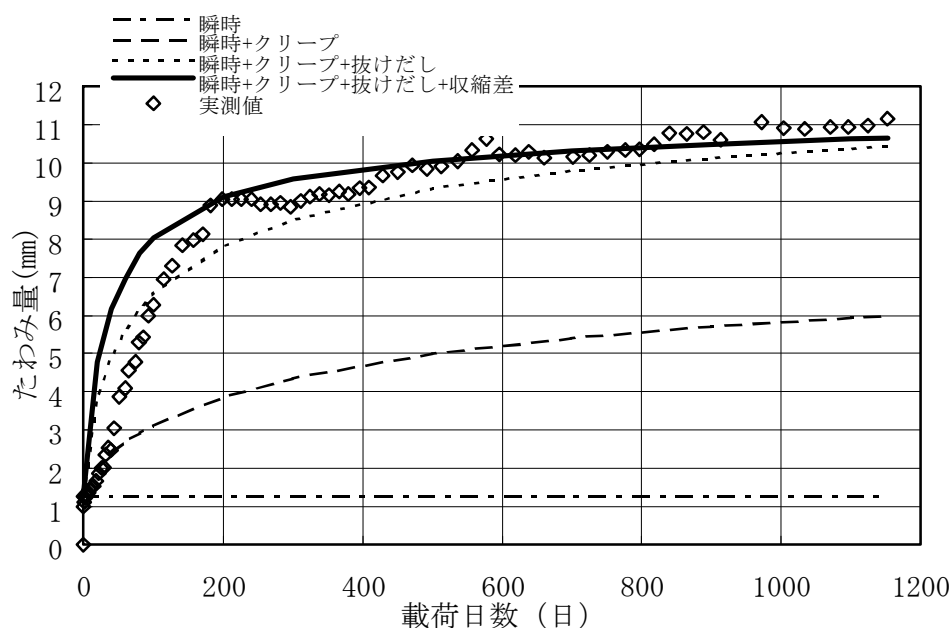


図2. 13 中央たわみの経時変化

2. 6 RCスラブの長期たわみに及ぼす各種要因の影響

前節にて提案した繰り返し計算法を用いて、長期たわみに及ぼす各種要因の影響について検討する。

2. 6. 1 長期たわみに影響を及ぼす要因について

長期たわみに影響を及ぼす要因としては、ひび割れによる剛性低下、コンクリートのクリープ、乾燥収縮、および固定支持部からの鉄筋の拔出しを挙げることができる。

クリープと乾燥収縮の影響は、特にひび割れの発生した断面においてその影響が大きく、スラブ断面曲率の増大や固定支持部からの鉄筋の拔出しを増大させることで、たわみの増大の要因となっている。

RC 規準^{2,26)}および告示^{2,27)}においては、長期たわみを弾性たわみに対する倍率で表している。本研究においても、長期たわみ δ_t を上記要因を考慮して、(2.59)式のように弾性たわみ δ_e に対するたわみ倍率 K で長期たわみを表し、 K は各要因による和として表すこととする。 K を各要因の和とした理由を以下に示す。

長期たわみに及ぼす各要因の影響を考慮する方法としては、各要因の和とする場合と、各要因の積とする場合が考えられる。積として考慮する場合は、各要因によるたわみが、 δ_e と比例関係にある場合に適している。ひび割れおよびクリープによるたわみは、部材の剛性変化によるたわみであり、 δ_e に対して、剛性の逆数に比例したたわみとなるため、積で表すのに適した要因といえる。これに対して、乾燥収縮および端部筋の抜け出しによるたわみは、 δ_e とは関係なく、それぞれの要因による影響で付加的に発生するたわみであるため、積で表すには適していない要因である。以上を踏まえて、 K は各要因の和で統一して表すこととする。ひび割れとクリープについては、ひび割れによるたわみとして δ_e の K_{cr} 倍としたものとし、クリープによるたわみは、 $K_{cr}+K_{cp}$ から K_{cr} を差し引いたものを K_{cp} として評価する事とする。これは、RC 基準付7による方法と同様の考え方である。

$$\delta_t = K \delta_e \quad (2.59)$$

δ_e : 全断面有効剛性（鉄筋の存在を無視）による弾性たわみ

$$K = K_{cr} + K_{cp} + K_{sh} + K_s$$

K_{cr} : ひび割れによるたわみ倍率

K_{cp} : クリープによるたわみ倍率

K_{sh} : 乾燥収縮によるたわみ倍率

K_s : 端部筋の拔出しによるたわみ倍率

以下では、(2.59)式のたわみ倍率を評価することで、各要因の影響の定量的な把握を試みる。

2. 6. 2 解析条件

表 2. 3 に解析ケースを、図 2. 1 4 に基準断面を示す。基準断面に対して、H（スラブ厚さ）、L（スパン）、PT（端部上端筋比）、W（積載荷重）、C（クリープ）、S（乾燥収縮）、および F（コンクリート強度）の各シリーズごとに要因を変化させて、その長期たわみへの影響を調べる。

表 2. 3 解析ケース

シリーズ	要因	水準
H	スラブ厚さ(mm)	120, 150, 180, 210
L	スパン(m)	3.5, 4, 4.5, 5, 5.5
PT	端部上端筋比(%)	0.44, 0.58, 0.87, 1.12
W	積載荷重(kN/m ²)	1, 2, 3, 4, 5
C	クリープ係数	2.4, 3.2, 4.0
S	乾燥収縮ひずみ($\times 10^{-4}$)	3.0, 4.0, 5.0
F	コンクリート強度(N/mm ²)	21, 24, 27, 30

□の数値は基準値を表す

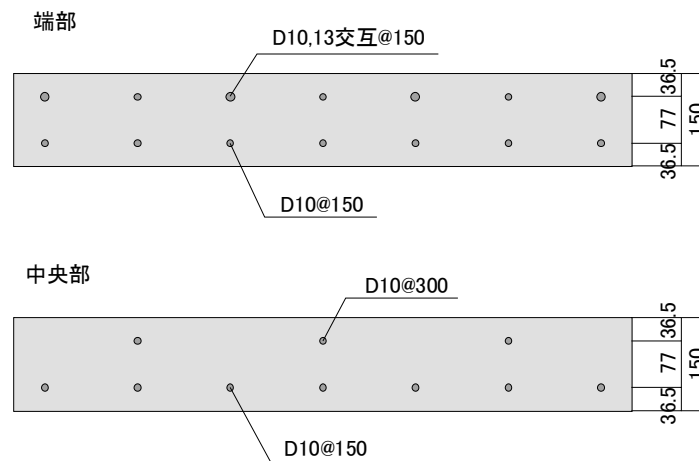


図 2. 1 4 基準断面

2. 6. 3 ひびわれによる影響

繰り返し計算法では、ひび割れの発生を作用応力 M とひび割れ耐力 M_{cr} との比較により判定し、ひび割れが発生すると判定される場合は、ひび割れ発生領域として曲率を計算することで、ひび割れの影響を考慮している。 M_{cr} の長期たわみに及ぼす影響を調べるため、H シリーズおよび PT シリーズにおいて、 M_{cr} を 0.8 倍、1.0 倍および 1.2 倍とした場合の長期たわみ（それぞれ $\delta_{0.8}$ 、 $\delta_{1.0}$ 、 $\delta_{1.2}$ とする）計算を行った。図 2. 1 5 に $\delta_{0.8}$ と $\delta_{1.2}$ の $\delta_{1.0}$ に対する割合と M_{cr}/M_a との関係を示す。 M_a は部材に作

用する最大曲げモーメントである。 M_{cr}/M_a が0.5より小さい場合、すなわちひび割れ領域が大きい場合は、 M_{cr} の大きさの影響は小さいが、 M_{cr}/M_a が0.5より大きい場合、すなわちひび割れ領域が小さい場合は、 M_{cr} の影響は大きく、 $\delta_{1.0}$ に対する比率は0.6～1.4となっている。

M_{cr} は乾燥収縮を鉄筋が拘束することによる引張応力度 σ_{sh} を考慮して計算している。クリープ係数、乾燥収縮毎に、H、PT、Fシリーズにおいて端部上端側の σ_{sh} を計算し、鉄筋比 p_t との関係を図2.16に示す。 σ_{sh} は、 p_t と線形関係にあることから、 p_t から簡易に予測できると考えられる。同じ計算条件で、端部上端側の M_{cr} を計算し、瞬時のひび割れ耐力 M_{crs} との比 M_{cr}/M_{crs} と p_t との関係を図2.17に示す。 M_{cr}/M_{crs} は σ_{sh} と同様、 p_t と線形関係にある。また、本解析の範囲において M_{cr}/M_{crs} は0.2～0.6の範囲にあり、 M_{cr} は条件により大きく変化することから、 M_{cr} を簡易に精度良く予測することが、長期たわみ予測において重要であるといえる。

ひび割れによる影響を考慮する実用的な手法として、ACIコード318-83^{2,28)}がある。これは、ひび割れによる剛性低下を考慮した(2.60)式の有効断面2次モーメント I_e により剛性評価を行うものである。

$$I_e = \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 I_g + \left\{ 1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 \right\} I_{cr} \quad (2.60)$$

I_g ：全断面有効断面2次モーメント（鉄筋の存在を無視）

I_{cr} ：ひび割れ断面2次モーメント

この I_e を用いてひび割れによるたわみ倍率 K_{cr} を下式により評価できる。

$$K_{cr} = \frac{E_c I_g}{E_c I_e} = \frac{I_g}{I_e} \quad (2.61)$$

I_e の適合性を調べるため、(2.61)式により求められる K_{cr} と繰り返し計算法から求められるたわみ倍率 K_{cr0} との比較を行った。 K_{cr} は、端部と中央部の平均値とした。 K_{cr0} は、クリープ係数、乾燥収縮を共に0として求めた全たわみから端部筋の拔出しによる付加たわみを差し引いて求めたたわみをひび割れによるたわみとして、これを δ_e で除して求めた。各PTシリーズ毎に、H、L、W、Fシリーズにおいて求めた K_{cr}/K_{cr0} と M_{cr}/M_a との関係を図2.18に示す。 K_{cr}/K_{cr0} は1.0より小さく、 M_{cr}/M_a に対して右下がりの傾向を示している。また p_t が小さい程、 K_{cr} は小さめの評価になっている。これはひび割れによる剛性低下を考慮する I_e が瞬時たわみを評価する式であり、長期的な鉄筋とコンクリート間の付着クリープによる剛性低下を考慮していない分、 I_e が大きめに評価されていることがひとつの理由であると考えられる。 I_e を用いてたわみ予測を行うためにはこの点を考慮する必要がある。

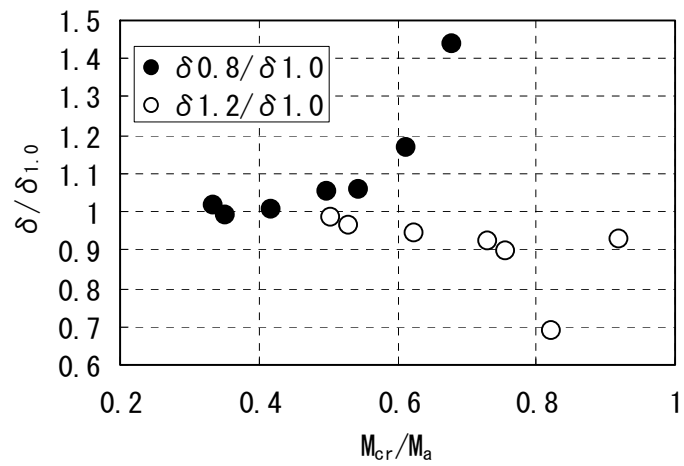


図 2. 1 5 $\delta / \delta_{1.0} - M_{cr} / M_a$ 関係

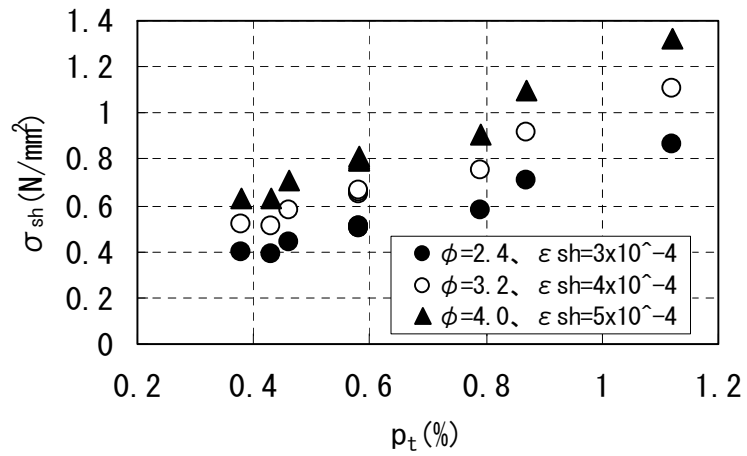


図 2. 1 6 $\sigma_{sh} - p_t$ 関係

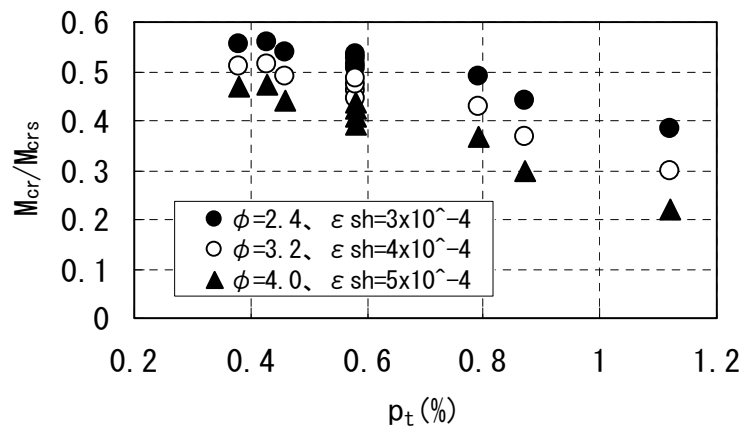


図 2. 1 7 $M_{cr} / M_{crs} - p_t$ 関係

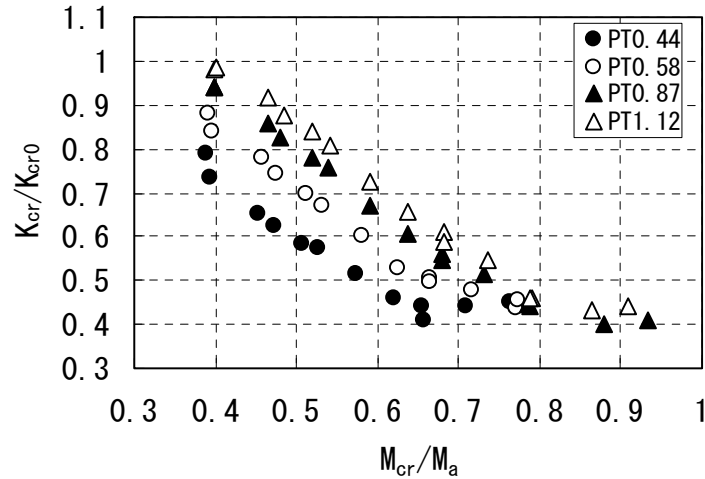


図 2. 1 8 $K_{cr}/K_{cr0}-M_{cr}/M_a$ 関係

2. 6. 4 クリープによる影響

クリープによる影響は、コンクリートの見かけのヤング係数が低下することによる、コンクリート圧縮縁ひずみの増大と中立軸低下に伴う鉄筋応力、すなわち鉄筋ひずみの増大により曲率が増大することによる。

図 2. 1 9 に繰り返し計算法で求めたひび割れとクリープによるたわみ倍率 $K_{cr}+K_{cp}$ とクリープ係数 ϕ との関係を PT シリーズに対して示す。 $K_{cr}+K_{cp}$ は、乾燥収縮ひずみを 0 として求めた全たわみから端部筋の拔出しによる付加たわみを差し引いて求めたたわみをひび割れとクリープによるたわみとして、これを δ_e で除して求めた。 $K_{cr}+K_{cp}$ と ϕ は線形関係にあり、 p_t が大きくなると小さくなっている。また、本解析の範囲においては、 $K_{cr}+K_{cp}$ は 3～9.5 の範囲にある。

クリープによる影響は、(2.62)式に示す等価ヤング係数法が実用的で精度もよいことから、広く用いられている。

$$E_t = \frac{E_c}{(1+\psi)} \quad (2.62)$$

E_c : コンクリートのヤング係数

$K_{cr}+K_{cp}$ は実用的には E_t と I_e を用いて下式により評価することができる。

$$K_{cr} + K_{cp} = \frac{E_c I_g}{E_t I_e} = \frac{I_g}{I_e} (1+\psi) \quad (2.63)$$

(2.63)式により求めた $K_{cr}+K_{cp}$ の端部と中央部の平均値の繰り返し計算法により求めた $K_{cr0}+K_{cp0}$ に対する比と M_{cr}/M_a との関係を図 2. 2 0 に示す。 $(K_{cr}+K_{cp})/(K_{cr0}+K_{cp0})$

は 0.8～1.1 の範囲にあり，クリープによる影響によりひび割れのみの影響を表す K_{cr} に比べて差異は小さくなっている。 $M_{cr}/M_a=0.8$ 付近で $(K_{cr}+K_{cp})/(K_{cr0}+K_{cp0})$ が最小値を示す傾向は，図 2. 18 に示す K_{cr} の傾向と一致している。

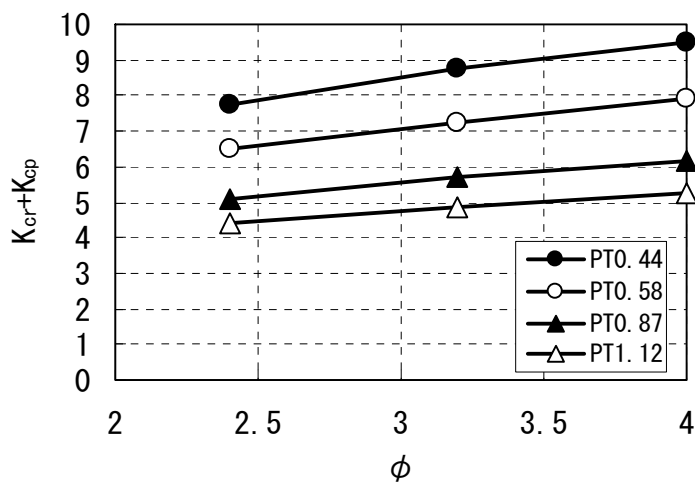


図 2. 19 $K_{cr}+K_{cp}-\phi$ 関係 (PT シリーズ)

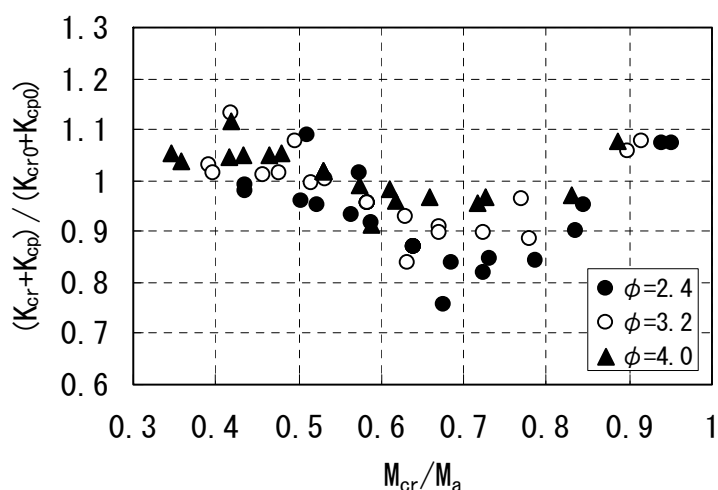


図 2. 20 $(K_{cr}+K_{cp}) / (K_{cr0}+K_{cp0}) - M_{cr}/M_a$ 関係

2. 6. 5 乾燥収縮による影響

乾燥収縮による影響は、コンクリート圧縮縁の収縮によるひずみ増大に対して、ひび割れ断面においては鉄筋ひずみは変わらないことから曲率が増大することによる。

図 2. 21 に、繰り返し計算法で求めた乾燥収縮によるたわみ倍率 K_{sh} と乾燥収縮ひずみ ε_{sh} との関係を PT シリーズに対して示す。 K_{sh} は、クリープと乾燥収縮を共に考慮した全たわみからひび割れとクリープによるたわみを差し引いて求めたたわみを乾燥収縮によるたわみとして、これを δ_e で除して求めた。 K_{sh} は ε_{sh} と比例関係にあ

るが、鉄筋比の影響は小さい。また、本解析の範囲において K_{sh} は 0.3～2.7 の範囲にある。

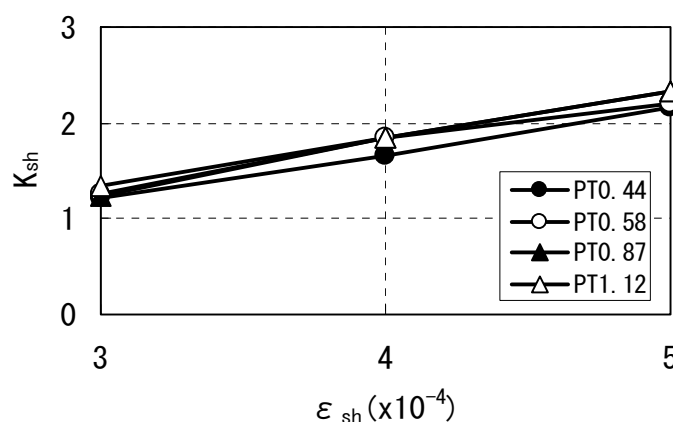


図 2. 2 1 $K_{sh}-\epsilon_{sh}$ 関係 (PT シリーズ)

2. 6. 6 端部筋の抜け出しによる影響

文献^{2,29)}で端部筋の抜け出しによる付加たわみの影響の大きいことを示した。また固定支持部モデル化の相違がたわみに及ぼす影響について検討し、端部筋の抜け出しは片引きモデルによる付着解析により評価できるとしている。本報告でも、片引きモデルを用いて、鉄筋の抜け出しに及ぼす影響について検討する。

鉄筋の抜け出し量 S に影響を及ぼすと考えられる要因 (かぶり厚さ、鉄筋径、付着強度 τ_{y0}) に対して、鉄筋応力 σ_s と S との関係を示したのが図 2. 2 2 および図 2. 2 3 である。 τ_{y0} は、付着解析に使用する鉄筋の付着応力 τ とすべり s の関係をバイリニア曲線にモデル化したときの付着強度を示している。かぶり厚さの影響はほとんど見られないが、鉄筋径および τ_{y0} の影響が見られる。 τ_{y0} については、図 2. 2 3 より特にその値が小さい時に S が大きくなる影響が見られる^{2,29)}。鉄筋径および τ_{y0} の S への影響評価については、さらに検討が必要である。

S を σ_s と線形関係で近似した線形近似法を既報^{2,30)}で提案しているが、この方法により求めた S を用いて求めたたわみ倍率 K_s と繰り返し計算法により求めたたわみ倍率 K_{s0} との比較を行った。線形近似法における σ_s は、繰り返し計算法の値を用いた。図 2. 2 4 に、 K_s/K_{s0} と σ_s との関係を示す。 K_s/K_{s0} はほぼ 0.8～1.2 の範囲にあり、 σ_s に対して右下がりの傾向を示している。これは、線形近似法では S を σ_s で線形近似していることに起因しているが、スラブ鉄筋として通常用いられる SD295 の長期許容応力度 200N/mm² 以下の範囲であれば安全側の予測になっている。

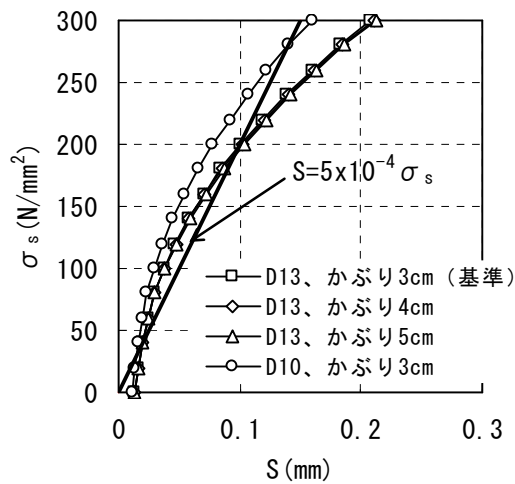


図 2. 22 σ_s - S 関係
(鉄筋径, かぶり厚さ)

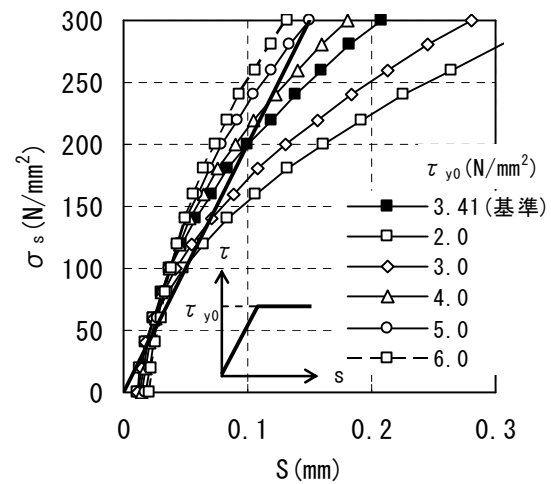


図 2. 23 σ_s - S 関係
(τ_{y0})

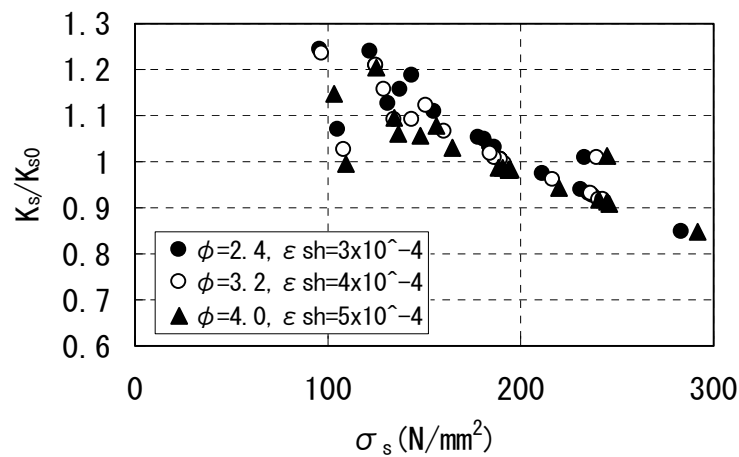


図 2. 24 K_s/K_{s0} - σ_s 関係

2. 6. 7 各要因によるたわみの全たわみに対する割合

図 2. 25 は、繰り返し計算法により求めたたわみ倍率 K を各要因毎に整理したものを PT シリーズについて示したものである。同図には、RC 規準付 7 の方法^{2.26)}により求めたたわみ倍率も記載している。図 2. 25 によれば、 K_{cr} が 3~6 で K に占める割合は 30~40% と一番大きくなっている。 K_{cp} および K_{sh} はほぼ 2 で K に占める割合は 15~20% である。 K_s は 2~4 で K に占める割合は 20~30% と鉄筋比が小さくなる程大きくなっている。この K に占める各要因の割合は、本解析の範囲では、図 2. 25 に示した PT シリーズ以外の他のシリーズについても同様の傾向を示している。RC 規準によるたわみ倍率は、 K_{cr} をひび割れ間コンクリートの拘束作用を無視して求めている

ため、繰返し計算法による値に比べて大きくなっている。端部筋の抜出しによる付加たわみを考慮していない分、PT シリーズにおいては全たわみ倍率 K は両者ではほぼ同じ値の結果となった。これに対して、H シリーズにおいて全たわみ倍率 K とスラブ厚さ H との関係を示したのが図 2. 2 6 である。スラブ厚さが小さい、すなわちひび割れ領域が大きいと、RC 規準によるたわみ倍率は繰返し計算法による値に比べて小さくなっている。このように RC 規準によるたわみ倍率は、ひび割れ領域が少ない場合は安全側の評価になる場合もあるが、ひび割れ領域が大きい場合は、端部筋の抜出しを考慮していない分、小さくなる傾向にあるといえる。

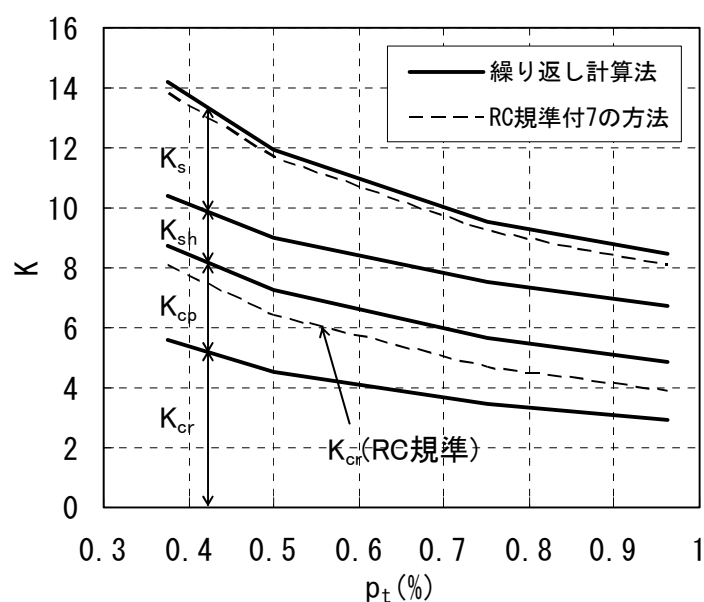


図 2. 2 5 K — p_t 関係 (PT シリーズ)

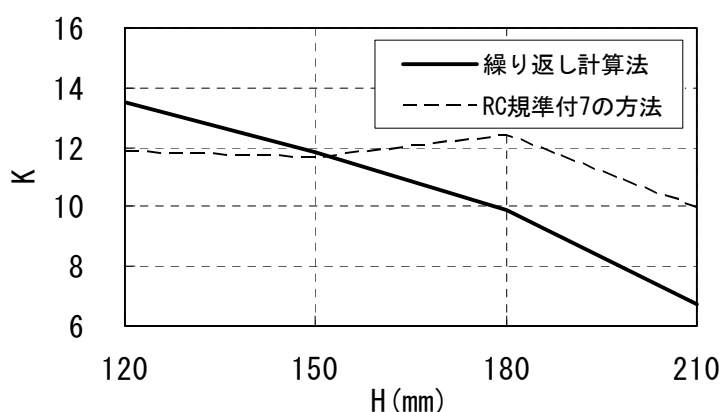


図 2. 2 6 K — H 関係 (H シリーズ)

2. 7 まとめ

本章では、ひび割れによる剛性低下、それに伴う応力再配分、コンクリートのクリープと乾燥収縮、および固定支持部からの鉄筋の抜け出しの影響を考慮した RC 一方方向スラブの長期たわみ計算法を繰り返し計算法として提案した。また、既往の実験結果との比較により、繰り返し計算法による計算値が実験値に対して±20%の精度を有していることを確認し、その適合性を確認した。

繰り返し計算法は、付着解析により端部筋の抜け出しを算定すると共に、コンクリートのひび割れ、クリープ、乾燥収縮の影響をクリープ解析により評価し、モールの定理に基づき繰り返し計算によりモーメント分布を求めて長期たわみを計算する手法である。

提案した繰り返し計算法を用いて、長期たわみに及ぼすひび割れ、クリープ、乾燥収縮および端部筋の抜け出しによるたわみへの影響について検討し、各要因の影響の大きさおよびその傾向について検討した。得られた結果をまとめると以下のようになる。

- (1) たわみに及ぼすひび割れの影響が大きく、ひび割れモーメント M_{cr} の予測が重要である。
- (2) クリープによる影響を定量的に示すと共に、等価ヤング係数法による予測が可能であることを示した。
- (3) 端部筋の抜け出しによる影響は、線形近似法で予測可能である。
- (4) 各要因のたわみに及ぼす影響は、ひび割れによる影響が一番大きく、全たわみに占める割合は 30～40%程度であり、クリープ、乾燥収縮はそれぞれ 15～20%、端部筋の抜け出しは 20～30%となっている。
- (5) 繰り返し計算法によるたわみ計算値を各要因毎に分解し、それらが実用的手法により予測可能であること（図 2. 20、図 2. 24）を示し、たわみ倍率は (2.59)式のように独立した各要因の和として求めることの妥当性を確認した。

【参考文献】

- 2.1) 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）、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造系Ⅱ－Ⅱ、pp.1837-1838、1977.10
- 2.2) 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、コンクリート工学論文、Vol.21、pp.115-124、1983.9
- 2.3) 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集、第400号、pp.45-57、1989.6
- 2.4) 岩原昭次：使用荷重下における鉄筋コンクリート床スラブの長期曲げ問題に対する解析法に関する研究（第一報 ひび割れを生じた一方向スラブの瞬時曲げ問題に対する解析法）、日本建築学会構造系論文集、第415号、pp.63-73、1990.9
- 2.5) 大野義照、李 振宝、鈴木計夫：持続荷重下における異形鉄筋とコンクリート間の付着応力－すべり関係、日本建築学会構造系論文集、第459号、pp.111-120、1994.5
- 2.6) 大野義照、李 振宝、鈴木計夫：持続荷重下における端部鉄筋の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集、第467号、pp.111-120、1995.1
- 2.7) 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、コンクリート工学論文、Vol.23、pp.101～112、昭和60年1月
- 2.8) 日本コンクリート工学協会編：コンクリート便覧、p.66
- 2.9) H.Rusch、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
- 2.10) 小森清司：鉄筋コンクリート一方向スラブに関する実験的研究 第4報、日本建築学会関東支部研究報告集、pp.187～190、1968
- 2.11) 六車 熙・森田司郎・富田幸次郎：鋼とコンクリートの付着に関する基礎的研究（Ⅰ付着応力分布について）－（Ⅰ）、日本建築学会論文報告集、No.131、pp.1～8、昭和42年1月
- 2.12) 李 振宝：持続荷重下におけるコンクリート系部材の曲げ性状に関する研究、大阪大学学位論文、1994年12月
- 2.13) 六車 熙・森田司郎・富田幸次郎：鋼とコンクリートの付着に関する基礎的研究（Ⅰ付着応力分布について）－（Ⅱ）、日本建築学会論文報告集、No.132、pp.1～6、昭和42年2月
- 2.14) 山尾芳秀、周 礼良、丹羽淳一郎：付着応力－すべり関係に関する実験的研究、土木学会論文報告集、第343号、pp.219-228、1984.3
- 2.15) 金 普漢、大野義照、鈴木計夫：プレストレストコンクリート緊張材として用いた異形鉄筋の定着長さ、日本建築学会構造系論文集、第472号、pp.121-128、1995.6
- 2.16) 大野義照：プレストレスト鉄筋コンクリート部材の曲げ性状とひび割れ制御に関する研究、大阪大学学位論文、昭和62年12月
- 2.17) 野口貴文・友澤史紀：高強度コンクリートの圧縮強度と各種力学特性との関係、日

本建築学会構造系論文集、No.472、pp.11～16、1995 年 6 月

- 2.18) 松崎育弘、畑中 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実験的研究（その 1）、鹿島建設技術研究所年報、第 27 号、pp.63-68、1979.6
- 2.19) 岩原照次：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、Vol.9、No.2、pp.615-620、1987.6
- 2.20) 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、東急建設技術研究所報、No.8、pp.85-92、1982
- 2.21) 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）、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造系Ⅱ－Ⅱ、pp.1039-1040、1975.10
- 2.22) CEB-FIP Model Code for concrete structure、1970
- 2.23) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説 1999、p.359
- 2.24) 堀 裕弘・鈴木計夫・大野義照・中川隆夫・斉藤駿三・鳥居 洋：高強度鉄筋を用いてプレストレスを導入した型枠兼用プレキャスト板に関する実験的研究（その 4 合成スラブの 3 年間の持続載荷実験）、日本建築学会大会学術講演梗概集 C、pp.1085～1086、1993 年 9 月
- 2.25) 坂 静雄・岡田 清・六車 熙：プレストレストコンクリート、朝倉書店、pp.403～408
- 2.26) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説 1999、pp.357-364
- 2.27) 平成 12 年建設省告示第 1459 号第 2
- 2.28) ACI Committee 318 : Building Code Requirements for Reinforced Concrete (ACI 318-83) 1984
- 2.29) 岩田樹美、李 振宝、大野義照：端部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算定、日本建築学会構造系論文集、第 510 号、pp.145-152、1998.8
- 2.30) 李振宝、馬華、岩田樹美、尚自端、大野義照：鉄筋コンクリートスラブの長期たわみ実用計算法、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.785-786、2000.9

第3章 鉄筋とコンクリート間の付着特性に基づく鉄筋コンクリート一方向スラブの長期たわみ計算法（実用計算法）

3. 1 はじめに

近年、空間の自由度向上および施工合理化のため、長大スパン床スラブの採用事例が増加している。長期にわたる床スラブの使用性能を確保するため、長期たわみの制御が益々重要になってきている。この様な背景と共に、設計体系は仕様規定から性能規定化へ移行しつつあり、長期に対する性能評価型設計法の確立が求められている。

RC スラブはひび割れの発生に伴う曲げ剛性の低下および端部筋の抜け出しによりたわみが増大し、鉄筋とコンクリート間の付着クリープ等により時間の経過と共にさらに増大する。このような特性を考慮した長期たわみ予測手法は、これまで数多く提案されているが、予測精度と実用性を共に満たした手法が確立されていないのが現状である。

RC スラブの長期たわみについては、告示^{3.1)}および RC 規準^{3.2)}に規定がある。告示については弾性たわみに対する倍率が与えられ、RC 規準には 18 条表 10 にスラブ厚さに関する算定式が示されている。これらは共に弾性たわみに対する倍率を一律 16 倍として与えたものとなっており、長期たわみに及ぼす各種要因の影響を考慮できるものとなっていない。RC 規準には、付 7 に各種要因の影響を考慮できる長期たわみ計算法が記述されている。しかし、本計算法では、端部筋の抜け出しによるたわみが考慮されていない分、過小評価となることを指摘している^{3.3)}。

第2章において、付着解析により端部筋の抜け出しを算定し、コンクリートのひび割れ、クリープ、乾燥収縮を考慮してモールの定理に基づき繰り返し計算によりモーメント分布を求めて長期たわみを計算する手法を提案した。本法は、既往の実験結果との整合のよいことが示され、予測精度について満足のいく結果が得られているが、繰り返し計算が必要であり、設計実務に供せられる実用的な手法とは言い難い。

現在、提案されている実用的な手法として、岡田等^{3.4)}、小田^{3.5)}の方法がある。岡田等の方法は、現行の RC 規準付 7 の方法に、引張硬化（tension stiffening）、鉄筋の抜け出し等の効果を考慮して修正した方法である。小田の方法は、乾燥収縮ひずみ分布を中立軸に向かって三角分布とした状態で解析を行い、変化する長期コンクリート応力度に対応した圧縮クリープ量をほぼ確定させ、その後、全断面の乾燥収縮ひずみが一様分布状態になると仮定して構築した長期たわみ算定式である。

上記の方法は、RC 部材の変形を考える上で基本となる鉄筋とコンクリート間の付着クリープの影響を考慮していないか、または実験式を用いていることから、付着問題に対して理論的に明確にされていない面があるように思われる。

本章では、付着クリープによる曲げ剛性および端部筋の抜け出しの変化に着目し、2.2 節で提案した繰り返し計算法を用いて、付着クリープ特性に基づく実用的な RC スラブの長期たわみ計算法（実用計算法と呼ぶ）を提案する。また、実用計算法の適

合性を繰り返し計算法および既往の実験結果を用いて検証する。

3. 2 RCスラブの長期たわみ実用計算法

3. 2. 1 基本条件

本章では、両端固定一方向 RC スラブ部材を対象とする。

ひび割れによる剛性の変化を考慮した応力分布を正確に求めるためには、繰り返し計算が必要であるが、実用計算法では、その繰り返し計算の煩雑さを無くすため、応力分布を安全側に確定値として与える。予測精度は、繰り返し計算に比べて低くなるが、設計実務上許容できる範囲で予測できればよいと考えている。

長期たわみに影響を及ぼす要因としては、ひび割れによる剛性低下、コンクリートのクリープ・乾燥収縮、および固定支持部からの鉄筋の抜け出しを挙げることができる。本研究においては、2. 6. 1 節でもその根拠を示した様に、長期たわみ δ_t をこれらの要因を考慮して(3.1)式のように各要因によるたわみの和として長期たわみを表すこととする。

$$\delta_t = \delta_{cr} + \delta_{cp} + \delta_{sh} + \delta_s \quad (3.1)$$

δ_{cr} : ひび割れによるたわみ

δ_{cp} : クリープによるたわみ

δ_{sh} : 乾燥収縮によるたわみ

δ_s : 端部筋の抜け出しによるたわみ

3. 2. 2 解析ケース

長期たわみ計算法の定式化および適合性の検証に用いる解析ケースを表 3. 1 に示す。図 3. 1 に示す基準断面に対して H (スラブ厚さ)、L (スパン)、PT (端部上端筋比)、W(積載荷重)、C (クリープ係数)、S (乾燥収縮)、および F (コンクリート強度) の各シリーズごとに水準を設定した。

表 3. 1 解析ケース

シリーズ	要因	水準
H	スラブ厚さ(mm)	120, 150, 180, 210, (300), (600)
L	スパン(m)	3.5, 4, 4.5, 5, 5.5
PT	端部上端筋比(%)	0.44, 0.58, 0.87, 1.12
W	積載荷重(kN/m ²)	1, 2, 3, 4, 5
C	クリープ係数	2.4, 3.2, 4.0
S	乾燥収縮ひずみ($\times 10^{-4}$)	3.0, 4.0, 5.0
F	コンクリート強度(N/mm ²)	21, 24, 27, 30

□の数値は基準値を表す

()内の数値は、乾燥収縮によるたわみの検討に用いる

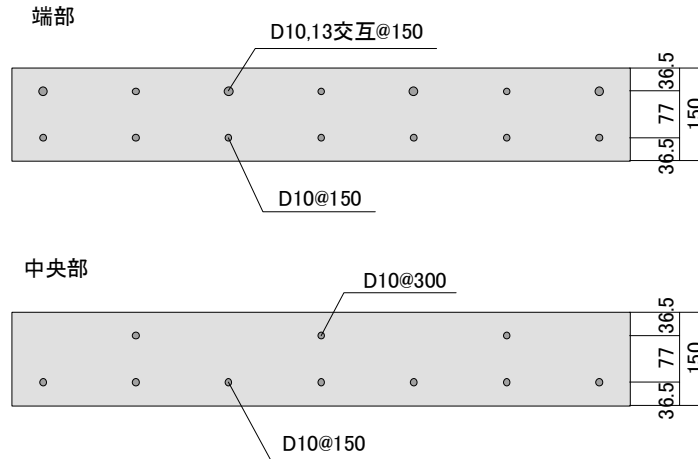


図 3. 1 基準断面

3. 2. 3 ひび割れによるたわみ

(1) たわみの計算方法

ひび割れによるたわみは、弾性たわみ δ_e に対する倍率 K_{cr} で計算する。ひび割れの影響は、作用応力 M とひび割れ耐力 M_{cr} との比較によりひび割れの発生を判定し、ひび割れが発生すると判定される場合は、ひび割れ領域断面 2 次モーメント I_{cr} により剛性を評価することで考慮する。ひび割れ発生領域の大きさとひび割れの有無に応じた断面 2 次モーメントから、スパン全長に対して等価な断面 2 次モーメント I_e を求め、全断面有効部分の曲率との比として下式によりひび割れによるたわみ倍率 K_{cr} を計算する。

$$K_{cr} = \frac{M/E_c I_e}{M/E_c I_g} = \frac{I_g}{I_e} \quad (3.2)$$

ここに、 E_c ：コンクリートのヤング係数、 I_g ：全断面有効断面 2 次モーメント（鉄筋の存在を無視）

(2) 検討用応力

等分布荷重 w を受けるスパン l の部材の検討用応力 M_{a1} （端部）、 M_{a2} （中央部）は、安全側に与える確定値として下式により求める。 M_{a2} については、固定支持部の固定度の低下を考慮して、両端固定支持として求められる中央部最大応力の 4/3 倍とする。

$$M_{a1} = \frac{wl^2}{12}, \quad M_{a2} = \frac{wl^2}{18} \quad (3.3)$$

(3) 曲げひび割れ耐力 M_{cr}

M_{cr} は、長期的には持続応力や乾燥収縮の影響で見かけ上低下する。そこで M_{cr} は (3.4) 式のようにクリープ限度を静的強度の 70% とし、乾燥収縮を鉄筋が拘束することによって生ずる引張応力 σ_{sh} を考慮して計算する。

$$M_{cr} = (0.56\sqrt{\sigma_B} \times 0.7 - \sigma_{sh})Z \quad (3.4)$$

σ_{sh} は、図 3. 2 に示すようにコンクリート断面の重心位置と全鉄筋の重心位置との距離 e を考慮して下式のように計算する。

$$\sigma_{sh} = P_{sh}/A_c + P_{sh} \cdot e/Z = P_{sh}/A_c (1 + A_c e/Z) \quad (3.5)$$

$$P_{sh} = \frac{E_s A_s (\gamma + 1) A_c \varepsilon_{sh}}{n A_s (\gamma + 1) (1 + \psi) + A_c} \quad (3.6)$$

$$e = g - H/2 \quad (3.7)$$

ここに、 σ_B : コンクリート圧縮強度、 Z : 断面係数、 P_{sh} : 乾燥収縮ひずみにより生じる鉄筋の圧縮応力、 ε_{sh} : 乾燥収縮ひずみ、 ϕ : クリープ係数、 γ : 複筋比、 $n : E_s/E_c$ 、 A_s : 引張鉄筋断面積、 A_c : コンクリート全断面積、 g : 圧縮縁から全鉄筋重心位置までの距離、 H : スラブ厚さ

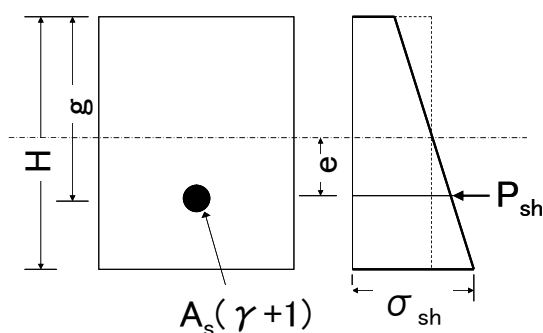


図 3. 2 乾燥収縮による鉄筋拘束応力

(4) ひび割れを考慮する方法

ひび割れ発生領域については、その剛性を鉄筋とコンクリート間の付着特性を考慮して求めることとする。鉄筋とコンクリート間の付着特性は、両者間の付着クリープ特性を考慮した付着解析により求めた長期曲げひび割れ幅算定式^{3,6)}におけるひび割れ間コンクリートの拘束作用を用いて評価する。

(5) 付着解析モデル

第 2 章に示した両端に異なる応力が作用した場合に適用できる付着解析モデルを図

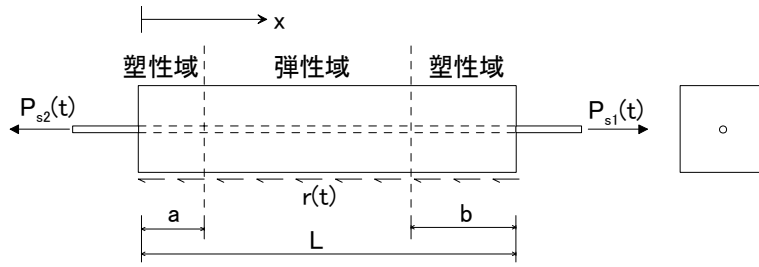


図 3. 3 付着解析モデル

3. 3に改めて示す。RC 部材引張側における2つのひび割れ間の部分を取り出したモデルとして $P_{s1}(t)=P_{s2}(t)=P_{s0}(t)$ となる両引きモデルを用いる。図 2. 3に示した τ - s 関係を改めて図 3. 4に示すが、付着解析では、(2.17)～(2.20)式により定式化した K_t 、 τ_{yt} を与えた τ - s 関係の bi-linear モデルを用いる。

(6) 抜け出し量基本式

τ - s 関係を bi-linear として評価すると、抜け出し量計算が煩雑となるため、実用的な手法として τ - s 関係が弾性域にある場合の抜け出し量 S_{eb} は以下のようなになる^{3.6)}。

$$S_{eb} = Lq(t) \left(\frac{P_{s0}(t)}{E_s A_s} + \varepsilon_{sh} \right) \quad (3.8)$$

$$q(t) = \frac{e^{\alpha(t)L/2} - e^{-\alpha(t)L/2}}{\alpha(t)L(e^{\alpha(t)L/2} + e^{-\alpha(t)L/2})} \quad (3.9)$$

$$\alpha(t) = \sqrt{\frac{1+n'p}{E_s A_s}} UK_t, \quad n' = E_s/E_t, \quad p = A_s/A_c$$

ここに、 L ：平均ひび割れ間隔、 E_s ：鉄筋のヤング係数、 U ：鉄筋の周長、 K_t ：図 3. 4に示す付着応力-すべり関係における付着剛性

$t=0$ ：単調載荷時の τ - s 関係
 $t=T$ ：持続載荷時の τ - s 関係

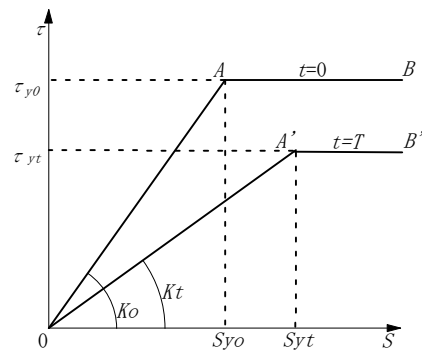


図 3. 4 τ - s 関係

(7) τ - s 関係が弾塑性両域にわたる場合の抜け出し量算定式

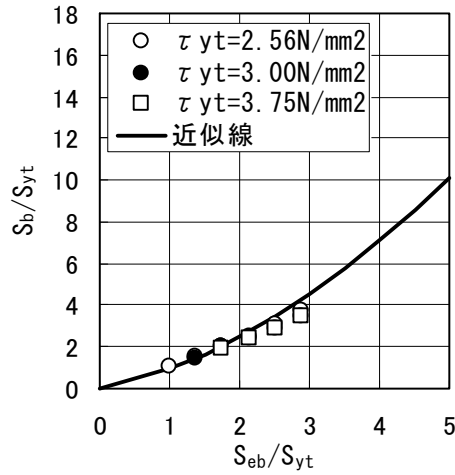
τ - s 関係が弾塑性両域にわたる場合、塑性域が長くなるに従って抜け出しの弾塑性解 S_b と弾性解 S_{eb} との差が大きくなる。 S_b と S_{eb} の関係を整理して、 S_{eb} から S_b が予測できるように修正する。弾塑性解による計算は文献^{3.10)}による。塑性化の影響を、塑性域開始時変形である図 3. 4の S_{yt} を介して評価することとし、 τ_{yt} 、 K_t 、かぶり厚さ、 L を要因として $S_b/S_{yt}-S_{eb}/S_{yt}$ 関係を図 3. 5に示す。図 3. 5(c)において L の影

響を除き両者は一定の関係にあるため、 L の関数として下式で近似できる。

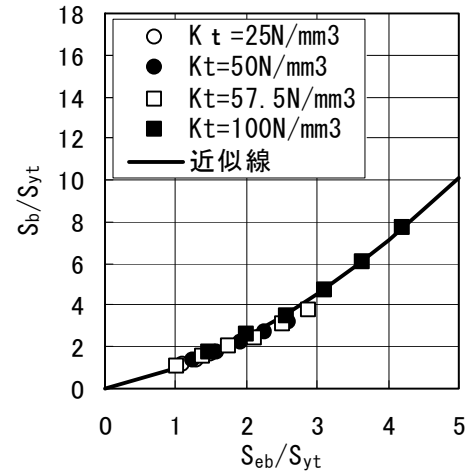
$$S_b/S_{yt} = 0.7(S_{eb}/S_{yt})^a + 0.3 \quad (3.10)$$

$$S_{yt} = \tau_{yt}/K_t \quad (3.11)$$

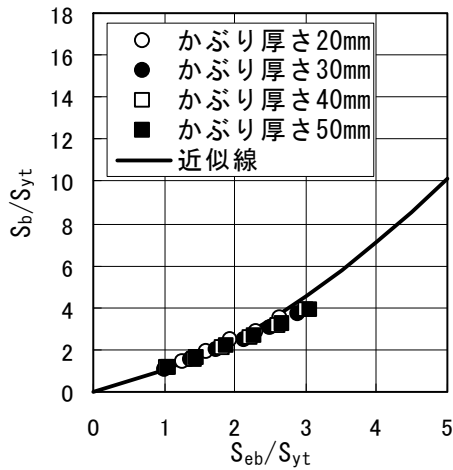
$$a = 0.004L + 1.24 \quad (3.12)$$



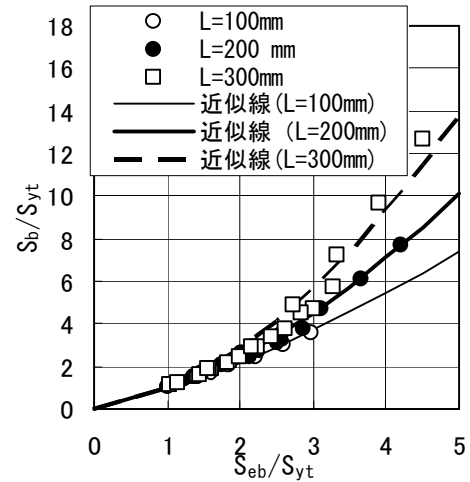
(a) τ_{yt} の影響 : $L=100\text{mm}$



(b) K_{yt} の影響 : $L=100\text{mm}$



(c) かぶり厚さの影響 : $L=100\text{mm}$



(d) L の影響

図 3. 5 $S_b/S_{yt}-S_{eb}/S_{yt}$ 関係

(8) ひび割れ領域断面 2 次モーメント I_{cr}

I_{cr} は鉄筋とコンクリート間の付着特性を考慮して求める。付着特性は、ひび割れ間コンクリートの拘束作用の程度を表す付着特性係数 $q'(t)$ を用いて評価する。 $q'(t)$ は (3.17) 式の $q(t)$ に τ - s 関係を弾塑性領域にわたる場合の影響を考慮して、下式により計算する。 $S_{eb}/S_{yb} \leq 1.0$ の場合は、 τ - s 関係が弾性域にあるため、 $q'(t)=q(t)$ とする。

$$\left. \begin{aligned} q'(t) &= q(t) & (S_{eb}/S_{yt} \leq 1.0) \\ q'(t) &= \frac{S_b}{S_{eb}} q(t) = \frac{S_{yt} \{0.7(S_e/S_{yt})^a + 0.3\}}{L(P_{s0}(t)/E_s A_s + \varepsilon_{sh})} & (S_{eb}/S_{yt} > 1.0) \end{aligned} \right\} \quad (3.13)$$

$q'(t)$ によりひび割れ間コンクリートの剛性寄与分を鉄筋断面積に置換して求めた中立軸比 x_{n1} より下式にて I_{cr} を計算する。

$$x_{n1} = n'(1/q'(t) + \gamma) p_t \left(\sqrt{1 + \frac{2(1/q'(t) + \gamma d_{c1})}{n'(1/q'(t) + \gamma)^2 p_t}} - 1 \right) \quad (3.14)$$

$$I_{cr} = \left\{ \frac{x_{n1}^3}{3} + \frac{n' p_t}{q'(t)} (1 - x_{n1})^2 + n' p_t \gamma (x_{n1} - d_{c1})^2 \right\} b d^3 \quad (3.15)$$

ここに、 p_t : 引張鉄筋比、 b : スラブ幅、 d : 有効せい、 $d_{c1} = d_c/d$ (d_c : 圧縮縁から圧縮側鉄筋図心位置までの距離)

(9) 等価断面 2 次モーメント I_e

図 3. 6 に、両端固定支持 RC スラブの曲率分布を示す。 $M/E_c I_g$ で与えられる①の

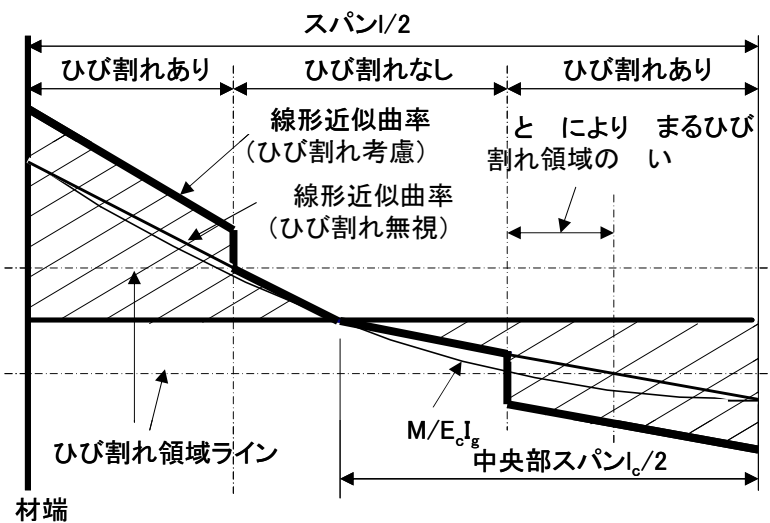


図 3. 6 曲率分布

曲率分布に対して、②のように端部および中央部でそれぞれ曲率の最大値が同じになるように線形近似する。中央部では①と②により決まるひび割れ領域の大きさの違いを考慮して、③のようにひび割れを考慮した曲率分布を仮定する。③の曲率分布からモールの定理により I_e （端部 I_{e1} 、中央部 I_{e2} ）を定式化すると下式ようになる。

$$I_{e1} = 1 / \left[\frac{1}{I_g} \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 + \frac{1}{I_{cr}} \left(1 - \frac{M_{cr}}{M_a} \right) \left\{ \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^2 + \frac{M_{cr}}{M_a} + 1 \right\} \right] \quad (3.16)$$

$$I_{e2} = 1 / \left\{ \frac{1}{I_g} \left(1 - \sqrt{1 - \frac{M_{cr}}{M_a}} \right)^3 + \frac{1}{I_{cr}} \sqrt{1 - \frac{M_{cr}}{M_a}} \left(4 - \frac{M_{cr}}{M_a} - 3 \sqrt{1 - \frac{M_{cr}}{M_a}} \right) \right\} \quad (3.17)$$

(3.16)、(3.17)式を下式により近似する。

$$I_{e1} = \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^4 I_g + \left\{ 1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^4 \right\} I_{cr} \quad (3.18)$$

$$I_{e2} = \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^{15} I_g + \left\{ 1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^{15} \right\} I_{cr} \quad (3.19)$$

(3.18)、(3.19)式は、 I_e 算定の実用的な手法であるACIコード318-83^{3.7)}による算定式（ACI式）を修正したものである。図3. 7は I_e/I_g と M_{cr}/M_a の関係を示したものであるが、(3.18)、(3.19)式は(3.16)、(3.17)式に対して実用上十分な精度を持っている。

スパン全長に対する I_e は、端部と中央部における弾性たわみの全弾性たわみ δ_e に対する寄与率を考慮して求める。具体的な考え方を以下に示す。

下端曲げ引張側となる中央部のスパン l_c において生じる弾性たわみ δ_c の全弾性たわみ δ に対する割合を求めてその δ への寄与率を評価し、寄与率に対応した重み付け平均としてスパン全長に対する I_e を評価する。

図3. 8に、等分布荷重 w により生じる曲げモーメント分布を示す。 δ_c および δ は下式で計算できる。

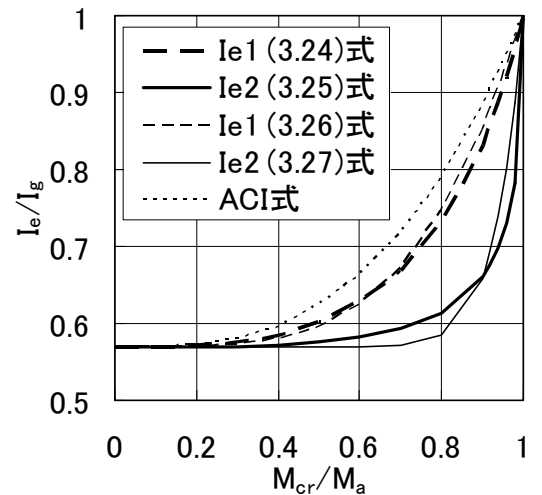


図3. 7 $I_e/I_g - M_{cr}/M_a$ 関係

$$\delta_c = 5wl_c^4 / 384EI_g \quad (3.20)$$

$$\delta = wL^4 / 384EI_g \quad (3.21)$$

端部完全固定の場合、 $l_c = 0.578L$ となるため、 δ_c を L で表現すると

$$\delta_c = 0.56wL^4 / 384EI_g = 0.56 \delta \quad (3.22)$$

となる。同様に端部固定度を 20%まで落として検討したところ、 δ_c の δ に対する割合がいずれも 60%程度であるため、スパン全長に対する I_e は、端部と中央部を 2 : 3 とする重み付け平均として下式により計算する。

$$I_e = \frac{2I_{e1} + 3I_{e2}}{5} \quad (3.23)$$

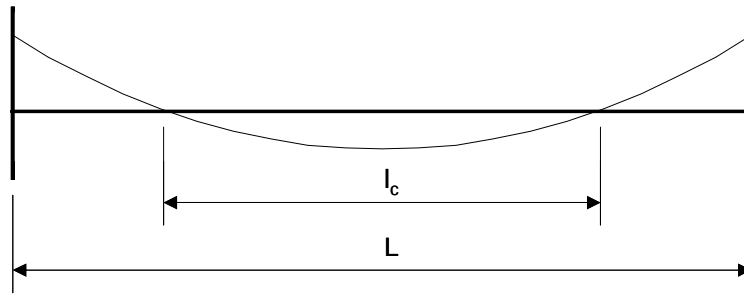


図 3. 8 曲げモーメント分布

3. 2. 4 クリープによるたわみ

クリープによる影響は、(3.24)式に示す等価ヤング係数法により考慮する。ひび割れとクリープによるたわみ倍率 $K_{cr} + K_{cp}$ は、 E_c を E_t に置き換えて(3.23)式より I_e を求め、(3.25)式により計算する。

$$E_t = \frac{E_c}{(1 + \psi)} \quad (3.24)$$

$$K_{cr} + K_{cp} = \frac{E_c I_g}{E_t I_e} = \frac{I_g}{I_e} (1 + \psi) \quad (3.25)$$

等価ヤング係数法によるたわみ評価の妥当性を確認するため、ひび割れ断面における曲率増大率の比較を行った。等価ヤング係数法で求められるひび割れ断面における曲率増大率① $I_{cr0}/I_{crt} \cdot (1 + \phi)$ を②Mean-Stress 法^{3.8)}によるクリープ解析により求めた値

と比較したのが図 3. 9 である（ここで使用した I_{cr} は (3.15) 式ではなく、ひび割れ断面での I_{cr} としてコンクリートの拘束作用を無視した (3.15) 式において $q'(t)=1.0$ としたときの値である）。①/②はほぼ 1.0 となり、等価ヤング係数法による値は、クリープ解析による値を精度よく予測できることを確認した。

ひび割れとクリープによるたわみは、下式で計算する。

$$\delta_{cr} + \delta_{cp} = (K_{cr} + K_{cp})\delta_e \quad (3.26)$$

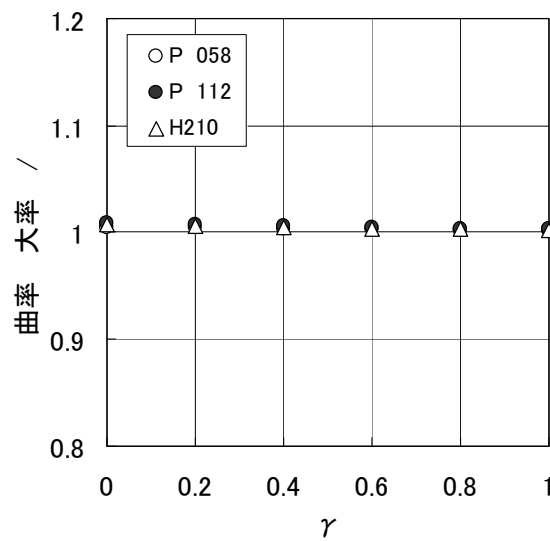


図 3. 9 曲率増大率

3. 2. 5 乾燥収縮によるたわみ

(1) たわみの計算方法

乾燥収縮によるたわみ δ_{sh} は、ひび割れの有無を考慮した等価な曲率 ϕ_{she} を用いてモールの定理により定式化する。

(2) 全断面有効領域における曲率計算

全断面有効領域の曲率 ϕ_{shg} は下式により計算する^{3.2)}。

$$\phi_{shg} = 0.5\varepsilon_{sh}b\{x_n^2 - (H - x_n)^2\}/I_g \quad (3.27)$$

(3) ひび割れ領域における曲率計算（複筋比 $\gamma=0$ の場合）

ひび割れ断面において乾燥収縮による曲率増大の傾向を調べるため、クリープ解析（Mean-Stress 法）^{3.8)}により検討した。図 3. 10 に図 3. 1 の基準モデルの端部断面において、 $\gamma=0$ 、 $\sigma_s=200\text{N/mm}^2$ 、 $\phi=3.2$ 、 $\varepsilon_{sh}=4\times 10^{-4}$ として計算したクリープ解析結果を示す。同図には乾燥収縮を考慮したひずみ①と無視したひずみ②を記載している。①から②を差し引いたひずみが、乾燥収縮による増大ひずみとなる。同図から以下の知見を得た。

- ・乾燥収縮による圧縮縁の増大ひずみは、自由収縮ひずみ ε_{sh} とほぼ同じ大きさとなっている。
- ・鉄筋ひずみは瞬時のひずみからほとんど変化していない。
- ・圧縮縁ひずみと鉄筋ひずみの和を ε_{cs} とすると、ほぼ $\varepsilon_{cs}=1.2\varepsilon_{sh}$ となる。

以上の傾向は、他の要因で検討した場合も同様であった。この結果を踏まえ、 $\gamma=0$ の場合のひび割れ断面における乾燥収縮による曲率増分 ϕ_{shcr} は下式で計算する。

$$\phi_{shcr} = \varepsilon_{cs}/d = 1.2\varepsilon_{sh}/d \quad (3.28)$$

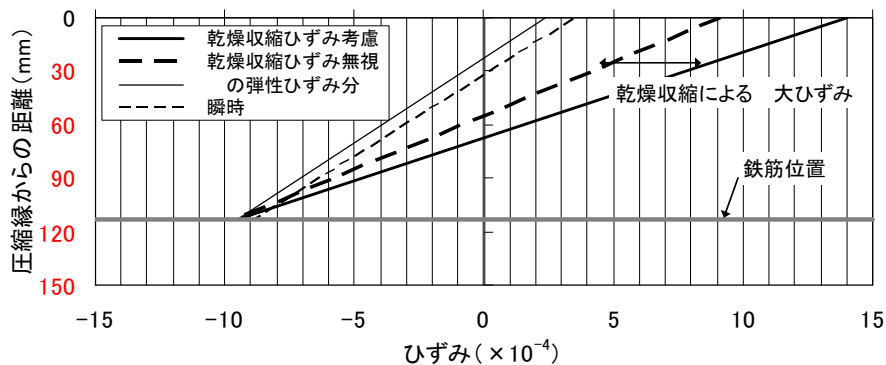


図 3. 10 ひずみ分布：基準モデル（ $\gamma=0$ 、 $\sigma_s=200\text{N/mm}^2$ ）

(4) ひび割れ領域における曲率計算（複筋比 $\gamma > 0$ の場合）

図 3. 1 1 に基準モデルの端部断面において $\sigma_s=200\text{N/mm}^2$ 、 $\varepsilon_{sh}=4 \times 10^{-4}$ とし、 γ 、 H 、 ϕ を要因として計算したクリープ解析結果を示す。圧縮鉄筋の影響で、乾燥収縮による圧縮縁コンクリートひずみが抑制されている。図 3. 1 2 は、 $\gamma=0$ のときの ε_{cs} を ε_{cs0} として、 ε_{cs} を ε_{cs0} で基準化した値と圧縮鉄筋比 γp_t との関係を表 3. 1 の H シリーズについて整理したものである。 γp_t が大きくなるほど $\varepsilon_{cs}/\varepsilon_{cs0}$ は小さくなっており、圧縮鉄筋のひずみ抑制効果が現れている。またスラブ厚さ H の大きいほど、 $\varepsilon_{cs}/\varepsilon_{cs0}$ の低下率は大きく、 H が大きいほどひずみ抑制効果が大きくなっている。

この圧縮鉄筋のひずみ抑制効果に及ぼす主な要因は、 γp_t と H の他、クリープ係数 ϕ であり、これらの要因のたわみへの影響を調べるため、表 3. 1 の解析ケースに対してクリープ解析を行った。

$H=150\text{mm}$ として $\varepsilon_{cs}/\varepsilon_{cs0}$ と γp_t との関係を ϕ 別に求めると図 3. 1 3 のようになる。両者はほぼ直線関係となり、 ϕ が大きくなるに従い右下がりの傾きが大きくなる関係にある。これを直線近似することとし、 ϕ の傾きへの影響を考慮して両者の関係を定式化すると下式のようなになる。なお、近似に当たっては、 γp_t が大きくなるに従い、右下がりの傾向が緩やかになる（ H が大きいほどこの傾向は顕著になる）ことを考慮して、近似線の傾きを最小二乗法で求めた値の 0.8 倍とした。

$$\varepsilon_{cs}/\varepsilon_{cs0} = k\gamma p_t + 1.0 = -(0.064\psi + 0.076)\gamma p_t + 1.0 \quad (3.29)$$

同様にして、 H 別に $\varepsilon_{cs}/\varepsilon_{cs0}$ - γ 関係を求め、 $H=150\text{mm}$ のときの(3.29)式における傾き k を k_{150} として、他の H （120～300mm、600mm（梁材を想定））のときの k を k_{150} で基準化した k/k_{150} を k_H として H との関係で示したのが図 3. 1 4 である。 H ごとに見ると ϕ に関係なく k_H はほぼ同じ値となっている。両者の関係は H が 300mm 付近までは右上がり、それ以上の H においては、 k_H が頭打ちとなる傾向を示している。これを下式のように近似する。

$$k_H = k/k_{150} = 0.013H - 1.04 \quad (\text{ただし } k_H \leq 2.0) \quad (3.30)$$

(3.29)、(3.30)式より ϕ と H を考慮した $\varepsilon_{cs}/\varepsilon_{cs0}$ - γp_t 関係は下式となる。

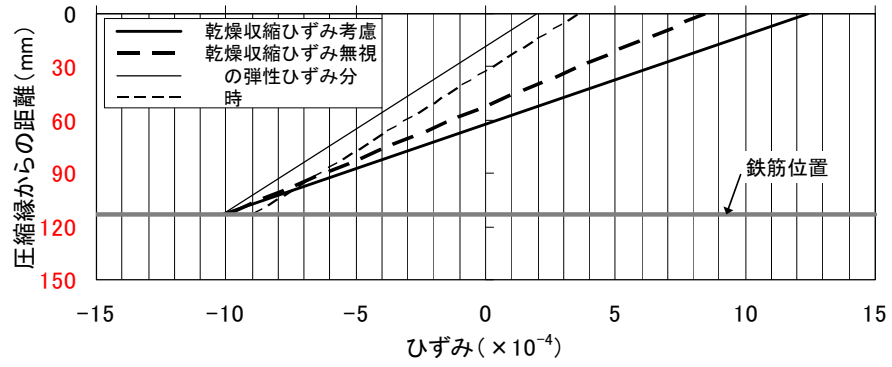
$$\varepsilon_{cs}/\varepsilon_{cs0} = -k_H(0.064\psi + 0.076)\gamma p_t + 1.0 \quad (3.31)$$

ε_{cs0} は、 $\gamma=0$ のときの検討で示したように $1.2\varepsilon_{sh}$ となるため、 $\varepsilon_{cs0}=1.2\varepsilon_{sh}$ とすると ε_{cs} は下式となる。

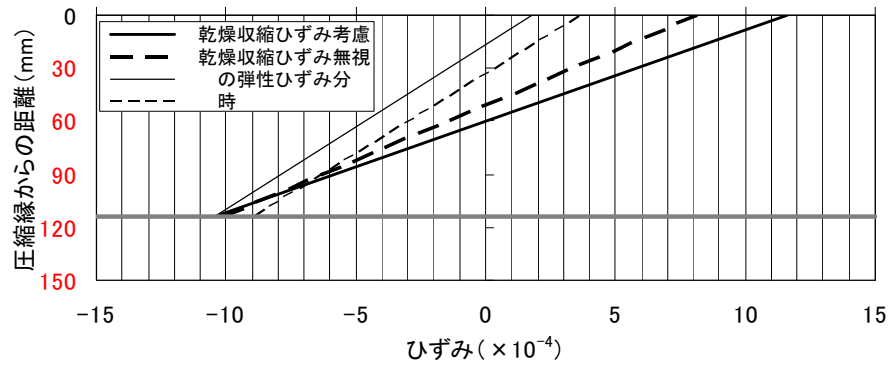
$$\varepsilon_{cs} = 1.2\varepsilon_{sh} \{ -k_H(0.064\psi + 0.076)\gamma p_t + 1.0 \} \quad (3.32)$$

以上から、任意の γ におけるひび割れ断面での乾燥収縮による曲率増分 ϕ_{shcr} は下式で計算する。

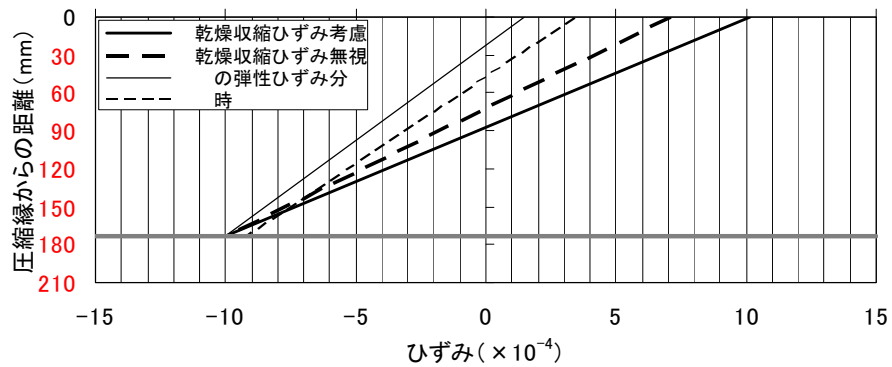
$$\phi_{shcr} = \varepsilon_{cs}/d = \{-k_H(0.077\psi + 0.091)p_t + 1.2\}\varepsilon_{sh}/d \quad (3.33)$$



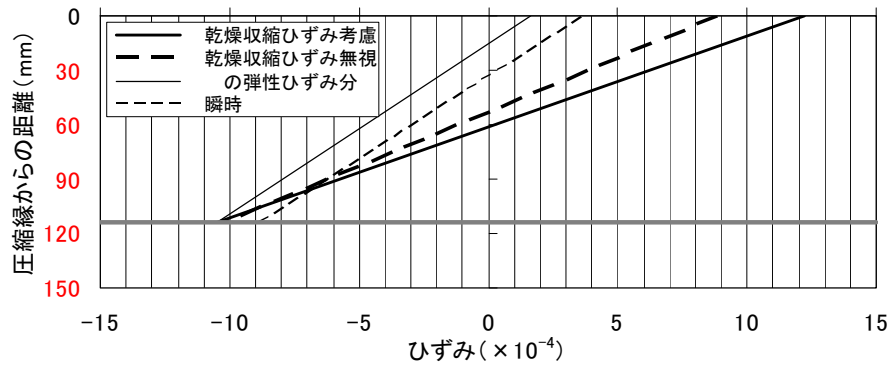
(a) $\gamma=0.6$ 、 $\sigma_s=200\text{N/mm}^2$



(b) $\gamma=0.6$ 、 $\sigma_s=200\text{N/mm}^2$



(c) $\gamma=1.0$ 、 $\sigma_s=200\text{N/mm}^2$ 、 $H=210\text{mm}$



(d) $\gamma=1.0$ 、 $\sigma_s=200\text{N/mm}^2$ 、 $\psi=4.0$

図 3. 1 1 ひずみ分布 ($\gamma > 0$)

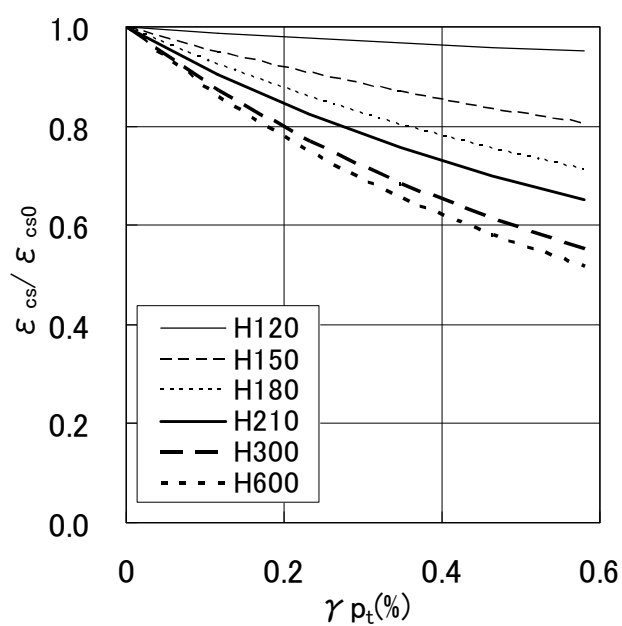


図 3. 1 2 $\epsilon_{cs}/\epsilon_{cs0}-\gamma p_t$ 関係

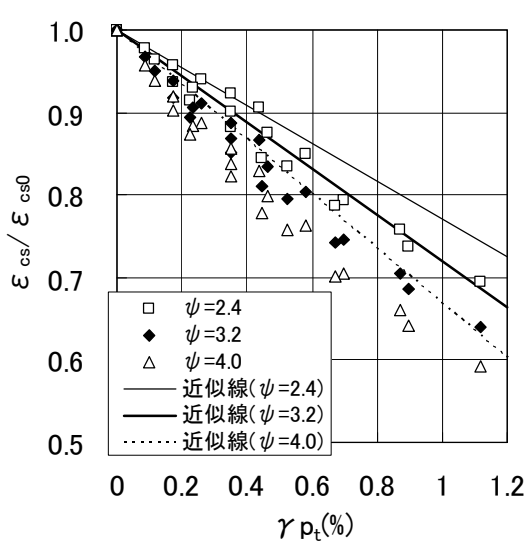


図 3. 1 3 $\epsilon_{cs}/\epsilon_{cs0}-\gamma p_t$ 関係
($H=150\text{mm}$)

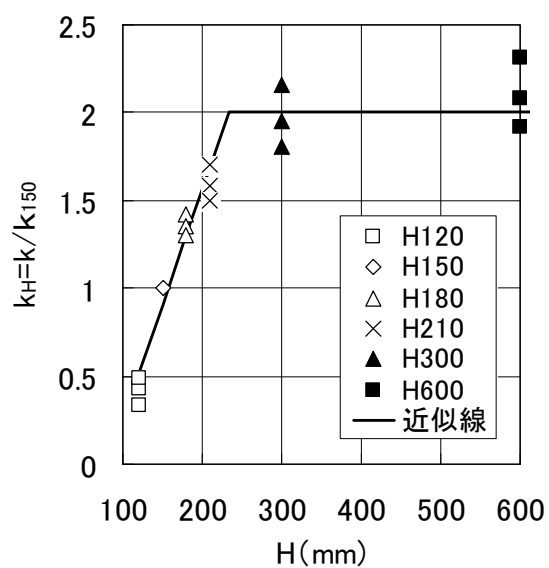


図 3. 1 4 k_H-H 関係

(5) ひび割れの影響を考慮した等価曲率計算

図3. 15に、両端固定支持 RC スラブの乾燥収縮ひずみによる曲率分布を示す。ひび割れの有無に応じて、図3. 15中の②のように曲率分布を仮定する。②の曲率分布からモールの定理により ϕ_{shg} と ϕ_{shcr} を用いて等価曲率 ϕ_{she} を計算する。端部での検討用応力は(3.3)式による M_{a1} としているが、実際は端部固定度の低下により M_{a1} より小さくなる。端部での応力を M_{a1} としてひび割れ領域を大きく評価すると、乾燥収縮によるたわみ計算に対しては過小評価することになるため、端部固定度の低下を考慮した応力に対してひび割れ領域を評価した上でたわみを計算する。図3. 16に表3. 1の解析ケースに対して繰り返し計算法で求めた端部モーメントの低下率 μ とひび割れ耐力の最大応力に対する比 M_{cr}/M_a (端部と中央部の平均値) との関係を示す。同図に示すように、 μ は M_{cr}/M_a とほぼ線形関係にあるため、これを以下のように線形近似して μ を計算する。

$$\left. \begin{aligned} \mu &= 1.0 & (M_{cr}/M_a < 0.4) \\ \mu &= -0.33(M_{cr}/M_a) + 1.132 & (0.4 \leq M_{cr}/M_a \leq 1.0) \end{aligned} \right\} \quad (3.34)$$

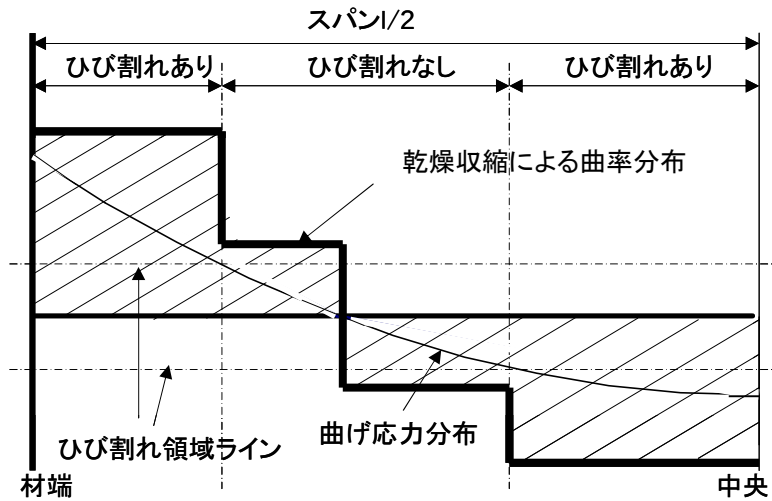


図3. 15 曲率分布

ϕ_{she} (端部 ϕ_{she1} 、中央部 ϕ_{she2}) は下式で計算する。

$$\phi_{she1} = \left(\frac{M_{cr}}{\mu M_a} \right)^2 \phi_{shg} + \left\{ 1 - \left(\frac{M_{cr}}{\mu M_a} \right)^2 \right\} \phi_{shcr} \quad (3.35)$$

$$\phi_{she2} = \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^2 \phi_{shg} + \left\{ 1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^2 \right\} \phi_{shcr} \quad (3.36)$$

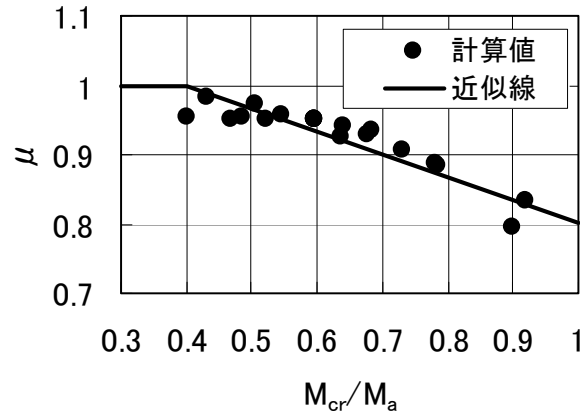


図 3. 1 6 端部モーメント低下率 μ

(6) 乾燥収縮によるたわみ

乾燥収縮によるたわみは ϕ_{she} と μ を用いて下式で計算する。ただし、特に中央部にひび割れが発生せず $\gamma=1$ の場合で中央部の曲率が 0 となる場合に、計算上 δ_{sh} が負の値となることもあるが、この場合は安全側に $\delta_{sh}=0$ とする。

$$\delta_{sh} = \frac{1}{8} \left\{ \sqrt{1 - \frac{2}{3}\mu} \left(2 - \sqrt{1 - \frac{2}{3}\mu} \right) \phi_{she2} - \left(1 - \sqrt{1 - \frac{2}{3}\mu} \right)^2 \phi_{she1} \right\} l^2 \quad (\text{ただし、} \delta_{sh} \geq 0) \quad (3.37)$$

3. 2. 6 端部筋の抜け出しによるたわみ

(1) たわみの計算方法

端部筋の抜け出しによるたわみ δ_s は、端部筋の抜け出し量 S_o による回転角 θ により生じるたわみとして計算する。端部筋の抜け出しは、付着解析により定式化する。

(2) 付着解析モデル

付着解析モデルは、対象とする接合部に応じて両引きモデルあるいは片引きモデルとするが、片引きモデルで計算すれば両引きモデルも含めて安全側に評価できる検討結果^{3.3)}を踏まえ、片引きモデルを用いる。

(3) 端部筋の抜け出し量算定の基本式

片引きモデルは、図 3. 3 に示す両端に異なる応力が作用した場合に適用できるモデルに対して、以下の境界条件を与えて適用する^{3.10)}。

$$P_{s2}(t) = 0, \quad P_{s1}(t) = P_{s0}(t) \text{ および } r(t) = P_{s0}(t)/L$$

3. 2. 3 節と同様に実用性を考慮して、 τ - s 関係が弾性域にある場合の抜け出し量 S_{eo} を求めると以下ようになる。

$$S_{eo} = \frac{e^{\alpha(t)L} - e^{-\alpha(t)L}}{\alpha(t)(e^{\alpha(t)L} + e^{-\alpha(t)L})} \left\{ \frac{P_{s0}(t)}{E_s A_s} + \varepsilon_{sh} + \frac{\beta(e^{\alpha(t)L} + e^{-\alpha(t)L} - 2)}{\alpha(t)(e^{\alpha(t)L} + e^{-\alpha(t)L})} \right\} \quad (3.38)$$

ここに、 $\beta = r(t)/E_t A_c$

(4) 端部筋の定着長さの影響

片引きモデルで抜け出し量を評価する場合、鉄筋とコンクリート間の付着応力と荷重との釣合いから決定される定着長さにより抜け出し量が決まるため、抜け出し量を評価するに当たっては定着長さの影響を考慮する必要がある。

定着長さの影響を調べるため、弾性解 S_{eo} と定着長さ L との関係を整理したのが図 3. 17、図 3. 18 である。 S_{eo} は $L \leq 150\text{mm}$ の範囲では、 L と比例関係にあるが、 $L > 150\text{mm}$ においてはほぼ一定値を示し、 L の影響が小さくなっている。

図 3. 19 に S_{eo} と σ_s の関係を示す。同図には、 L を付着解析（弾塑性解）により求めた場合と L を一定値（ここでは定着長さの標準値として $L=35d$ （ d ：鉄筋径）とする）とした場合とを比較して示した。同図に示した S_{eo} - L 関係において、 L が小さい範囲で L の影響が大きいことを反映して $\sigma_s < 100\text{N/mm}^2$ の定着長さの短い範囲では、 $L=35d$ とした場合の S_{eo} の方が大きくなっているが、 $\sigma_s \geq 100\text{N/mm}^2$ では、 L の影響も小さく両者はほぼ一致している。以上から S_{eo} に及ぼす L の影響は小さく、 L を一定値として評価する。

$L=10d$ として S_{eo} - σ_s 関係を求めた結果を図 3. 20 に示す。 $L=10d$ とした場合でも、 S_{eo} は概ね良好に評価できているが、 S_{eo} - L 関係との関連による各応力時の L の違いにより、 $L=10d$ とした場合は、特に鉄筋径の大きい場合に $\sigma_s > 150\text{N/mm}^2$ で S_{eo} を過大評価する傾向にあるため、 L としてはより S_{eo} を精度よく評価できる $35d$ とする。

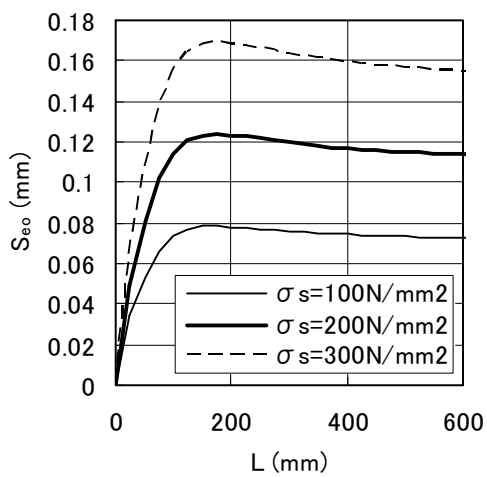


図 3. 1 7 S_{eo} - L 関係 (σ_s の影響)

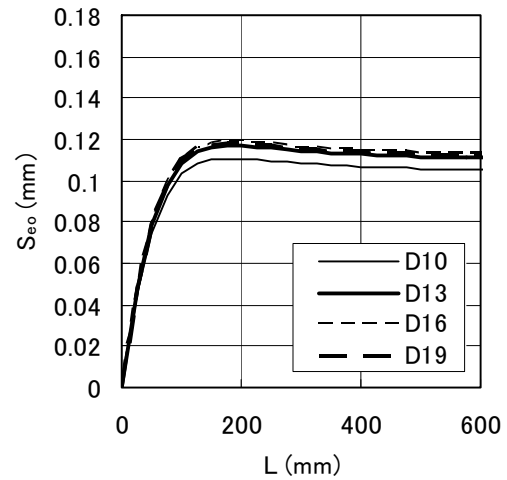


図 3. 1 8 S_{eo} - L 関係 (鉄筋径の影響)

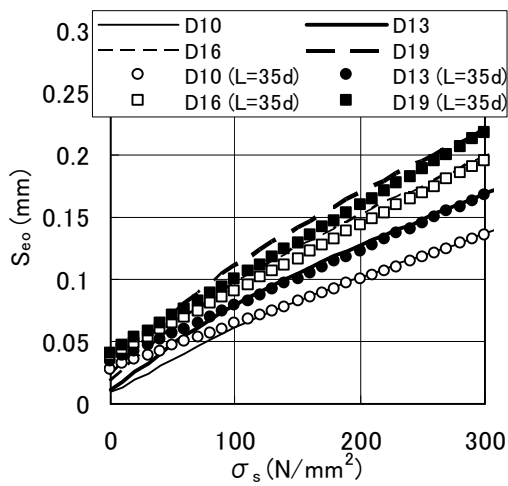


図 3. 1 9 S_{eo} - σ_s 関係 (鉄筋径の影響)

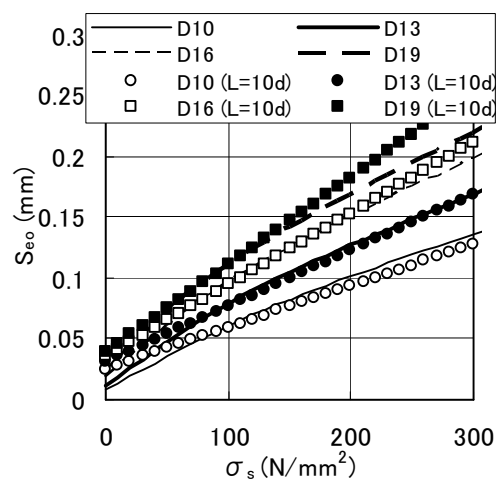


図 3. 2 0 S_{eo} - σ_s 関係 ($L=10d$ との比較)

(5) τ - s 関係が弾塑性両域にわたる場合の抜け出し量算定式

τ - s 関係が弾塑性両域にわたる場合、塑性域が長くなるに従って抜け出しの弾塑性解 S_o と弾性解 S_{eo} との差が大きくなることを 3.2.3 節と同様に検討する。塑性化の影響を、塑性域開始時変形である図 3.4 の S_{yt} を介して評価することとし、 τ_{yt} 、 K_t 、かぶり厚さを要因として S_o/S_{yt} - S_{eo}/S_{yt} 関係を図 3.21～図 3.23 に示す。図 3.23 においてかぶり厚さの影響が若干見られるものの、両者は一定の関係にあり下式で近似できる。

$$S_o/S_{yt} = 0.7(S_{eo}/S_{yt})^2 + 0.3 \quad (3.39)$$

$$S_{yt} = \tau_{yt}/K_t \quad (3.40)$$

(3.39)式より、 S_{eo} 、 S_{yt} を与えれば S_o が求められる。また、 $S_{eo}/S_y \leq 1.0$ の場合は、 τ - s 関係の弾性域にあるため、 $S_o=S_{eo}$ とする。

$$\left. \begin{array}{ll} S_o = S_{eo} & (S_{eo}/S_{yt} \leq 1.0) \\ S_o = \{0.7(S_{eo}/S_{yt})^2 + 0.3\}S_{yt} & (S_{eo}/S_{yt} > 1.0) \end{array} \right\} \quad (3.41)$$

(6) 端部筋の抜け出しによるたわみ

抜け出し量 S_o から回転角 θ を求め、端部筋の抜け出しによるたわみ δ_s を下式により計算する。

$$\delta_s = \theta \cdot l/4 = S_o l / \{4d(1 - x_{n1})\} \quad (3.42)$$

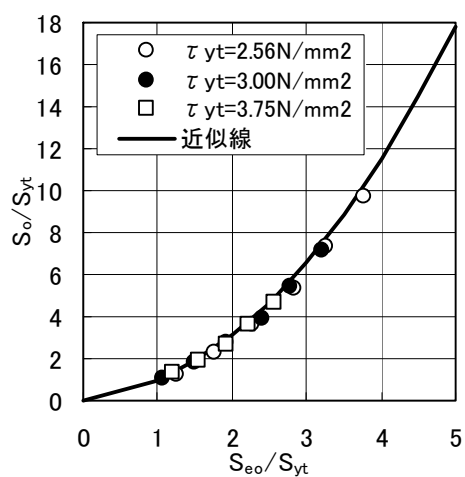


図 3. 2.1 $S_o/S_{yt}-S_{eo}/S_{yt}$ 関係
(τ_{yt} の影響)

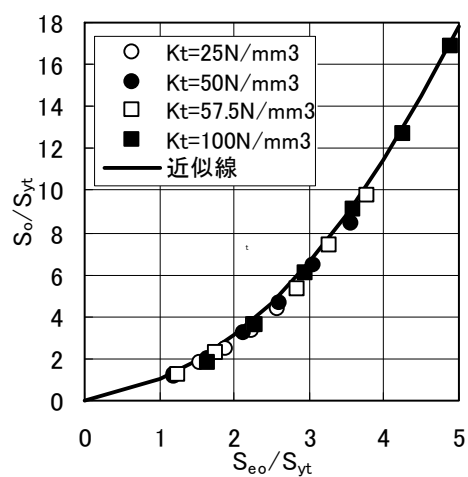


図 3. 2.2 $S_o/S_{yt}-S_{eo}/S_{yt}$ 関係
(K_{yt} の影響)

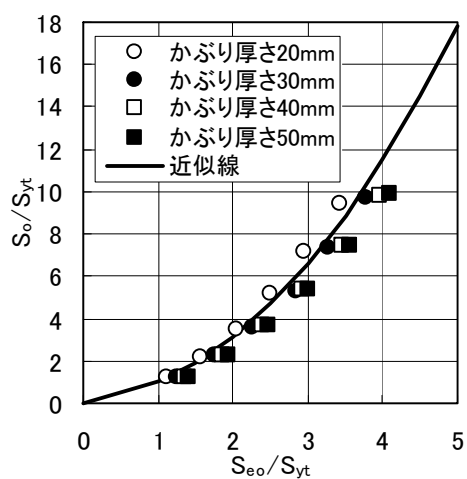


図 3. 2.3 $S_o/S_{yt}-S_{eo}/S_{yt}$ 関係
(かぶり厚さの影響)

3. 3 繰り返し計算法との比較による適合性の検討

3. 3. 1 各要因によるたわみの比較

実用計算法により求めた長期たわみを繰り返し計算法による精算値と比較し、その適合性を検討する。比較対象は表 3. 1 に示す解析ケースである。

図 3. 24 に $\delta_{cr} + \delta_{cp}$ の比較結果を示す。実用計算法による値は繰り返し計算法による精算値に対してほぼ 0～-20%の精度で安全側に予測できている。

図 3. 25 に δ_{sh} の比較結果を示す。全体としては繰り返し計算法による精算値を精度よく安全側に評価しているが、一部適合性のよくない場合もある。特に応力が小さく、たわみの小さい部材が小さめに評価されている。これは、応力が小さい部材はひび割れ領域も小さく、ひび割れ領域が小さいとひび割れの影響が大きいのが一因である。

図 3. 26 に δ_s の比較結果を示す。同図には、 σ_s を繰り返し計算法による値とした場合と、(3.3)式の M_{a1} より求めた値を記載している。 σ_s を繰り返し計算法とした場合は、両者はよく一致している。 M_{a1} より求めた場合は、固定度の低下を考慮していない分 σ_s が繰り返し計算法に比べて大きくなるが、 δ_s は若干大きくなっている程度であり、ほぼ±10%の精度で予測できている。

3. 3. 2 全たわみの比較

表 3. 1 の解析ケースに対して、全たわみの比較を行った。図 3. 27 に全たわみの比較結果を示す。実用計算法では、応力分布を簡便に安全側に与えているが、その計算値は繰り返し計算法による精算値に対してほぼ 0～-20%の精度で安全側に予測できている。

3. 4 既往の実験結果との比較による適合性の検討

既往の実験結果^{3.11)～3.17)}を用いて、実用計算法の適合性を検討する。

表 3. 2 に RC スラブの長期たわみ実験結果と、実用計算法による計算値を示す。クリープ係数、乾燥収縮ひずみは報告されている実測値を使用し、報告されていない場合は CEB-FIP 国際指針^{3.18)}の方法により算出した。小森 S1-A の実験値が大きくなっている。ほぼ同じ条件の S1-B は、端部筋が降伏しており、むしろ S1-A よりたわみが大きくなるはずであるが、理由は不明である。

図 3. 28 に S1-A を除く長期たわみの計算値と実験値の比較を示す。実用計算法による計算値は実験値に対してほぼ+10～-30%の設計実務上問題のない精度で安全側に予測されており、本計算法の適合性を確認できた。

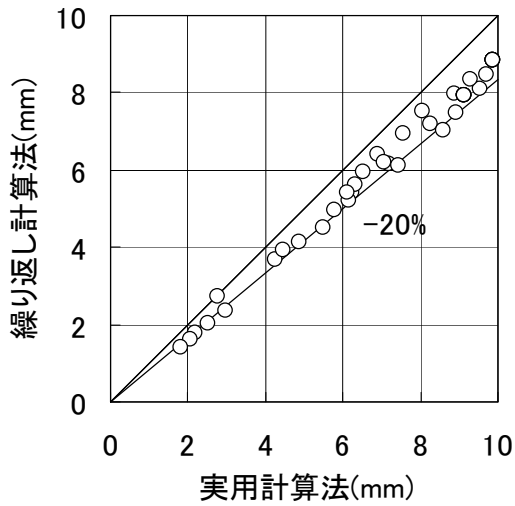


図 3. 2 4 $\delta_{cr} + \delta_{cp}$ の比較

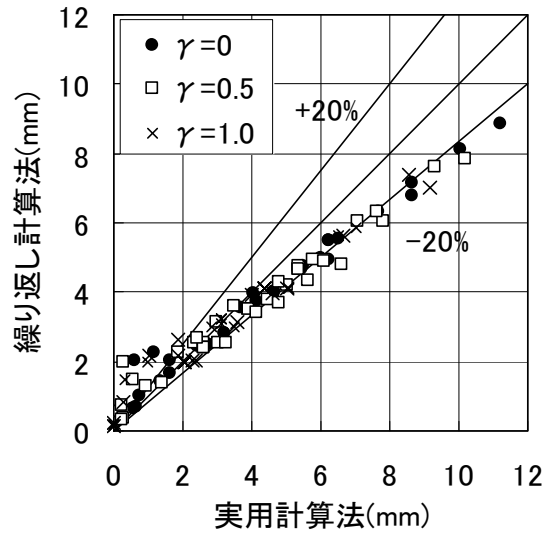


図 3. 2 5 δ_{sh} の比較

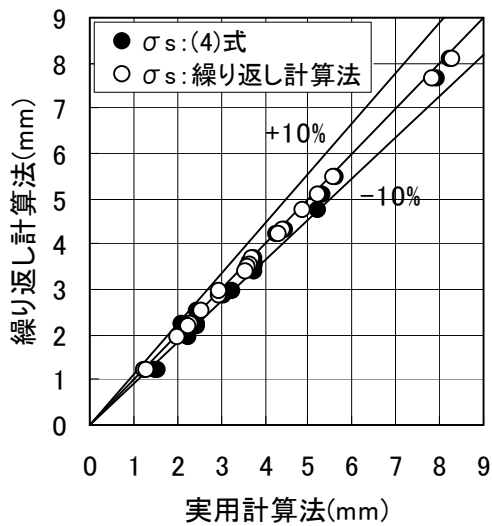


図 3. 2 6 δ_s の比較

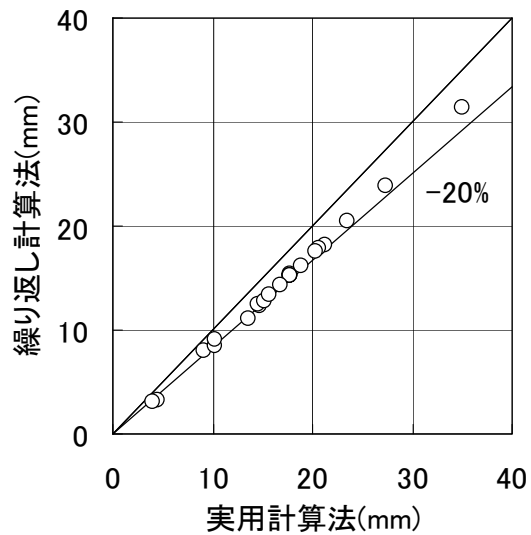


図 3. 2 7 全たわみの比較

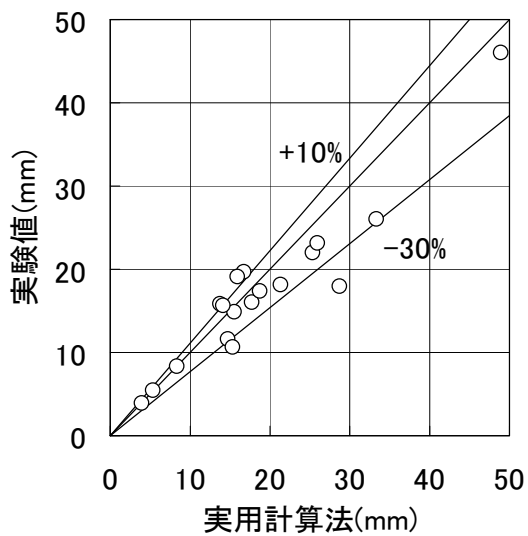


図 3. 2 8 既往の実験結果との比較

表3. 2 既往のRCスラブ長期たわみ実験結果との比較

研究者	試験体 名称	断面寸法 (mm)	スパン (m)	かぶり (mm)	鉄筋量 (mm ²)		圧縮強度 (N/mm ²)	コンクリート			荷重 (kN/m)	加力材齢 (日)	実験値 測定材齢 (日)	長期たわみ					②/①
					端部	中央部		ヤング係数 (N/mm ²)	クリープ 係数	収縮ひずみ (×10 ⁻⁶)				計算値(mm)					
														①実験値 (mm)	本計算法				
															δ _G +δ _{tp}	δ _{sh}	δ _s	②δ _i	
松崎 ^{3.11)}	A-1	1000x120	3.8	25	499	0	16.5	18100	3.72	500	5.65	21	365	16.0	8.56	6.04	3.18	17.78	1.11
	A-2	1000x120	3.8	25	357	357	16.5	18100	3.72	500	4.59	21	365	11.6	6.81	5.55	2.45	14.81	1.28
				25	499	0													
	A-3	1000x120	3.8	25	499	0	16.5	18100	3.72	500	2.82	21	365	8.2	3.47	3.46	1.43	8.36	1.02
	SN-1	450x137	3.6	37	214	0	20	22800	4.45	503	4.22	30	600	17.4	8.50	5.19	5.17	18.87	1.08
				32	214	214													
岩原 ^{3.12)}	SN-3	450x135	3.6	15	214	0	20	22800	4.6	520	4.21	30	900	15.7	6.72	5.60	1.44	13.76	0.88
	SN-4	450x133	3.6	53	214	0	20	22800	4.6	520	4.19	30	900	17.8	11.08	5.64	12.03	28.76	1.62
				32	214	214													
	S-3	400x120	3.6	25	143	0	21.7	22800	3.14	317	1.69	3	112	5.46	2.63	1.22	1.62	5.48	1.00
	S-5	400x120	3.6	25	143	0	21.7	22800	1.68	272	1.69	28	112	3.92	1.77	0.69	1.56	4.02	1.03
				25	143	143													
山本 ^{3.13)}	S-6	400x130	5.0	25	254	0	21.7	22800	3.11	232	1.84	3	112	19.62	9.85	4.61	2.34	16.80	0.86
	S-7	400x130	5.0	25	254	0	21.7	15900	1.67	199	1.84	28	112	14.78	9.64	3.78	2.25	15.67	1.06
				25	254	254													
小森 ^{3.14)}	S1-A	250x100	5.0	30	54.7	0	20.1	15887	2.0	345	0.59	56	90	63.0	29.71	6.10	13.88	49.68	0.79
	S1-B	250x100	5.0	30	57	0	20.1	15887	2.0	345	0.59	56	90	46.0	29.06	6.22	13.62	48.91	1.06
				30	0	57													
小柳 ^{3.15)}	No.1	500x120	3.08	30	214	0	18.5	19515	3.53	560	4.20	56	2200	15.5	5.52	5.03	3.58	14.13	0.91
	No.2	500x120	3.08	30	214	0	13.8	13729	3.53	560	4.20	56	2200	19.0	6.37	5.42	4.23	16.02	0.84
				30	214	214													
	No.1	750x200	6.0	30	635	254	19.9	17946	2.63	600	6.18	20	365	22.0	10.50	10.68	4.29	25.47	1.16
	No.2	750x160	6.0	30	889	381	19.9	17946	2.63	600	5.24	20	365	26.0	13.68	14.40	5.30	33.38	1.28
				30	381	889													
小倉 ^{3.16)}	No.3	750x200	6.0	30	995	398	19.9	17946	2.63	600	6.18	20	365	18.0	7.62	10.75	2.99	21.36	1.19
	No.4	750x200	6.0	30	398	995	17.8	18829	2.63	600	6.18	20	365	23.0	10.52	10.87	4.68	26.07	1.13
				30	635	254													
岡田 ^{3.17)}	B-2	1000x190	5.25	35	889	0	22.2	22163	3.0	500	6.43	26	262	10.5	5.86	7.31	2.18	15.34	1.46
				35	635	705													

3. 5 まとめ

付着クリープ特性に基づく実用的な RC 一方向スラブの長期たわみ計算法を提案した。その特徴をまとめると以下のようになる。

- (1) 長期たわみは、ひび割れ、クリープ、乾燥収縮および端部筋の抜け出しによるたわみの増大の和として計算する。
- (2) ひび割れのたわみへの影響は、ひび割れ間コンクリートの拘束効果を考慮した等価断面 2 次モーメント I_e で評価する。 I_e の算出には付着クリープを考慮している。
- (3) クリープのたわみへの影響は、等価ヤング係数で評価する。
- (4) 乾燥収縮のたわみへの影響に関して、ひび割れ断面における圧縮側のコンクリートひずみの収縮および引張鉄筋ひずみの増加による曲率の増大を定式化した。
- (5) 端部筋の抜け出しは、付着解析により固定支持部における端部筋とコンクリート間の付着クリープを考慮して定式化した。
- (6) 繰り返し計算法および既往の長期たわみ実験結果との比較により、実用計算法による計算値は、繰り返し計算法による計算値に対してほぼ 0~20%、実験値に対してほぼ+10~-30%の精度を有していることを確認し、設計実務上問題のない精度で安全側に予測できることを示した。

【参考文献】

- 3.1) 平成 12 年建設省告示第 1459 号第 2
- 3.2) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説 1999
- 3.3) 岩田樹美、李 振宝、大野義照：端部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算定、日本建築学会構造系論文集、第 510 号、pp.145-152、1998.8
- 3.4) 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、pp.145-152、2000.6
- 3.5) 小田康弘：乾燥収縮ひずみを三角形分布と仮定した長期たわみ算定法の提案、日本建築学会構造系論文集、第 595 号、pp.93-100、2005.9
- 3.6) 李 振宝、大野義照、馬 華：鉄筋コンクリート部材の長期曲げひび割れ幅算定法、日本建築学会構造系論文集、第 565 号、pp.103-110、2003.3
- 3.7) ACI Committee 318 : Building Code Requirements for Reinforced Concrete (ACI 318-83) 1984
- 3.8) H.Rusch、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
- 3.9) 大野義照、李 振宝、鈴木計夫：持続荷重下における異形鉄筋とコンクリート間の付着応力－すべり関係、日本建築学会構造系論文集、第 459 号、pp.111-120、1994.5
- 3.10) 大野義照、李 振宝、鈴木計夫：持続荷重下における端部鉄筋の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集、第 467 号、pp.111-120、1995.1
- 3.11) 松崎育弘、畑中 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実験的研究（その 1）、鹿島建設技術研究所年報、第 27 号、pp.63-68、1979.6
- 3.12) 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、Vol.9、No.2、pp.615-620、1987.6
- 3.13) 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、東急建設技術研究所報、No.8、pp.85-92、1982
- 3.14) 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）、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造系Ⅱ－Ⅱ、pp.1039-1040、1975.10
- 3.15) 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、コンクリート工学論文、Vol.21、pp.115-124、1983.9
- 3.16) 小倉桂治、高山正春他：RC スラブ長期たわみ性状に関する研究（その 1）～（その 4）、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.1497-1500、1978.9、pp.1445-1448、1980.9
- 3.17) 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、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.1441-1442、1980.9
- 3.18) CEB-FIP Model Code for concrete structure、1970

第4章 長期たわみ計算法の適用範囲の拡大

ー長大スパンPRCスラブ、二方向スラブ、および片持ちスラブー

4. 1 はじめに

第3章において、設計実務を考慮して簡便な計算法としつつ、実用上問題のない予測精度を持つ、RCスラブの実用的な長期たわみ計算法を提案した。この計算法において対象としているスラブは、両端固定一方向RCスラブであり、RCスラブとして適用されるスパンに制限があることや、スラブ部材として本来考慮すべき二方向性を考慮していないこと等、設計に適用するには適用範囲が限定されているため、これを設計実務に供せられるように適用範囲を拡大することが必要である。

近年、空間の自由度向上および施工合理化の要求から、床スラブのスパンが長大化する傾向にある。RC断面にプレストレスを導入すれば、長スパンスラブを合理的な断面として計画できる。しかし、スパンに対して断面せいを小さくすると長期たわみが問題となるため、その正確な予測なくして、長スパンスラブの設計は成し得ない。

PC規準^{4.1)}にはアンボンドPC部材の実用的な設計手法として「荷重つりあい方式」による断面設計法が記述されている。これは、アンボンド鋼材が2次曲線状に配置された場合に、設計荷重と逆向きの力を発生することによって荷重がキャンセルされることでプレストレスの影響を考慮する簡便な方法である。

スラブへのプレストレスの導入は、経済性の面から性能確保上必要なだけプレストレスを与え、ひび割れを許容したPRCスラブとして計画されることが多い。フルプレストレスで設計される場合は、ひび割れの発生がなく全断面有効として求めたたわみに荷重つりあい方式を適用することで、比較的簡単に長期たわみを計算することができる。これに対してひび割れの発生を許容するPRCスラブの場合は、ひび割れを考慮した計算が必要であるが、プレストレスにより応力を制御することを除いて、変形性状はRCスラブと同様に考えてよいものと思われる。

RCスラブの長期たわみ計算については研究が進められ、満足のいく結果が得られるようになってきているが、プレストレスを導入したスラブに対する計算法については研究も少なく、その手法は確立されていないのが現状であり、ひび割れを許容するPRCスラブの長期たわみ予測手法の確立が求められている。

一方、スラブ部材は、支持される辺の数や支持機構（固定支持、単純支持）により、種々の境界条件を持つ板構造として、自重と共に仕上げ荷重や積載荷重を支持する構造部材である。その中でも最も基本となるのは、四辺を梁で固定支持された四辺固定スラブである。四辺固定スラブの変形性状を捉えるためには、板要素として二方向性を考慮した解析が必要であるが、一方向スラブに対して展開された理論や、実験結果を準用することが多い。その理由としては、

- 1) 一方向スラブは変形機構が単純であり、数多くの実験的・解析的研究があり、既に多くの知見が得られていること

2) 実大規模の実験を必要とする場合、二方向スラブでは試験体が大きくなり過ぎ、実験スペースの確保や実験に要する経費が嵩むこと

を挙げることができる。RC 規準においても、二方向スラブに関する長期載荷実験がほとんどないこと、一方向スラブのたわみ性状は、二方向スラブのたわみ性状とほぼ同じであるとの報告から、一方向帯スラブの長期たわみ載荷実験結果を 4 辺固定床スラブの長期たわみ算定用として使用している^{4.2)}。

四辺固定スラブの弾性たわみについては、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方法があり、RC 規準^{4.2)}においては、この方法によって四辺固定スラブの弾性たわみ δ_e の略算式として、理論解析値とほぼ一致する結果を与える下式が示されている。

$$\delta_e = \frac{1}{32} \frac{\lambda^4}{1 + \lambda^4} \frac{w l_x^4}{E_c H^3} \quad (4.1)$$

ここに、 l_x : 短辺スパン、 l_y : 長辺スパン、 $\lambda = l_y/l_x$ 、 w : 床スラブの全荷重、 E_c : コンクリートのヤング係数、 H : スラブ厚さ

長期たわみの予測においては、ひび割れやクリープ・乾燥収縮等により剛性が経時的に変化するため、各方向の剛性が異なる直交異方性板としての評価が必要である。応力上支配的となる短辺方向の剛性の低下の程度が大きくなるのに対して、長辺方向は応力が小さく、剛性の低下も短辺方向に比べて小さくなるため、長辺方向への応力再配分が大きくなる分、長期たわみが小さくなると考えられる。このように、剛性の経時的な変化を評価の上、二方向性を考慮することはたわみ制御の面で有利になることから、より合理的な長期たわみ制御設計の実現が期待できる。

さらに、代表的なスラブの支持形式として、バルコニーや庇等に計画される片持ちスラブがある。片持ちスラブは不静定次数の低い構造であり、スパンに対してスラブ厚さが不足するとたわみが問題となりやすい構造であるが、その長期たわみ評価についてはこれまでほとんど研究例がなく、定量的に評価された事例は見受けられない。

本章では、以上のような背景を踏まえ、前章で示した RC スラブの長期たわみ実用計算法を、長期たわみ制御設計へと展開するため、以下に対する検討を行い、適用範囲の広い実用的な RC および PRC スラブ部材の長期たわみ計算法を提案する。

- ・ 長スパンに対応できる PRC スラブの長期たわみ計算法の提案。
- ・ 一方向スラブの長期たわみ計算法の二方向スラブへの展開。
- ・ 片持ちスラブの長期たわみ計算法の提案。

4. 2 PRCスラブの長期たわみ計算法

4. 2. 1 計算法の考え方

本計算では、中実断面の一方向スラブを対象とする。

PRC スラブの長期たわみ計算は、応力をプレストレスにより制御した RC スラブと考えて定式化する。プレストレス導入により PRC スラブは RC スラブに対して下記の影響を考慮する必要がある。

- 1) PC 鋼材を曲線配置した場合の吊り上げ力による設計荷重のキャンセル
- 2) プレストレス導入軸力によるひび割れ耐力の向上
- 3) プレストレス導入軸力によるひび割れ断面の中立軸移動による曲げ剛性の変化

PRC スラブの長期たわみ計算法は、RC スラブに上記 1) ～ 3) の要因を考慮することで定式化するものとする。

4. 2. 2 プレストレスの影響を考慮した長期たわみ計算

(1) 吊り上げ力による荷重のキャンセル

PC 規準に示されている「荷重つりあい方式」により評価する。図 4. 1 にその概念図を示す。プレストレスによる吊り上げ荷重 w_p は、下式により計算される。

$$w_p = \frac{8a}{l^2} P \quad (4.2)$$

ここに、 a : PC の鋼材ライズ、 P : PC 鋼材の緊張力

長期たわみ計算に際して、作用応力の計算時に長期荷重 w からこの吊り上げ荷重 w_p を差し引き、残りの荷重 $w-w_p$ による応力に対して長期たわみを計算する。

$$M_p = \frac{w-w_p}{w} M_a = (1-x) M_a \quad (4.3)$$

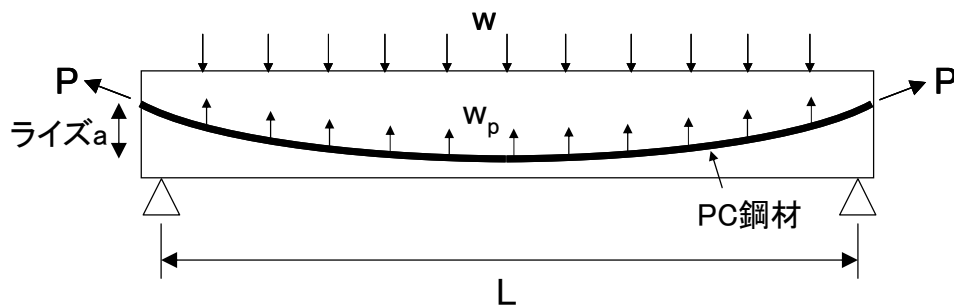


図 4. 1 吊り上げ力による荷重キャンセル

ここに、 M_p ：吊り上げ力を考慮した作用応力， x ：荷重キャンセル率（= w_p/w ）

（２）軸力を考慮したひび割れ耐力 M_{cr}

(3.4)式で示した持続応力や乾燥収縮の影響を考慮した長期曲げひび割れ耐力に、プレストレスによる平均軸力 $\sigma_g=P/A_c$ の分だけひび割れ耐力が上昇するとして M_{cr} を下式により計算する。

$$M_{cr} = (0.56\sqrt{\sigma_B} \times 0.7 - \sigma_{sh} + \sigma_g) Z \quad (4.4)$$

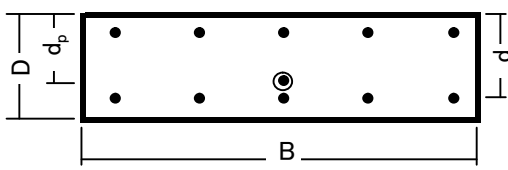
ここに、 σ_{sh} ：乾燥収縮を鉄筋が拘束することによる引張応力， Z ：断面係数

スパンが連続するスラブ等，スラブが取り付け梁・壁・柱等の拘束により，軸力導入が期待できない場合は，軸力を無視して計算する。

（３）軸力を考慮したひび割れ断面の曲げ剛性

ひび割れ断面に軸力が作用すると，中立軸位置が引張側に移動し，圧縮領域が大きくなるため曲げ剛性もその分大きくなると考えられる。軸力のひび割れ断面の曲げ剛性への影響を調べるため，表 4. 1 に示す断面に対して， σ_g を要因とするクリープ解析（Mean-Stress 法）^{4.3)}により検討した。図 4. 2 にクリープ解析による鉄筋応力 σ_s と曲げモーメント M との関係を示す。実線は $\phi = \epsilon_{sh} = 0$ とした瞬時の関係を，破線は $\phi = 3.0$ ， $\epsilon_{sh} = 4 \times 10^{-4}$ とした長期の関係を示している。本解析では，アンボンド部材を想定して PC 鋼材の応力増分を無視している。図 4. 3 には $\sigma_g = 3 \text{ N/mm}^2$ のときの圧縮側コンクリートひずみ ϵ_c の分布を示す。瞬時においては，図 4. 2 に示す様に σ_s が小さい範囲で M - σ_s 関係の傾きが大きく，すなわち曲げ剛性が大きくなっており， σ_s が大きくなるに従い傾きが小さくなっていく関係を示している。これは，図 4. 3 に示す様に σ_s が小さい程，中立軸が引張側にあるためである。これに対して長期においては，クリープと乾燥収縮ひずみの影響で，中立軸の変化が小さくなることにより，図 4. 2 において σ_g と σ_s の大きさに関わらず M - σ_s 関係はほぼ平行になっている。以上より，PRC スラブの長期たわみ計算に用いるひび割れ断面曲げ剛性の評価にあたり，長期における軸力の影響が小さいことから，実用性を重視してその影響は考慮しないこととする。

表 4. 1 断面形状

	$p_t =$	0.443 %
	$\gamma =$	1.0
	$\sigma_B =$	24 N/mm ²
	$B =$	5.556 D
	$d =$	0.797 D
	$d_p =$	0.722 D
	$E_s =$	2.05×10^5 N/mm ²
	$E_c =$	2.27×10^4 N/mm ²

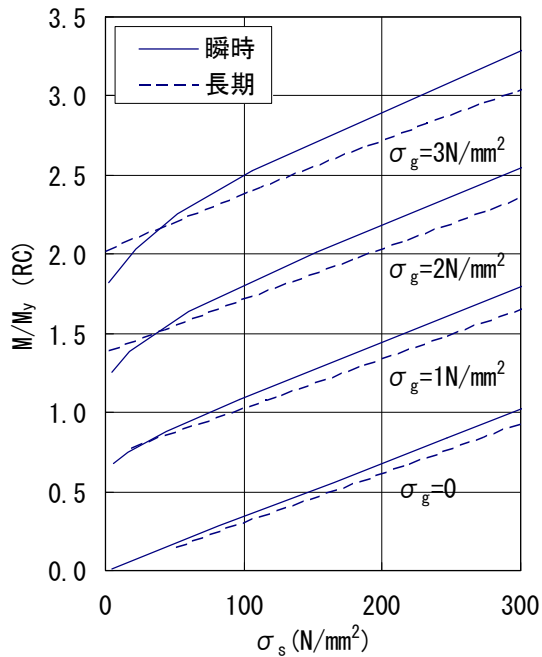


図 4. 2 $M-\sigma_s$ 関係

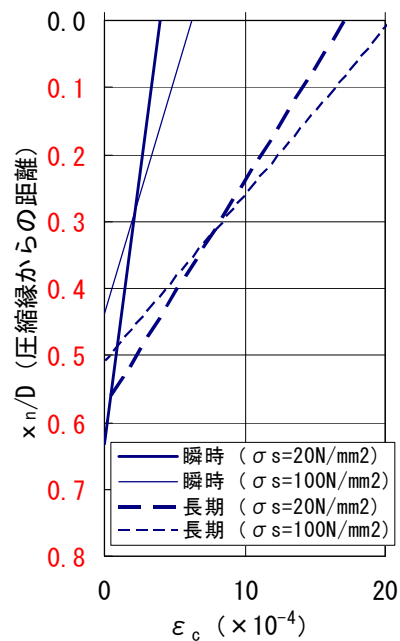


図 4. 3 ひずみ分布

4. 2. 3 既往の実験結果との比較による適合性の検討

既往の実験結果^{4.4)~4.8)}を用いて、長期たわみ計算法の適合性を検討する。

(1) 固定支持 PRC スラブ

表 4. 2 に固定支持 PRC スラブの長期たわみ実験結果と本計算法による計算値を示す。クリープ係数、乾燥収縮ひずみは報告されている実測値を使用し、報告されていない場合は CEB-FIP Model Code^{4.9)}による予測値を用いた。

図 4. 4 は、表 4. 2 に示した各試験体に対して計算値に対する実験値の比を示している。

表 4. 2 固定支持 P R Cスラブ長期たわみ実験結果との比較

試験体 No.	研究者	試験体 名称	断面寸法 (mm)	スパン (m)	かぶり (mm)	鉄筋量 (mm ²)		コンクリート			プレストレス		荷重 (kN/m)	加力材 齢 (日)	①実験 値 (mm)	長期たわみ ②計算値 (mm)				②/①
						端部	中央部	圧縮強度 (N/mm ²)	ヤング係数 (N/mm ²)	クリープ 係数	収縮ひずみ (×10 ⁻⁶)	荷重キャン セル率	平均プレス トレス (N/mm ²)			case1	case2	case3	case4	
1	松崎 ^{4,4)}	PRC-1	500x130	6.0	30	142	0	23.3	22500	2.63	472	0.63	1.97	32	8.30	14.40	13.57	8.96	8.12	1.08
2		PRC-2	500x130	6.0	30	142	0	23.3	22500	2.63	472	0.63	1.97	32	8.00	14.40	13.57	8.96	8.12	1.02
3	岡本 ^{4,5)}	PRC-1	700x250	8.0	35	995	0	17.3	20400	2.79	370	0.51	1.07	-	12.24	18.41	13.17	16.56	11.33	1.08
4		PRC-2	700x250	8.0	35	995	0	17.3	20400	2.79	370	0.34	0.75	-	12.92	23.13	19.87	20.58	17.31	1.54
5		PRC-3	700x250	8.0	35	995	0	18.6	20900	2.69	365	0.17	0.53	-	12.29	27.04	25.66	23.81	22.43	2.09
6		S1	600x250	9.0	35	355	0	27.9	24419	1.48	153	0.67	1.64	28	4.27	6.11	6.09	4.56	4.54	1.06
7	山本 ^{4,6)}	S2	600x200	9.0	35	426	0	27.9	24419	1.55	178	0.61	2.23	28	8.33	22.56	12.22	19.78	9.44	1.13
8		S3	600x200	7.2	35	284	0	27.9	24419	1.55	178	0.60	1.42	28	4.17	6.07	5.93	4.15	4.01	0.96
9		S4	600x160	7.2	35	355	0	27.9	24419	1.62	207	0.55	1.98	28	8.09	21.52	11.05	18.20	7.72	0.95
10		S5	600x160	7.2	35	355	0	27.9	24419	1.62	207	0.55	1.98	28	8.70	21.52	11.05	18.20	7.72	2.47
11	山本 ^{4,7)}	S-1	500x200	7.2	35	355	0	22.0	15298	2.47	515	0.36	0.74	29	22.36	34.08	19.42	30.80	15.08	0.87
12		S-2	500x200	7.2	35	355	0	22.0	15298	2.47	515	0.36	0.74	29	18.08	34.08	19.42	30.80	15.08	1.89

：長期たわみ計算値の採用値

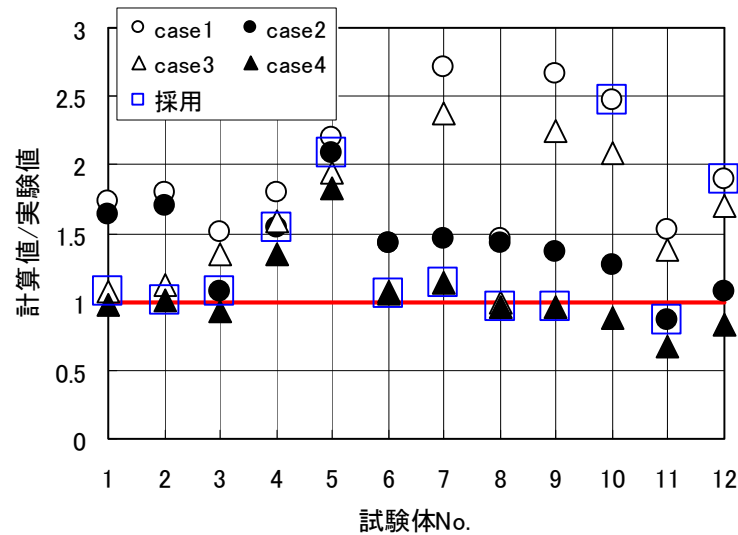


図 4. 4 長期たわみの計算値/実験値

表 4. 3 解析ケース

	吊り上げ効果	M_{cr} への軸力考慮	端部筋の抜出し
case1	○	—	○
case2	○	○	○
case3	○	—	—
case4	○	○	—

注：case1 は吊り上げ効果と端部筋の抜け出しの効果を考慮することを示す。

計算は、プレストレス導入による軸力の有無，ひび割れ発生状況を考慮して，表 4. 3 に示すケースに対して行った。

ケースにより計算値が変化しており，固定支持 PRC スラブの長期たわみに及ぼす軸力および端部筋の抜け出しの影響が大きいことを示している。

試験体 No.1 と No.2 は，端部筋の応力が大きく，抜け出し量も大きくなっていることから，端部筋の抜け出しによるたわみを考慮した場合としない場合との差が大きくなっている。

試験体 No.8～No.11 については，端部筋の抜け出しの有無によるたわみの差に加えて， M_{cr} への軸力の考慮の有無により，計算結果が大きく異なっている。これは， σ_g が $1.4 \sim 2.2 \text{ N/mm}^2$ と比較的大きく，この軸力による M_{cr} の増大により，計算上ひび割れのない状態となり，全断面有効として求めたたわみを計算しており，軸力を無視した場合にひび割れが発生しているとして求めたたわみに比べて小さくなったためである。本計算結果は，プレストレスによるひび割れ抑制が長期たわみの抑制に大きな効果のあることを示している。

図 4. 5 は，第 3 章図 3. 7 に示す M_{cr}/M_a （ひび割れ発生領域の大きさ）と I_e/I_g との関係（ I_{e1} ：端部， I_{e2} ：中央部）を再掲したものである。同図より，ひび割れ発生領

域が小さい，すなわち M_{cr}/M_a が大きい範囲では， M_{cr}/M_a に対する I_e/I_g の変化が大きくなっている。ひび割れ領域が小さい範囲では，その範囲の大きさが曲げ剛性，しいては長期たわみに及ぼす影響が大きいことを意味している。PRC 部材はプレストレスによりひび割れが制御されており，RC 部材に比べてひび割れ発生領域が小さい場合の多いことから，ひび割れ耐力の予測が PRC スラブの長期たわみ計算に対して非常に重要であることを示している。

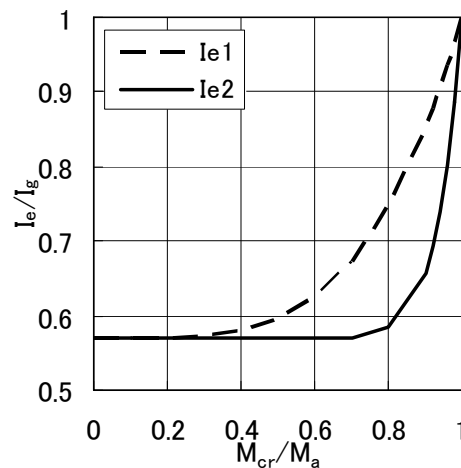


図 4. 5 $I_e/I_g-M_{cr}/M_a$ 関係

軸方向の拘束条件から M_{cr} の軸力の有無を，ひび割れ発生状況から端部筋の抜け出しの有無を文献^{4.4)~4.7)}より判断し，選定したケースの計算値をその試験体の長期たわみ計算値の採用値として表 4. 2 および図 4. 4 に示す。No.4, 5 が実験値に比べて大きくなっているのは，No.3 より荷重キャンセル率が小さいにも関わらず，実験値は No.3 とほぼ同じ値となっていることが一因である。No.10,12 については，拘束フレームにより軸力を拘束する条件で実験を行っているが，図 4. 4 に示すように，軸力を考慮した計算値は実験値に近似していることから，何らかの影響で軸力が導入され，ひび割れ領域が計算上の想定より小さくなっている可能性がある。その他の計算値については，実験値をよく捉えている。

(2) 単純支持 PRC スラブ

表 4. 4 に単純支持 PRC スラブの長期たわみ実験結果と本計算法による計算値を示す。図 4. 6 は，表 4. 4 に示した各試験体に対して計算値に対する実験値の比を示している。

計算は，プレストレス導入による軸力の有無を考慮して，表 4. 5 に示す 2 ケースの条件に対して行った。

ケースによる計算値の違いは小さい。

その理由として，単純支持の場合は端部筋の抜け出しによる影響がないこと，ひび割れ発生領域の大きさに対する曲げ剛性への影響が小さいことが挙げら

表 4. 5 解析ケース

	吊り上げ効果	M_{cr} への軸力考慮
case1	○	—
case2	○	○

れる。これは，図 4. 5 に示すように，単純支持スラブの I_e は固定支持スラブの場合の中央部の算定式 I_{e2} で評価するが， I_{e2}/I_g は本例の計算範囲である $M_{cr}/M_a \leq 0.8$ の範囲では，ほとんど変化していないことによる。しかし， $M_{cr}/M_a > 0.8$ となる場合は，4. 2. 3 (1) 節での説明と同様にひび割れ領域の影響が大きく，その予測が重要となる。

固定支持スラブと同様に、文献^{4.6)~4.8)}より選定したケースの計算値をその試験体の採用値として表4. 4および図4. 6に示す。No.1, 2の計算値が実験値に比べて大きくなっている。これは、両試験体のたわみが、キャンセル後の設計荷重が同じである RC 試験体の実験値（22.94mm）に比べてかなり小さくなっていることが一因である。その他の計算値については、実験値を概ね良好に予測できている。

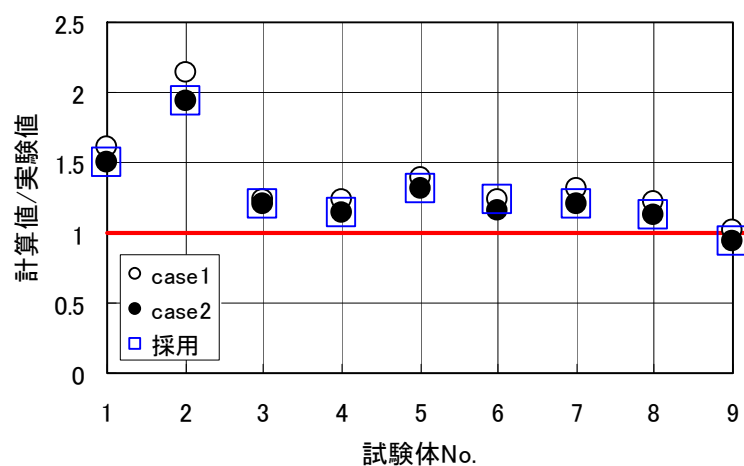


図4. 6 長期たわみの計算値/実験値

表 4. 4 単純支持 P R Cスラブ長期たわみ実験結果との比較

試験体 No.	研究者	試験体 名称	断面寸法 (mm)	スパン (m)	かぶり (mm)	鉄筋量 (mm ²)		コンクリート				ブレストレス		荷重 (kN/m)	加力材 齢 (日)	長期たわみ			
						端部	中央部	圧縮強度 (N/mm ²)	ヤング係数 (N/mm ²)	クリープ 係数	収縮ひずみ (×10 ⁻⁶)	荷重キャン セル率	平均ブレスト レス (N/mm ²)			①実験 値 (mm)	②計算値 (mm)		②/①
																	case1	case2	
1	山本 ^(4,6)	S8	600x160	4.0	35	426	0	27.9	24419	1.62	207	0.32	1.15	6.97	28	14.36	23.04	21.54	1.50
2		S9	600x160	4.0	35	284	0	27.9	24419	1.62	207	0.32	1.15	6.97	28	14.62	31.21	28.25	1.93
3		S10	600x160	4.0	35	426	0	27.9	24419	1.62	207	0.00	0.58	4.61	28	18.14	22.35	21.79	1.20
4		S11	600x160	4.0	35	426	0	27.9	24419	1.62	207	0.00	1.15	4.61	28	18.00	22.35	20.63	1.15
5	山本 ^(4,7)	S-3	350x120	3.0	25	142	0	22.0	15298	2.47	515	0.32	0.60	2.84	29	16.18	22.43	21.15	1.31
6		S-4	350x120	3.0	25	142	0	22.0	15298	2.47	515	0.32	0.60	2.84	29	18.24	22.43	21.15	0.94
7	山本 ^(4,8)	A	600x160	4.0	25	426	0	24.2	23340	1.82	234	0.32	0.98	6.78	28	15.48	20.34	18.61	1.20
8		B	600x160	4.0	25	426	0	23.5	22065	2.23	249	0.32	0.98	6.78	14	17.79	21.65	19.93	1.12
9		C	600x160	4.0	25	426	0	23.0	21771	2.44	254	0.32	0.98	6.78	10	21.94	22.21	20.50	0.93

：長期たわみ計算値の採用値

4. 3 二方向スラブの長期たわみ計算法

本節では、まず二方向スラブの長期たわみに関する既往の研究から、二方向スラブの変形特性および二方向性を考慮した長期たわみの予測手法について概観する。これらの研究成果を踏まえて、設計実務に適用可能な二方向スラブの長期たわみ計算法を提案し、既往の実験結果との比較により、その適合性を検討する。

4. 3. 1 既往の研究

小柳等^{4.10)}は、持続荷重下における剛性の変化を考慮した曲げモーメントー曲率関係を提示し、この関係を3次元ソリッド要素によるFEM解析より二方向スラブの長期たわみを求める計算法を提案している。さらに、この二方向スラブの長期たわみ計算法を一方方向帯スラブに置き換えて、一方方向スラブ実用提案式による値に補正係数 K を考慮して二方向スラブの長期たわみを予測する実用計算法にまで展開している。補正係数 K は、辺長比 λ と最大縁応力 σ_{max} の関数として下式で与えられている。

$$K = 1.20 - 0.1\lambda + 0.01(30 - \sigma_{max}) \quad (4.5)$$

但し、 $\lambda > 2.0$ のとき $\lambda = 2.0$ 、 $\sigma_{max} > 3\text{N/mm}^2$ のとき $\sigma_{max} = 3\text{N/mm}^2$ とする。

上式によると、 λ が小さく、 σ_{max} が小さい場合に、 K が大きくなる、すなわち一方方向スラブと二方向スラブのたわみの差が大きくなっている。これは先に示したように、経時的な剛性変化により、 λ が小さく、 σ_{max} が小さいほど、相対的に長辺方向の荷重分担が大きくなる分、一方方向で求めたたわみに比べて小さくなるためであり、二方向性を考慮することで、一方方向スラブに比べてたわみ制御の面で有利になることを示唆している。

杉野目等^{4.11)}は、一方方向スラブを対象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。具体的には、床スラブに曲げひび割れが生じてスパン方向の剛性分布が一樣でなくなることを、変断面の直交異方性板とみなし、Branson^{4.12)}による等価剛性法を用いて、弾性差分解析を繰り返すことで、コンクリートのひび割れと時間依存性を考慮した長期たわみを算出する方法である。本法は、二方向スラブを板構造としてモデル化することにより、二方向性を厳密に評価できる手法ではあるが、差分法による解析が必要であり、設計実務に適用するには必ずしも適したものとはなっていないようである。

山本^{4.13)}は、RC造二方向スラブの長期的な変形特性を把握するため、実大規模のRC造二方向スラブの持続載荷実験を行っている。 $\lambda = 1.0$ 、スパン 4.5m、スラブ厚さ 120mm で、スパン板厚比が 37.5 と大きな試験体に対して、材齢 2779 日まで載荷した結果、たわみの増加は初期に著しく、材齢 1 年以降はやや緩慢になったが、最終的には乾燥収縮に伴う多数のひび割れとともに、たわみも最大で弾性たわみの 28 倍となっ

たことを報告している。本研究は、スパン板厚比の大きな二方向スラブにおいて過大なたわみが発生することを実験的に確認した貴重な研究である。

4. 3. 2 一方向スラブから二方向スラブへの展開

以上のように、二方向スラブの長期たわみを予測するには、経時的な剛性変化による応力再配分を二方向性を考慮して計算する必要があるため、厳密な評価をする場合は、直交異方性板として繰り返し計算により応力分布を求めなければならないこと等、解析が煩雑となる。これに対して本節では、実用性を考慮して以下に示す方法を提案する。

- ・ 一方向スラブの長期たわみ計算法を基本とし、RC 規準の弾性たわみ計算において示されている、スラブを直交する二方向の交差する一方向スラブに置き換える方法（交差梁理論）を採用し、両方向の荷重分担率を決める方法により二方向性を考慮する。
- ・ 荷重分担率は、各方向の持続載荷による剛性を考慮した交差梁の中央のたわみが等しくなるように決定する。

4. 3. 3 計算フロー

図 4. 7 に計算フローを示す。

(i) 分担荷重 w_x 、 w_y の計算

分担荷重の初期値を、プレストレスによる吊り上げ荷重 $w_p^{4.1)}$ を考慮して、RC 規準に示されている下式により計算する ^{4.2)}。

$$w_p = 8 \left(a_x \frac{P_x}{l_x^2} + a_y \frac{P_y}{l_y^2} \right) \quad (4.6)$$

$$w_x = \frac{l_y^4}{l_x^4 + l_y^4} (1-x) w \quad (4.7)$$

$$w_y = \frac{l_x^4}{l_x^4 + l_y^4} (1-x) w \quad (4.8)$$

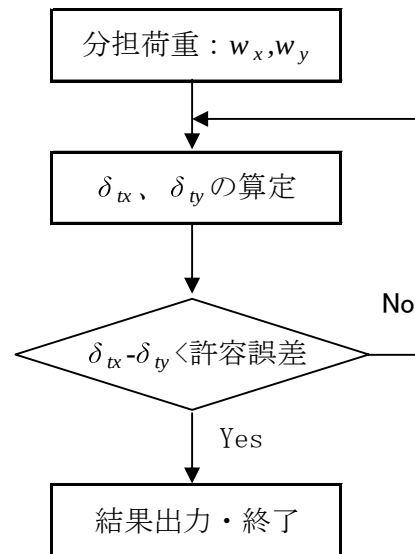


図 4. 7 計算フロー

ここに、 a_x, a_y ：短辺方向および長辺方向の PC 鋼材のライズ、 P_x, P_y ：短辺方向および長辺方向の PC 鋼材の緊張力、 x ：荷重キャンセル率 ($=w_p/w$)

(ii) 各方向の長期たわみ δ_{tx} 、 δ_{ty} の計算

(i) で求めた分担荷重を用いて、X（短辺）、Y（長辺）各方向の長期たわみ δ_{tx} 、

δ_{ty} を一方向スラブとして第3章および4.2節で提案した実用計算法により計算する。

(iii) 収束計算による分担荷重および長期たわみの決定

δ_{tx} - δ_{ty} の値が許容誤差以下であれば、 δ_{tx} が二方向スラブとして求めた長期たわみ δ_t である。 δ_{tx} - δ_{ty} の値が許容誤差を超える場合は、これが許容誤差以下となるまで繰り返し分担荷重を修正して再計算を行う。

4.3.4 有限要素解析による検討

RC スラブを直交異方性板としてモデル化した有限要素解析により、本計算法の妥当性を検証する。

対象とするスラブには、既往の二方向スラブの実験結果を用いる。試験体は高田等の研究^{4,14)}で作成された RSL であり、その緒元は後述する表4.6に示す。解析モデルは四辺固定支持のスラブである。持続荷重により低下する断面剛性は、本計算法により求めた長期たわみ計算結果を用いることとする。具体的には、初期剛性 $E_c I_g$ を本計算法により求めたたわみ倍率 K で除した値を長期変形後の等価剛性として、X、Y 各方向で求めた等価剛性を用いた直交異方性板の弾性解析モデルとした。なお、本有限要素解析には、市販プログラムである MIDAS/Gen を使用した。

たわみの解析結果を図4.8に示す。有限要素解析によるスラブ中央部でのたわみは 6.25mm となり、本計算法による長期たわみ計算結果 6.40mm とよい近似が得られ

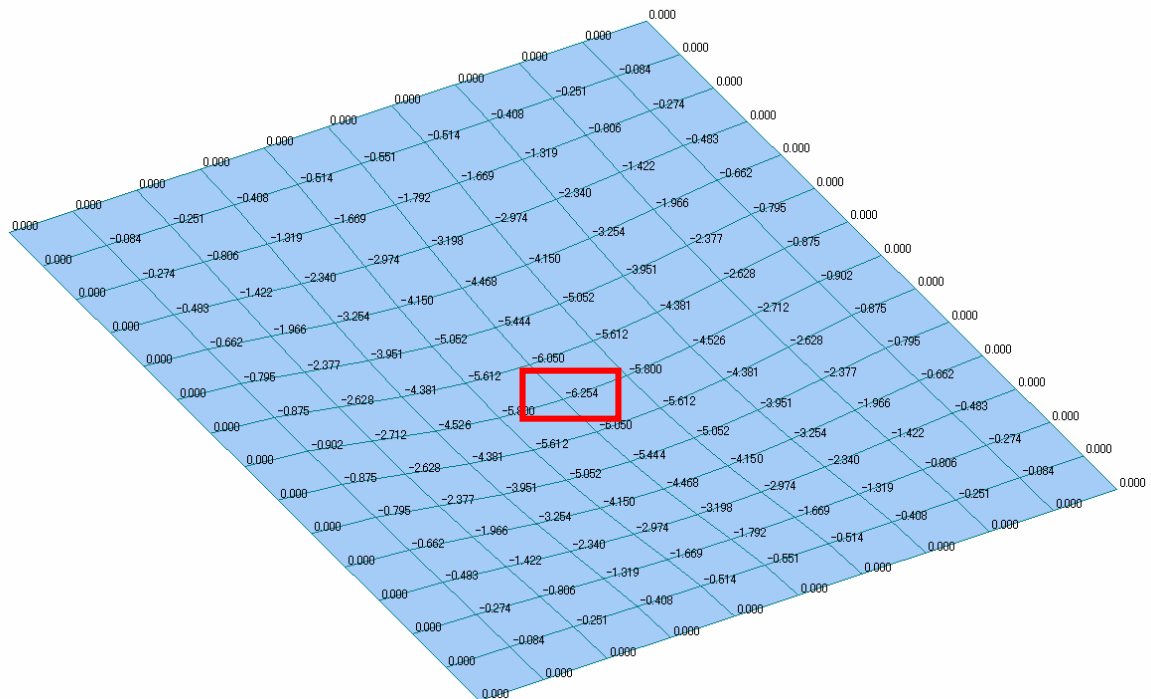


図4.8 解析結果

ている。持続載荷による剛性の変化により直交する二方向で剛性の異なる直交異方性板の変形予測に対して、本計算法の妥当性を確認した。

4. 3. 5 実用計算法

計算フローで示した二方向スラブの長期たわみ計算法は、繰り返し計算を必要とする煩雑さがある。そこで、この繰り返し計算をなくし、実用的な計算法への展開を試みる。

一方向として、すなわち分担荷重を(4.7)式として求めた長期たわみを δ_{t1} とする。二方向として求めた長期たわみ δ_t とする。両者の関係を整理できれば、繰り返し計算することなく δ_{t1} から δ_t を求められることから両者を比較する。第5章表5. 1に示す二方向スラブの解析ケースに対して δ_{t1} および δ_t を求め、両者を比較した。 $\gamma=0.5$ の場合の RC スラブおよび X 方向にプレストレスを導入した PRC スラブの δ_t - δ_{t1} 関係を、それぞれ図4. 9 (a)、(b)に示す。PRC スラブの荷重キャンセル率 x は 0.4 とした。

λ により両者の関係に違いが見られる。 $\lambda=1.0$ の場合は、長辺方向とみなす Y 方向の鉄筋を X 方向の内側へ配筋している。そのため Y 方向のひび割れ断面剛性が X 方向に比べて小さくなるため、長期変形後の X 方向の分担荷重が弾性解析時に比べて大きくなり、全体的に δ_t が δ_{t1} に比べて大きくなっている。 $\lambda=1.5$ および 2.0 の場合は、主応力方向である X 方向の長期変形時における剛性低下が Y 方向に比べて大きいため、X 方向の分担荷重が弾性変形時に比べて小さくなり、 δ_t は δ_{t1} に比べて小さくなっている。このように、 δ_t と δ_{t1} の関係は、X 方向と Y 方向の長期変形後の剛性により決まり、 δ_{t1} は δ_t に対して $\pm 20\%$ 程度のばらつきを有している。

以上の結果を踏まえ、両方向のたわみ倍率を用いて δ_{t1} を補正する。分担荷重を(4.7)、(4.8)式として求めた X、Y 方向の弾性たわみを δ_{ex1} 、 δ_{ey1} 、長期たわみを δ_{tx1} 、 δ_{ty1} とする。 δ_{tx1} 、 δ_{ty1} を各方向の弾性たわみで除して求めたたわみ倍率を K_{x1} 、 K_{y1} とする。 δ_{tx1} と δ_{ty1} は下式で表せる。

$$\delta_{tx1} = K_{x1} \delta_{ex1} = \frac{K_{x1}}{32} \frac{w_x l_x^4}{E_c H^3} \quad (4.9)$$

$$\delta_{ty1} = K_{y1} \delta_{ey1} = \frac{K_{y1}}{32} \frac{\{(1-x)w - w_x\} l_y^4}{E_c H^3} \quad (4.10)$$

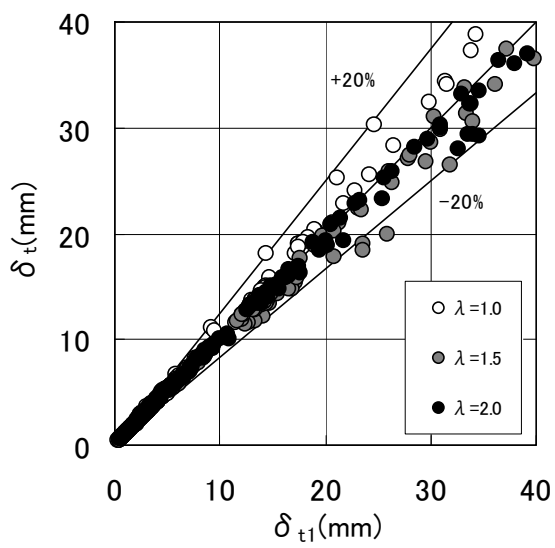
交差梁理論を適用し、 $\delta_{tx1} = \delta_{ty1}$ として X 方向の分担荷重 w_{xt} を求めると下式となる。

$$w_{xt} = \frac{l_x^4}{(K_{x1}/K_{y1}) l_x^4 + l_y^4} (1-x)w \quad (4.11)$$

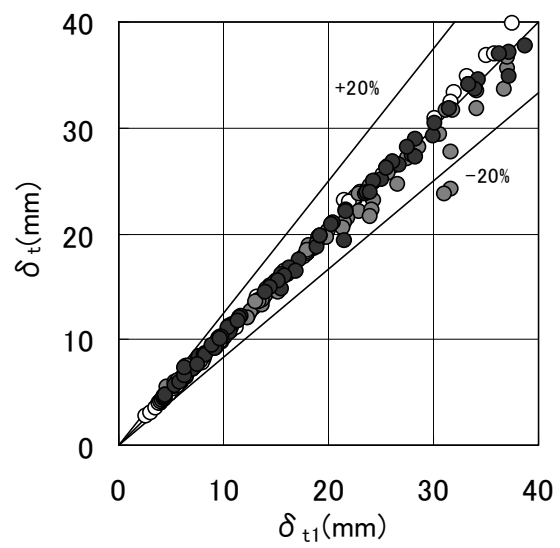
(4.11)式による w_{xt} を用いて、長期変形後の各方向の剛性により補正した弾性たわみ δ_{ec} から長期たわみ δ_{tc} を求めると以下ようになる。

$$\delta_{tc} = K_{x1}\delta_{ec} = \frac{1}{32} \frac{K_{x1}\lambda^4}{K_{x1}/K_{y1} + \lambda^4} \frac{(1-x)wl_x^4}{E_c H^3} \quad (4.12)$$

図4.9と同様のケースに対して δ_t と δ_{tc} を比較したのが図4.10である。 δ_{tc} は δ_t に対して、RC スラブ、PRC スラブ共±10%の範囲で予測できている。たわみ倍率 K_{x1} 、 K_{y1} を用いた(4.12)式によれば、 λ やプレストレスの有無にかかわらず、繰り返し計算をすることなく二方向スラブの長期たわみを計算できる。

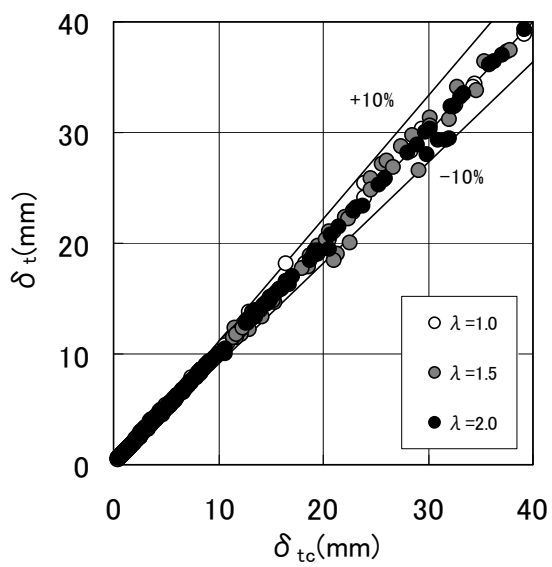


(a) RCスラブ

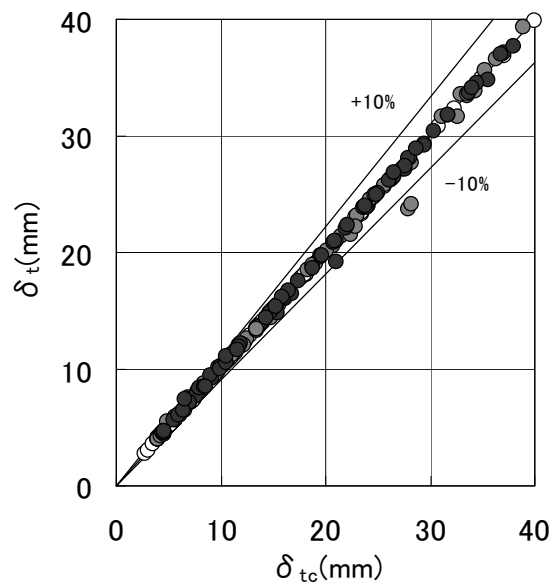


(b) PRCスラブ

図 4. 9 $\delta_t - \delta_{t1}$ 関係



(a) RCスラブ



(b) PRCスラブ

図 4. 10 $\delta_t - \delta_{tc}$ 関係

4. 3. 6 適合性の検討

既往の実験結果^{4.13)~4.16)}を用いて二方向スラブの長期たわみ計算法の適合性を検討する。表4.6に二方向スラブの長期たわみ実験結果と本計算法による計算値を示す。比較に用いた試験体は全て実大規模のスラブであり、合計8体である。芳賀の試験体の内S2、S3の2体は、X方向にアンボンドPC鋼材によりプレストレスを導入したPRCスラブであり、その他の6体は全てRCスラブである。クリープ係数および乾燥収縮ひずみは報告されている場合は実測値を使用し、報告されていない場合はCEB-FIP Model Code^{4.9)}による予測値を用いた。高田の実験において計測されたたわみ実測値にはスラブ自重による初期たわみを含んでいないため、文献^{4.10)}を参考にRSLで0.5mm、RSSで0.3mmの初期たわみを仮定し、実測値に加えた。芳賀の実験において計測されたたわみには、スラブを支持する大梁のたわみも含まれている。そこで、第3章で提案した長期たわみ実用計算法により求めた大梁（断面寸法400×600）のたわみにより実験値を補正した。補正值は、S1、S3に対して0.95mm、S2に対して1.90mmである。補正した実験値および計算値と実験値の比を、表4.6の（）内に示す。

田中のS2の荷重については、文献^{4.15)}においては積載も仕上げもない自重のみと記載されていたが、実際は床仕上げや間仕切り、本棚やベッド等の生活備品が搭載されていたことを著者に確認したため、間仕切り含めた仕上げ荷重として1.2kN/m²、積載荷重として1.8kN/m²（居室用相当）とし、両者を合せた3kN/m²を追加して荷重を設定した。

図4.11に長期たわみの計算値と実験値の比較を示す。限られた試験体数ではあるが、本計算法による計算値は実験値に対してほぼ±20%の精度で予測できている。

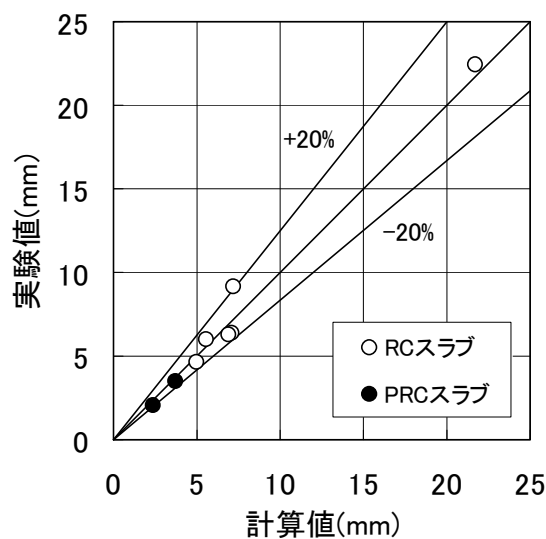


図4.11 実験結果との比較

表 4. 6 既往の二方向スラブ長期たわみ実験結果との比較

* : 仕上げ+積載荷重を考慮

研究者	試験体 名称	方向	スラブ 厚さ (mm)	スパン (m)	辺長 比 λ	d(mm) 上端 下端	鉄筋量 (mm ²)		コンクリート		()内は予測値		プレストレス		荷重 (kN/m ²)	加力 材齢 (日)	実験値 測定材齢 (日)	①実験 値 (mm)	長期たわみ						②①	
							端部	中央部	圧縮 強度 (N/mm ²)	ヤング 係数 (N/mm ²)	クリー プ係数	収縮 ひずみ ($\times 10^{-6}$)	荷重キャ ンセル率	平均プレス トレス (N/mm ²)					計算値(mm)							
																			$\delta_{\sigma} + \delta_{\eta}$	δ_h	δ_s	δ_t	δ_c			
高田 ^{4.13)}	RSL	X	130	4.3	1.28	30	473	0	24.6	22065	2.29 (3.15)	500 (428)	—	—	4.16	14	245	6.34	2.46	2.06	1.88	6.40	7.07	1.12		
		Y		30		237	473	0					—	—					2.43	1.38	2.58					
	RSS	X	130	3.5	1.29	30	237	473	24.6	22065	3.43 (4.02)	600 (433)	—	—	4.16	14	245	4.61	1.24	2.48	1.26	4.98	4.96	1.08		
		Y		40		473	0	—					—	1.49					1.49	1.99						
山本 ^{4.14)}	B	X	120	4.5	1.00	30	355	0	24.9	19200	3.30 (4.40)	900 (485)	—	—	4.24	2	2779	22.38	5.43	14.15	3.03	22.60	21.76	0.97		
		Y		40		355	0	—					—	7.54					9.47	5.59						
	S1	X	200	6.055	2.08	35	847	423	27.8	23800	(2.04)	(330)	—	—	4.71	64	424	5.95	3.39	0.76	1.43	5.58	5.56	0.93		
		Y		45		423	423	—					—	3.68					0.00	1.89						
田中 ^{4.15)}	S2	X	250	6.2	2.03	35	847	423	27.8	23800	(1.92)	(275)	—	—	8.88*	64	424	6.24	4.18	0.68	1.59	6.45	6.91	1.11		
		Y		45		423	423	—					—	4.30					0.00	2.16						
	S1	X	170	6.0	1.00	35	495	318	28.7	24100	(2.31)	(322)	—	—	6.55	93	490	10.1 (9.2)	4.53	0.00	2.62	7.16	7.17	0.71 (0.78)		
		Y		45		495	318	—					—	3.97					0.00	3.19						
芳賀 ^{4.16)}	S2	X	150	6.0	1.00	35	495	318	28.7	24100	(2.37)	(349)	0.281	0.31	6.08	93	490	5.4 (3.5)	3.73	0.01	0.00	3.74	3.77	0.70 (1.08)		
		Y		45		495	318	—					—	3.74					0.00	0.00						
	S3	X	170	6.0	1.00	35	495	318	28.7	24100	(2.31)	(322)	0.366	0.27	6.55	93	490	3.0 (2.1)	2.35	0.01	0.00	2.36	2.36	0.79 (1.15)		
		Y		45		495	318	—					—	2.35					0.01	0.00						

4. 4 片持ちスラブの長期たわみ計算法

本節では、両端支持スラブを対象とした長期たわみ実用計算法を用いて、片持ちスラブの長期たわみ計算法を提案し、本研究室にて行われた既往の実験結果を用いてその適合性を検証する。

4. 4. 1 長期たわみ計算法

片持ちスラブの応力状態は、両端固定スラブの端部の応力状態と類似していることから、両端固定支持スラブの端部断面で用いた計算法を採用することを基本とする。

(1) ひび割れによるたわみ

検討用応力 M_a は、片持ちスラブの固定端応力として下式により計算する。

$$M_a = \frac{wl^2}{2} \quad (4.13)$$

等価断面 2 次モーメント I_e は、端部における(3.18)式を用いる。

(2) 乾燥収縮によるたわみ

ひび割れを考慮した等価曲率 ϕ_{she} は、端部における(3.32)式を用いる。ただし、端部固定度 $\mu=1.0$ とする。乾燥収縮によるたわみは、 ϕ_{she} を用いて下式により計算する。

$$\delta_{sh} = \frac{\phi_{she} l^2}{2} \quad (4.14)$$

(3) 端部筋の抜け出しによるたわみ

(3.41)式により抜け出し量 S_o を計算し、 S_o から下式により端部筋の抜け出しによるたわみ δ_s を計算する。

$$\delta_s = \theta \cdot l = \frac{S_o l}{d(1-x_{n1})} \quad (4.15)$$

4. 4. 2 適合性の検討

提案した計算法により求めた長期たわみを、片持ち梁の持続載荷実験結果^{4.17)}と比較し、その適合性を検証する。

(1) 実験概要

試験体の形状および配筋状況をそれぞれ図 4. 1 1 および図 4. 1 2 (a)、(b) に、その種類を表 4. 7 に示す。試験体は、片側にのみに片持ち梁を有する試験体 (L 型梁) と両側に片持ち梁を有する試験体 (T 型梁) からなる。

実験 I は、十分な定着長さを持ち、鉄筋の折り曲げ部のない L 型の試験体を作成し、端部筋の抜け出しによる付加たわみの基本性状を調べた実験である。実験 II では、より詳細にその性状を把握するため、T 型および折り曲げ部のある L 型の 2 種類の片持ち梁を作成し、試験変数は T 型梁では乾燥収縮量、L 型梁では端部筋持続応力とした。梁主筋には、SD345 の D19 を使用した。

表 4. 7 試験体の種類

実験	試験体名	端部鉄筋 持続応力 (N/mm ²)	持続荷重 (kN)	コンクリート 目標強度 (N/mm ²)	シールの有無
I	L-I-1	200	9	40	無
	L-I-2				
II	TN	200	10	28	無
	TS				有
	L-II-1	100	5		無
	L-II-2	220	11		

(2) 実験結果との比較

表 4. 8 に、片持ち梁の長期たわみ実験結果と本計算法による計算値を示す。実験 I の計算値が実験値に比べて大きくなっている。その主な原因としては、長期たわみを梁部材部分の曲げたわみと端部筋の抜け出しによる付加たわみに分けて考えたときに、端部筋の抜け出しによる付加たわみの差が大きくなっていることである。実験結果に基づいて付着解析により求めた抜け出し量から計算した付加たわみが 1.5mm であるのに対して、本計算法による付加たわみの計算値は 2.96mm となっている。実験 I の付加たわみが小さい、すなわち端部筋の抜け出し量が小さくなっている理由としては、鉄筋とコンクリートの付着がよく、計算上で想定した τ 、 K が実際はもっと大きくなっていること、クリープ、乾燥収縮等のコンクリート材料特性が、テストピースと比べて試験体での値が小さくなっていること等が考えられる。

図 4. 1 3 に長期たわみの計算値と実験値の比較を示す。実験 II については、計算値は実験値に対して±20%の精度で予測できている。

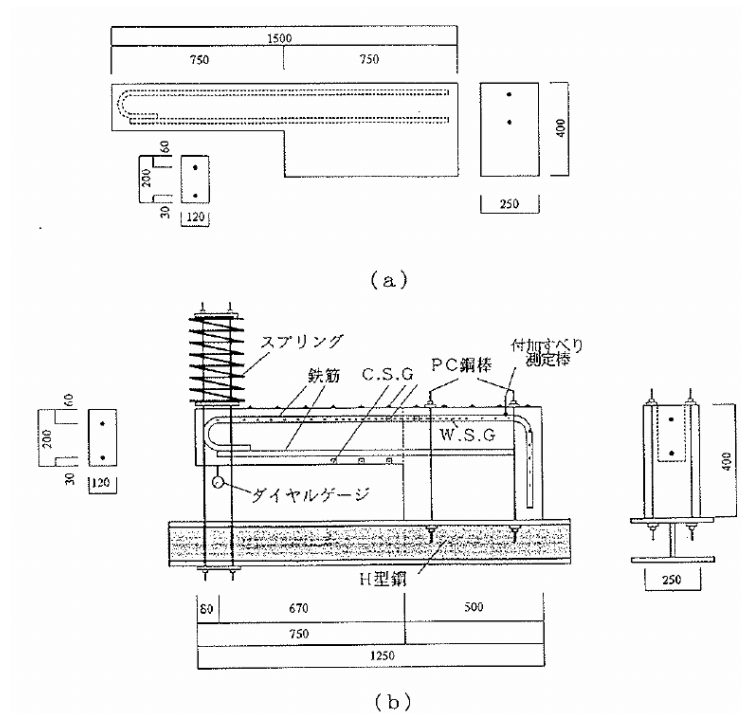


図 4. 1 1 試験体の形状および配筋状況（実験 I）

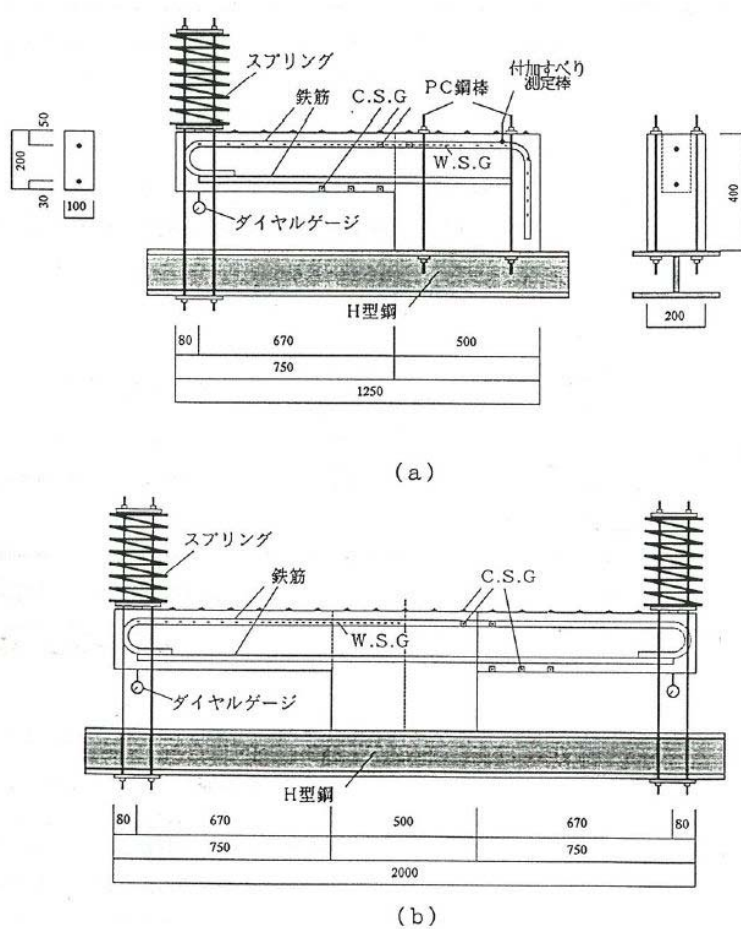


図 4. 1 2 試験体の形状、配筋状況および持続載荷装置（実験 II）

表 4. 8 片持ち梁長期たわみ実験結果との比較

実験	試験体 名称	断面寸法 (mm)	スパン (m)	d ₁ (mm) 上端 下端	鉄筋量 (mm ²)	コンクリート				先端荷重 (kN)	加力材齢 (日)	実験値 測定材齢 (日)	長期たわみ						
						圧縮強度 (N/mm ²)	ヤング係数 (N/mm ²)	クリープ 係数	収縮ひずみ (×10 ⁻⁶)				①実験値 (mm)	計算値(mm)					②/①
														本計算法					
														$\delta_{sp}+\delta_{cp}$	δ_{sh}	δ_s	②/①		
I	L-I-1	120x200	0.75	60 30	287 287	41.8	28341	2.00	620	8.83	14	420	3.34	1.69	0.65	2.96	5.30	1.59	
	L-I-2	120x200	0.75	60 30	287 287	41.8	28341	2.00	620	8.83	14	420	3.63	1.69	0.65	2.96	5.30	1.46	
	TN	100x200	0.75	50 30	287 287	27.9	24124	3.00	720	9.81	28	478	5.04	1.77	0.32	3.35	5.44	1.08	
	TS	100x200	0.75	50 30	287 287	27.9	24124	1.50	200	9.81	28	478	4.28	1.61	0.21	1.83	3.65	0.85	
II	L-II-1	100x200	0.75	50 30	287 287	27.9	24124	3.00	760	4.90	28	778	3.56	0.88	0.33	1.90	3.11	0.87	
	L-II-2	100x200	0.75	50 30	287 287	27.9	24124	3.00	760	10.79	28	778	7.41	1.96	0.34	3.88	6.18	0.83	

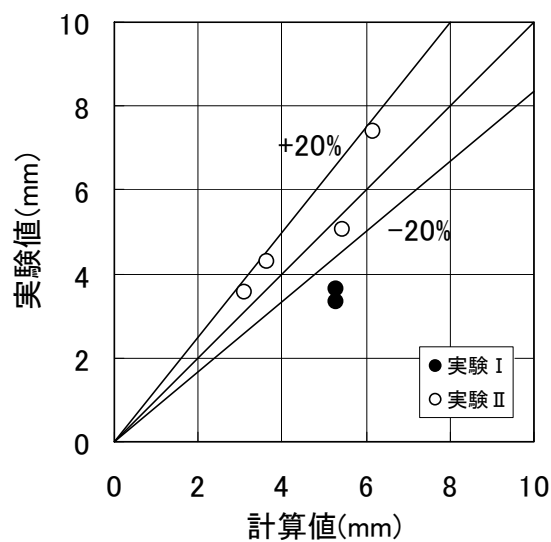


図 4. 13 実験結果との比較

4. 5 まとめ

本章では、第3章で示した RC 一方向スラブの長期たわみ実用計算法を、長期たわみ制御設計へと展開するため、長スパンスラブを対象とした PRC スラブ、四辺固定スラブを対象とした二方向スラブ、および片持ちスラブの長期たわみ計算法を提案した。得られた結果をまとめて以下に示す。

- (1) PRC スラブの長期たわみは、RC スラブの長期たわみ計算法において、吊り上げ力による荷重キャンセル効果と、プレストレス力（導入軸力）によるひび割れ耐力の増加を考慮することによって計算できる。
- (2) ひび割れ断面の長期の曲げ剛性への軸力の影響は小さく、無視できる。
- (3) PRC スラブの長期たわみに及ぼすひび割れの影響が大きくひび割れ耐力の予測が重要である。
- (4) 既往の PRC スラブ長期たわみ実験結果との比較により、PRC スラブの長期たわみ計算法の適合性を確認した。
- (5) 二方向スラブの長期たわみは、スラブを直交する二方向の交差する一方向スラブに置き換え、各方向の長期変形後の剛性を考慮することにより計算できる。
- (6) 既往の二方向スラブ長期たわみ実験結果との比較により、二方向スラブの長期たわみ計算法の適合性を確認した。
- (7) 片持ちスラブの長期たわみは、両端固定支持スラブの長期たわみ計算法を、片持ちスラブの応力状態を考慮することにより計算できる。
- (8) 片持ち梁の持続載荷実験結果との比較により、片持ちスラブの長期たわみ計算法の適合性を確認した。

【参考文献】

- 4.1) 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・同解説
- 4.2) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説 1999
- 4.3) 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
- 4.4) 松崎ほか：アンボンド PC 鋼より線を用いた RC 造床スラブの長期たわみに関する実験的研究（その 1），鹿島建設技術研究所年報，第 28 号，pp.115-122，1980.7
- 4.5) 岡本ほか：アンボンド PRC 造床スラブの構造性能に関する長期載荷実験，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp2029-2030，1984.10
- 4.6) 山本ほか：アンボンド PC 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
- 4.7) 山本：軽量 PRC 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，pp935-936，1997.9
- 4.8) 山本：載荷材令の異なる PRC 造スラブの実験，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp13-14，1986.8
- 4.9) CEB-FIP Model Code 1990, July 1991
- 4.10) 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、第 365 号、pp.165-174、1986.7
- 4.11) 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たわみの予測計算、日本建築学会構造系論文報告集、第 372 号、pp.103-113、1987.2
- 4.12) D.E.Branson：Deflections of Reinforced Concrete Flexural Members；Journal of ACI、pp.637～674、January 1966
- 4.13) 山本俊彦：鉄筋コンクリート造 2 方向スラブの長期変形性状に関する実験的研究、コンクリート工学年次論文集、Vol.18、No.2、pp.1085-1090、1996
- 4.14) 高田博尾、野中稔、松尾忠、富岡寿男：型枠支保工の存置期間に関する研究—その 11，日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.467-468、1983.9
- 4.15) 田中義成、跡部義久、熊田誠謙：鉄筋コンクリート造実大大型スラブの長期たわみ実験、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.267-268、1989.10
- 4.16) 芳賀勇治ほか：長期たわみ低減のためにアンボンド PS を導入したスラブの長期載荷実験：日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.2031-2032、1984.10
- 4.17) 大野義照、李 振宝、鈴木計夫：持続荷重下における端部鉄筋の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集、第 467 号、pp.111-120、1995.1

第5章 長期たわみの影響要因分析

5. 1 はじめに

本章では、前章までに提案した RC および PRC の長期たわみ計算法を用いて、各要因毎に長期たわみを計算し、各種要因の長期たわみに及ぼす影響を定量的に評価すると共に、その影響の大きさの傾向を明らかにする。

まず、長期たわみに及ぼす影響の大きいと考えられる要因と解析ケースを整理する。次いで、整理した要因毎に長期たわみを計算し、各要因が長期たわみにどのような変化を与えるかを考察し、その傾向を調べる。得られた傾向を具体的に定量化し、長期たわみ制御設計における留意事項を指摘することを目的とするものである。

5. 2 検討を行う要因

提案した長期たわみ計算法を用いて、各要因が長期たわみ δ_t およびたわみ倍率 K に及ぼす影響を検討する。以下に示す要因についてケーススタディを行い、その傾向を調べた。

- ・長期たわみ制御効果に関する要因
 - スラブ厚さ
 - 鉄筋量
 - コンクリート強度
 - クリープ・乾燥収縮
 - プレストレス量（荷重キャンセル率）
 - 二方向性（辺長比）
- ・長期たわみに及ぼす影響の大きい要因
 - 付着特性
 - 施工精度（上端筋の下がり）
- ・他の断面決定要因との関係
 - 長期たわみと鉄筋応力
 - 長期たわみと長期ひび割れ幅

5. 3 解析条件

ケーススタディは、最近特に採用の多い長スパンスラブも対象に含め、設計事例やコンクリートの材料特性を考慮して、表 5. 1 に示す条件を設定した。条件の設定根拠を表 5. 2 に示す。なお、5. 4（1）～（6）節と 5. 5 節は一方向スラブ、5. 4（7）節と 5. 6 節は二方向スラブの検討結果を示している。

仕上げ荷重+積載荷重：2600N/m²

コンクリート強度： 24N/mm^2

クリープ係数：3.0、乾燥収縮ひずみ： 4×10^{-4}

鉄筋位置：短辺方向 $d_t=d_c=35\text{mm}$ （かぶり厚さ 30mm）

長辺方向 $d_t=d_c=45\text{mm}$ （かぶり厚さ 40mm）

鉄筋断面積：本節で示す p_t は端部上端筋（二方向スラブの場合は短辺方向）での値を基準とする。

中央部下端の断面積は、端部上端筋の 0.78 倍（D10・D13 の D13 に対する比率）とする。

長辺方向の配筋： $\lambda=1$ のときは短辺と同配筋、 $\lambda=1.5$ および 2 のときは、短辺端部上端筋断面積の 0.56 倍（D10 の D13 に対する比率）で上下同配筋とする。

鉄筋径：短辺方向 端部 D13、中央部 D10・D13 交互

長辺方向 $\lambda=1$ のとき、短辺と同径

$\lambda=1.5$ および 2 のとき、全て D10

鉄筋間隔： $a_{ti}/p_t d$ とする。ここに、 a_{ti} ：1 本当たりの鉄筋断面積、 $p_t=a_t/bd$ 、 d ：有効せい

表 5. 1 解析ケース

要因	記号	単位	パラメータ： () は、 γ の影響の検討に用いる					
スラブ厚さ (RC)	H	mm	120	150	200	250	300	
スラブ厚さ (PRC)			200	300	400			
スパン (RC)	l	m	3	4	5	6	7	8
スパン (PRC)			8	9	10	11	12	13
鉄筋比	p_t	%	0.2	0.4	0.6	0.8	1	1.2
複筋比	γ		0	0.5	1	(1.5)	(2)	
コンクリート強度	σ_B	N/mm ²	18	24	30	50		
ヤング係数	E_c	$\times 10^4$ N/mm ²	2.06	2.27	2.45	2.90		
クリープ係数	ψ		1	2	3	4		
乾燥収縮ひずみ	ε_{sh}	$\times 10^{-4}$	2	4	6	8		
プレストレス	x		0.2	0.4	0.6	0.8		
辺長比	λ		1	1.5	2			

表 5. 2 解析パラメータの設定根拠

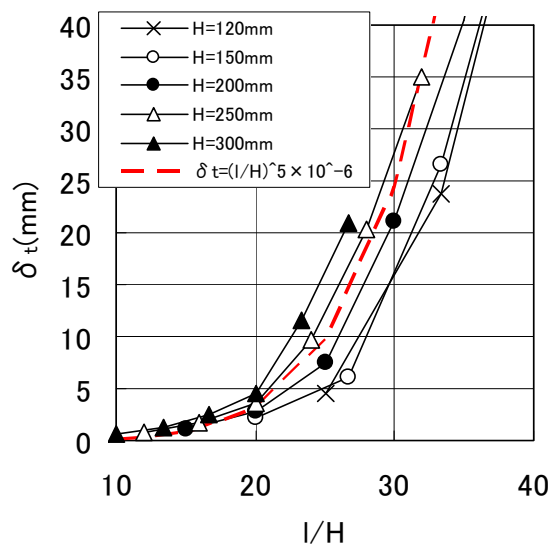
要因	設定根拠
スラブ厚さ (RC) スラブ厚さ (PRC)	スパンの1/30 (RC)、1/40 (PRC) 程度を目安に設定した。
スパン (RC) スパン (PRC)	一般的なスラブスパン(3~5m)をはじめ、最近特に集合住宅で採用されることの多い10m超のロングスパンまでを検討対象とした。
鉄筋比	スラブ厚さ150mmの場合に、引張鉄筋としてD13-@100を上限と考えて、1.2%を上限とした。
複筋比	一般的には、圧縮鉄筋 $\leq$ 引張鉄筋であり、0~1.0とした。
コンクリート強度 ヤング係数	スラブ材として必要な強度は、30N/mm ² 程度以下で十分と考えられるが、柱、梁と同時に高強度コンクリートが打設される場合や、PCa部材を想定し、50N/mm ² まで検討対象とした。
クリープ係数	下記の条件により求めたCEB-FIPの方法による予測値から上限を4.0とした スラブ厚さ：120mm、コンクリート強度：18N/mm ² 、載荷開始材齢：28日、湿度：40% → 予測値：4.2
乾燥収縮ひずみ	下記の条件により求めたCEB-FIPの方法による予測値から上限を 8×10^{-4} とした スラブ厚さ：120mm、コンクリート強度：18N/mm ² 、乾燥開始材齢：1日、湿度：40% → 予測値： 7.4×10^{-4}
プレストレス	設計事例を参考に、上限を0.8とした。
辺長比	λ が2を超えると、一方向とほぼ同じとなるため、1~2とした。

5. 4 長期たわみ制御効果に関する要因

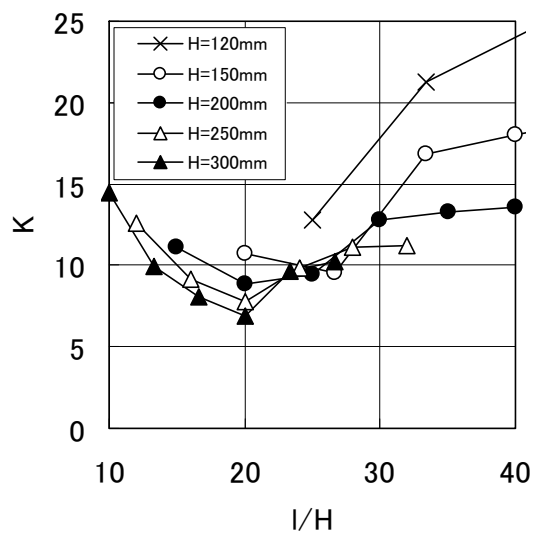
5. 4. 1 スラブ厚さの影響

長期たわみの抑制方法として最も効果の高いと考えられるスラブ厚さ H の影響について検証する。ここでは、スパン l との比としてスパン/スラブ厚さ比 l/H との関係で整理する。図5.1は δ_t および K と l/H との関係をスラブ厚さ毎に示したものである。

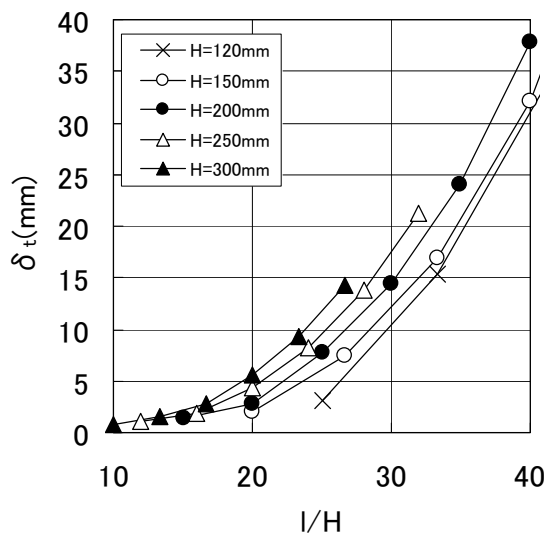
δ_t は l/H の増加に対して双曲線的に増加しており、 l/H のたわみへの影響が大きく p_t が小さい程、ひび割れによる剛性低下の影響が大きいことから、 l/H に対する変化が



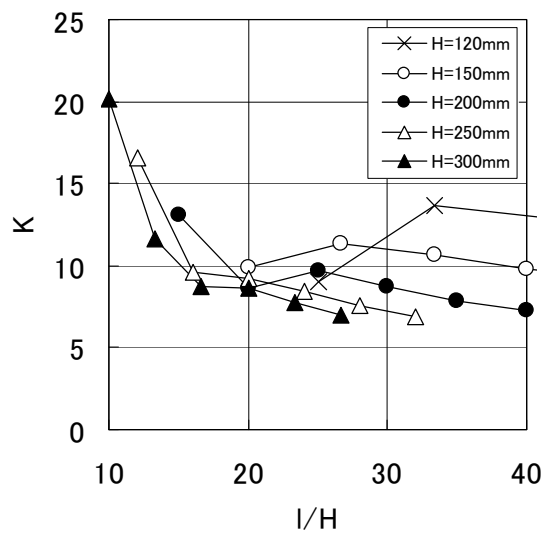
(a) δ_t ($p_t=0.4\%$, $\gamma=0.5$)



(b) δ_t ($p_t=0.4\%$, $\gamma=0.5$)



(c) δ_t ($p_t=1.0\%$, $\gamma=0.5$)



(d) K ($p_t=1.0\%$, $\gamma=0.5$)

図5.1 δ_t-l/H および $K-l/H$ 関係

大きくなっている。また、同じ l/H でも H が大きい程、すなわち l が大きい程 δ_t は大きくなっている。これは、等分布荷重を受ける δ_e が l^4/H^3 に比例することに起因している。

K について見ると、 $l/H \geq 20$ においては、 p_t が小さい程ひび割れ断面剛性が小さくなるため、 $p_t=0.4\%$ のときは l/H の増大に合わせて K も大きくなっているが、 $p_t=1.0\%$ の場合は逆に l/H の増大に対して K が同程度か若干小さくなっている。また、 $l/H < 20$ においては p_t に関係なく l/H の増大に対して K が小さくなる関係を示しており、 K は $l/H=20$ 付近において最小値を示す結果となった。

この結果と合せて、 $l/H < 20$ においては、 $\delta_t \leq 5\text{mm}$ となっておりたわみが問題とならないこと、 $l/H \geq 20$ において l/H を小さくすることによるたわみ抑制効果が現れていることを総合的に判断し、 $l/H=20$ がたわみ制御を行うための下限値として位置づけ、後述する $l/H=35$ 程度を上限として、 l/H をこの範囲で小さくすることで、たわみを合理的に制御することができる。

l/H によるたわみ抑制効果を具体的に示すと、 $H=150\text{mm}$ 、 $p_t=0.4\%$ の場合で、図 5. 1 (a) に示すようにおおよそ δ_t が $(l/H)^5$ に比例する関係があり、 $l=5\text{m}$ 、 $l/H=33.3$ で $\delta_t=26.6\text{mm}$ に対して、 $H=200\text{mm}$ として $l/H=25$ とすると $\delta_t=7.5\text{mm}$ となり、 H を 150mm から 200mm とすることで δ_t が $1/3$ 以下になっている。

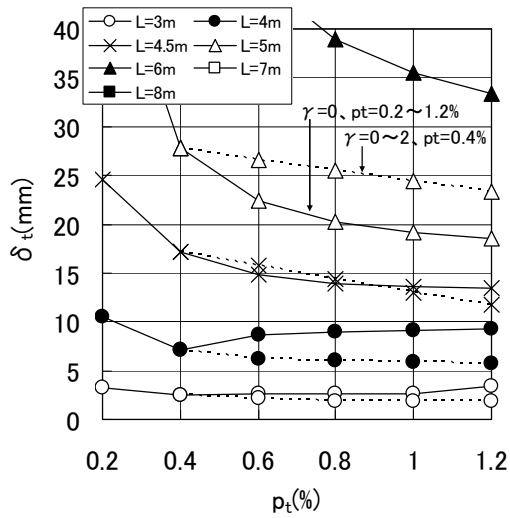
5. 4. 2 鉄筋量の影響

鉄筋によるたわみ制御は、ひび割れ発生後の剛性を向上させることにある。図 5. 2 は、 δ_t および K と p_t との関係 ($\gamma=0$) をスパン毎に示したものである。 l が大きい程ひび割れが多くなり、断面剛性に及ぼす鉄筋量の影響が大きくなるため、 p_t の増加と共に δ_t が双曲線的に小さくなっており、たわみ抑制効果が大きくなっている。その抑制効果は p_t が大きくなると頭打ちの傾向にあり、ひび割れ発生領域の大きさやスラブ厚さによりその程度は変わるが、 p_t が 0.6% 程度以上となると小さくなっている。

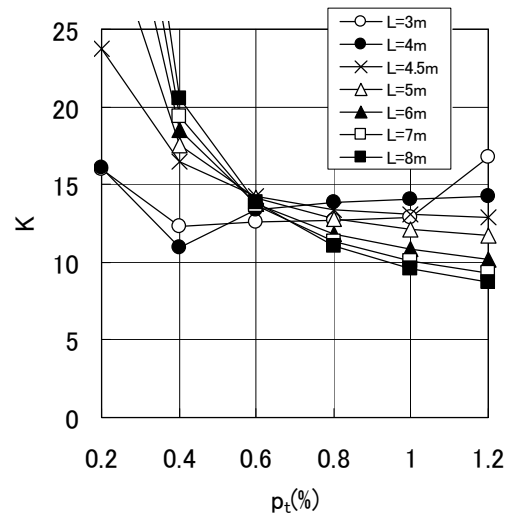
複筋比 γ の影響を確認するため、 $p_t=0.4\%$ で一定として $\gamma=0, 0.5, 1.0, 1.5, 2.0$ と設定し、圧縮鉄筋と引張鉄筋の総量が $\gamma=0$ 、 $p_t=0.4 \sim 1.2\%$ の部材と等しくなるようにして、圧縮鉄筋と引張鉄筋のたわみ抑制効果を比較した。図 5. 2 に点線で示したのが γ を変化させた場合の関係であり、横軸は鉄筋の総量が等しい $\gamma=0$ の部材の p_t で表示している。本計算例においては、 $H=150\text{mm}$ のときに $l \leq 4.5\text{m}$ 、 $H=300\text{mm}$ のときに $l \leq 8\text{m}$ において、同じ鉄筋量であれば引張鉄筋を増やすよりも圧縮鉄筋を増やした方がたわみ抑制効果が大きくなっており、 ε_{sh} が大きい程その傾向は顕著に現れている。これは γ が大きい程、 ε_{sh} を鉄筋が拘束することにより生ずる引張応力が小さくなり、見かけ上のひび割れ耐力が大きくなること、および ε_{sh} による曲率増分が小さくなるためである。一般的には引張鉄筋を増やした方がたわみ抑制効果も大きいといわれているが、本検証によれば、 H が大きく ε_{sh} の大きい場合で、応力によるたわみに対して ε_{sh} によるたわみの影響が大きい場合は、圧縮鉄筋を増やす方がたわみ抑制効果が大

きいことが示された。

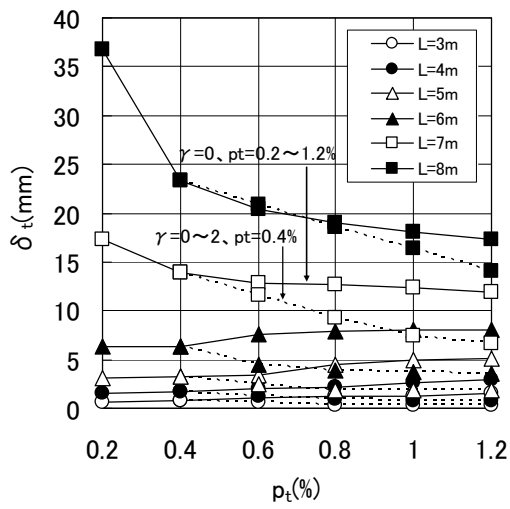
K については、応力が大きくひび割れ領域が大きくなると、 p_t の増加に対して K が小さくなる関係を示すが、応力が小さくひび割れの少ない部材に対しては、 p_t が大きい程 ε_{sh} によるたわみの影響が大きくなるため、 K が大きくなっている。



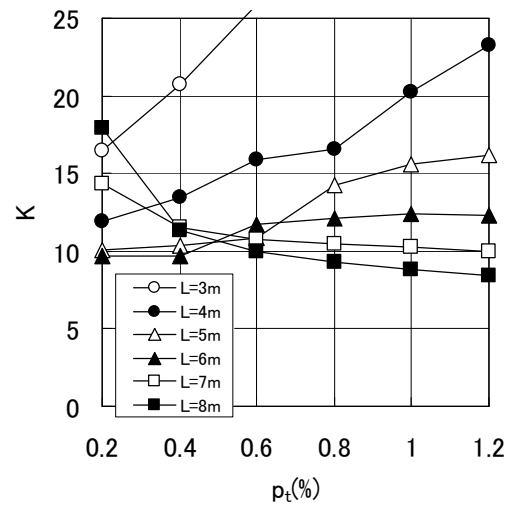
(a) δ_t ($H=150\text{mm}$, $\varepsilon_{sh}=4 \times 10^{-4}$)



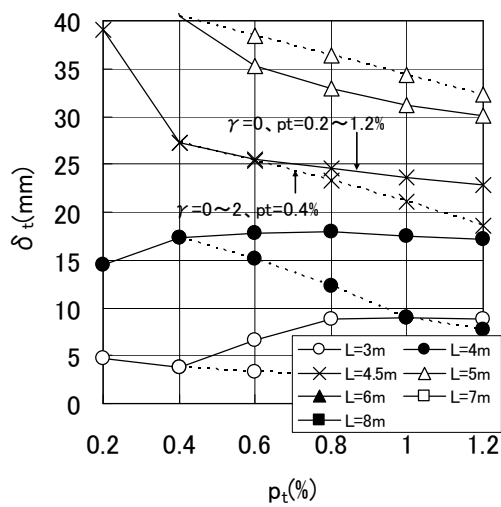
(b) K ($H=150\text{mm}$, $\varepsilon_{sh}=4 \times 10^{-4}$)



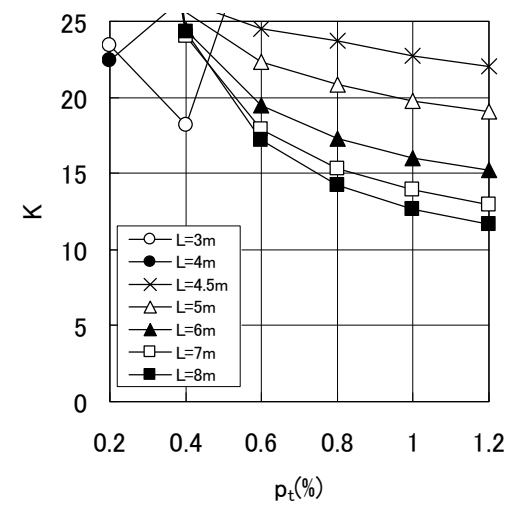
(c) δ_t ($H=300\text{mm}$, $\varepsilon_{sh}=4 \times 10^{-4}$)



(d) K ($H=300\text{mm}$, $\varepsilon_{sh}=4 \times 10^{-4}$)



(e) δ_t ($H=150\text{mm}$, $\varepsilon_{sh}=8 \times 10^{-4}$)

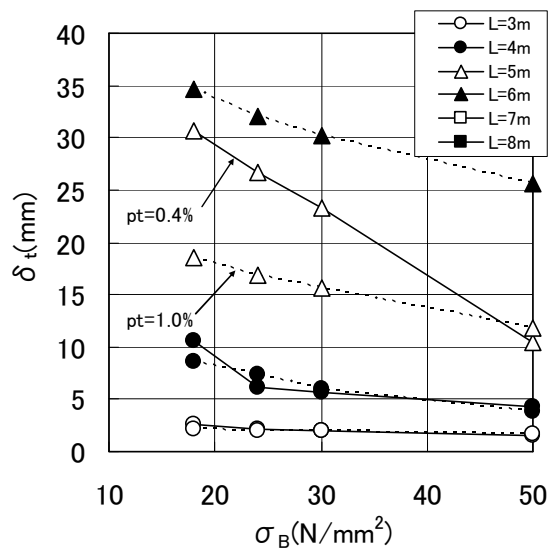


(f) K ($H=150\text{mm}$, $\varepsilon_{sh}=8 \times 10^{-4}$)

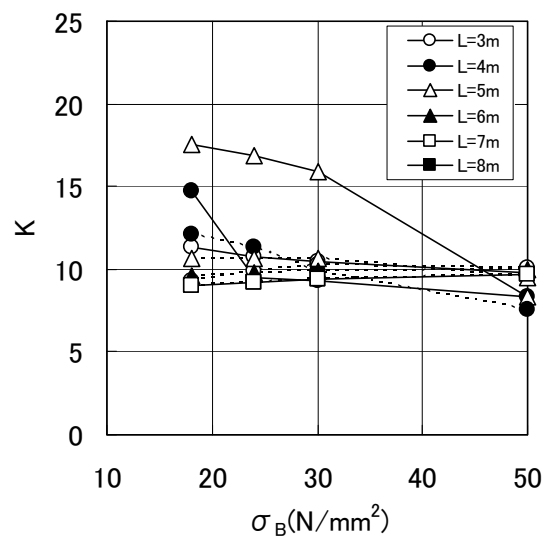
図 5. 2 δ_t - p_t および K - p_t 関係

5. 4. 3 コンクリート強度の影響

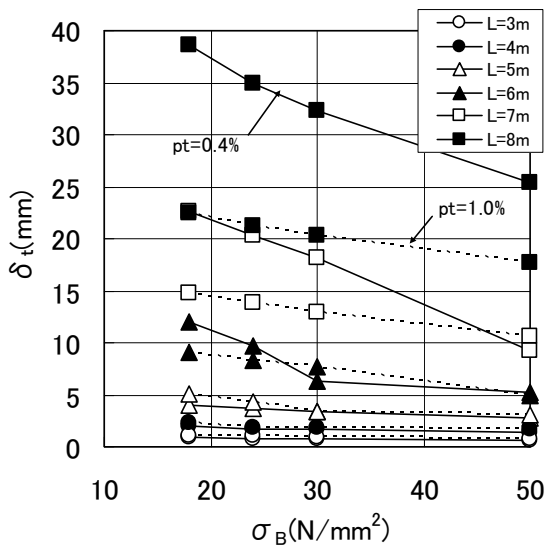
コンクリート強度 σ_B の増大により、ひび割れ耐力 M_{cr} とヤング係数 E_c が大きくなり、たわみを抑制することができる。図 5. 3 は、 δ_t および K と σ_B の関係をスパン毎に示したものである。 M_{cr} は第 3 章(3.4)式により、 E_c は RC 規準の式により求めた。 δ_t は σ_B に対して右下がりの関係にあり、 σ_B によるたわみ抑制効果が現れている。応力の大きい部材程、 σ_B の増大によるひび割れ抑制効果が働き、たわみ抑制効果も大きくなっている。また、鉄筋量が少なくコンクリート断面の影響が大きい程、 σ_B によるたわみ抑制効果が大きくなっている。以上の結果は、 σ_B の増大によるひび割



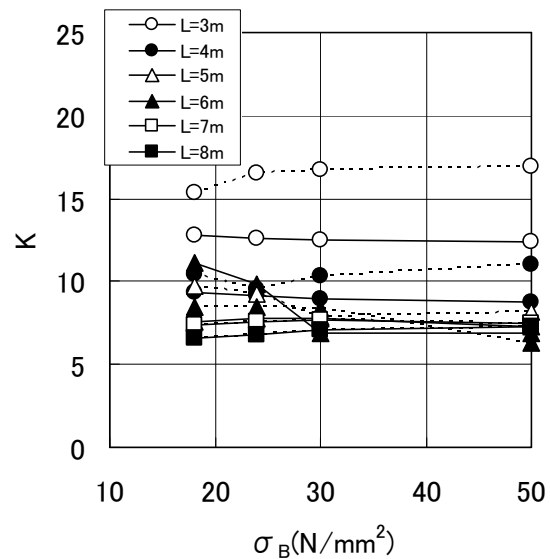
(a) δ_t ($H=150\text{mm}$, $\gamma=0.5$)



(b) K ($H=150\text{mm}$, $\gamma=0.5$)



(c) δ_t ($H=250\text{mm}$, $\gamma=0.5$)



(d) K ($H=250\text{mm}$, $\gamma=0.5$)

図 5. 3 δ_t - σ_B および K - σ_B 関係

れの抑制が、たわみ制御に非常に有効であることを示している。既往の研究^{5.1)}などにおける長期たわみ計算においては、ひび割れの発生を前提としているため、ひび割れ抑制効果を直接評価できないという点で、 σ_B のたわみ抑制効果が適正に評価されていないと思われるが、本検証においてその効果の大きさを定量的に示すことができた。

K については、 $p_t=0.4\%$ と小さい場合でひび割れ抑制効果が特に大きい場合に、 σ_B の増大により K も小さくなっているが、それ以外は σ_B に関係なくほぼ一定値となっている。

5. 4. 4 クリープ・乾燥収縮の影響

図5. 4は、 δ_t および K とクリープ係数 ϕ との関係($\gamma=0$)をスパン毎に示したものである。 δ_t および K と ϕ は線形関係にあり、 ϕ の δ_t への影響は小さい。これは、 ϕ の曲げ剛性 EI に及ぼす影響から以下の様に説明することができる。ひび割れの無い場合は、等価ヤング係数 E_t における ϕ がそのまま曲げ剛性に影響するため、 ϕ の影響は大きくなるが、ひび割れが無い場合は、そもそもたわみが小さいため、 ϕ の影響も小さい。ひび割れ発生断面においては、 I の計算における鉄筋の影響が大きくなり、計算上は E_t と I_e の計算において考慮する ϕ が互いに打ち消し合うため、 ϕ の影響が小さくなる。

図5. 5は、 $H=150\text{mm}$ および 300mm のときの δ_t および K と乾燥収縮ひずみ ε_{sh} との関係をスパン毎に示したものである。両関係は、 ε_{sh} に対して線形関係にあり、応力が大きく、ひび割れ発生領域が大きい程、 ε_{sh} の増大に対するたわみの増大が大きくなっている。また、図5. 5(a)と(c)を比較すると、 $H=300\text{mm}$ のときの方が、 γ

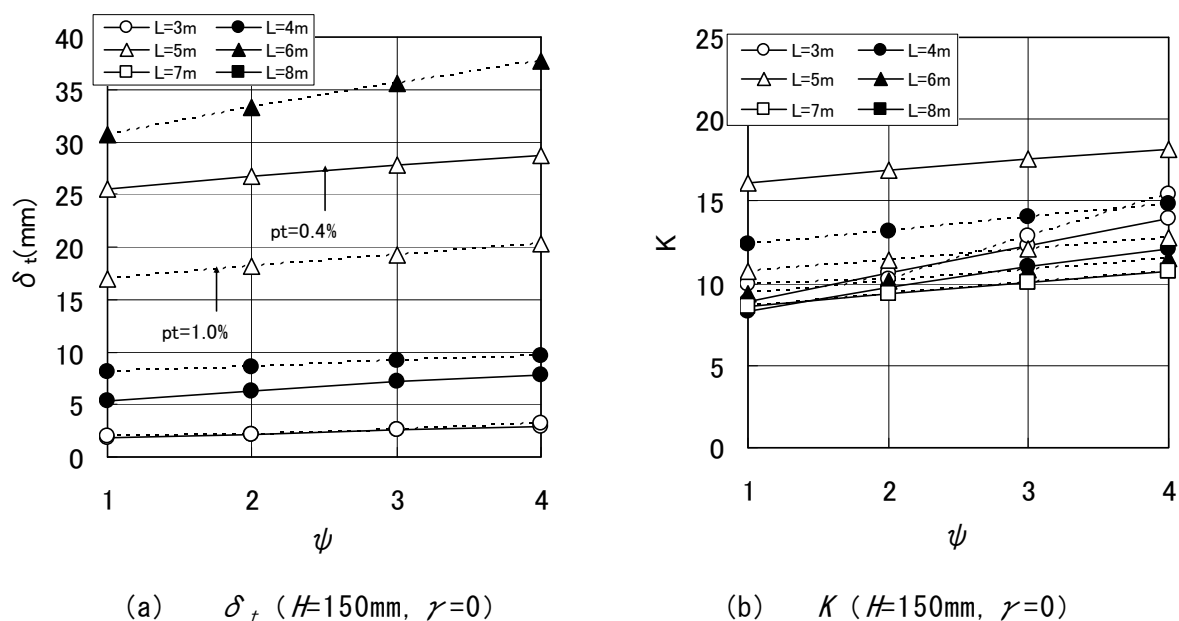
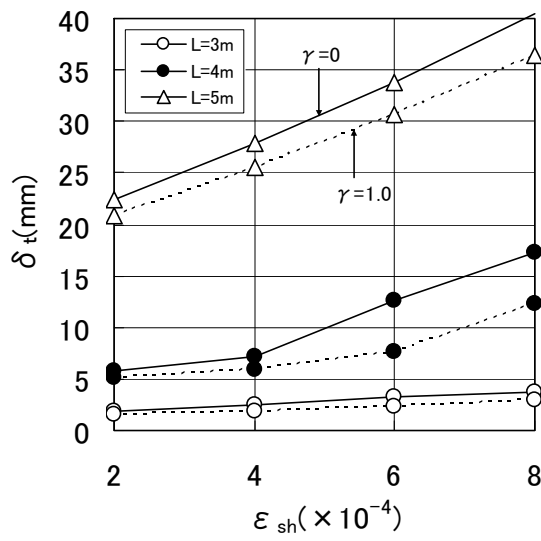
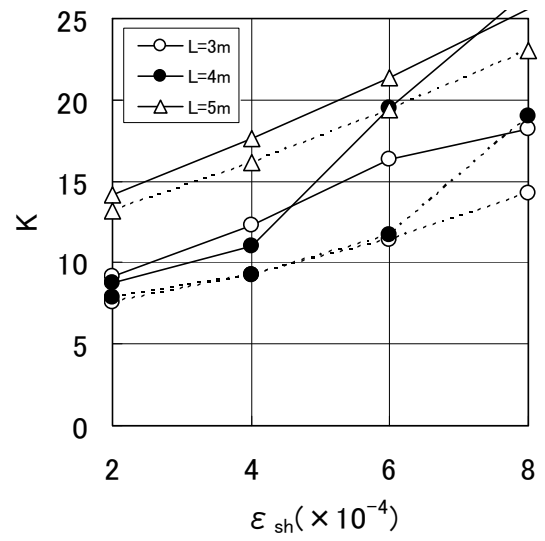


図5. 4 δ_t - ϕ および K - ϕ 関係

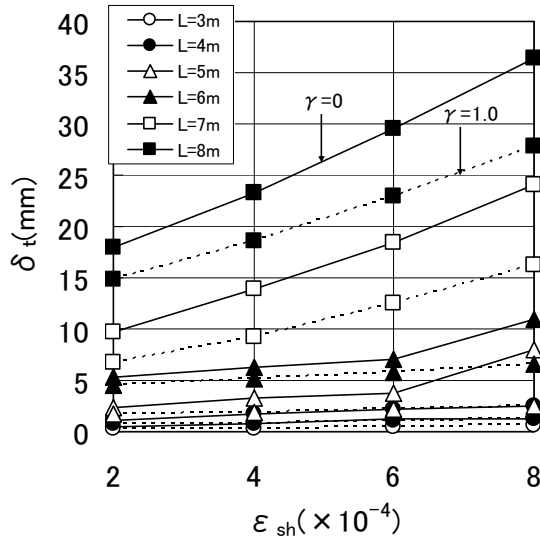
=0 と 1.0 との δ_t の差が大きくなっている。これは、5.4.2 節でも検討したように、スラブ厚さが大きい場合に、圧縮鉄筋による ε_{sh} によるたわみの抑制効果の大きいことを示している。



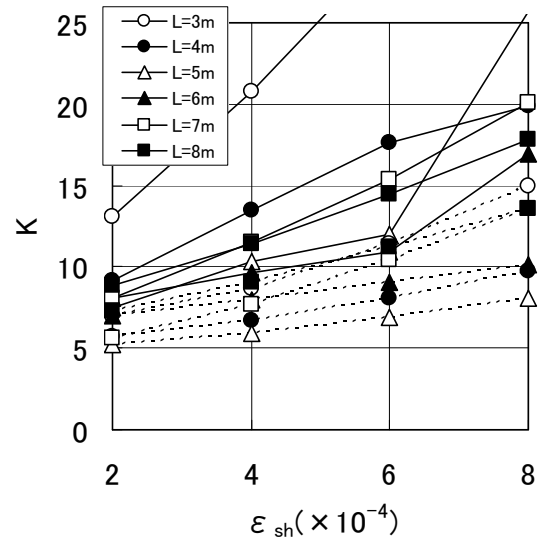
(a) δ_t ($H=150\text{mm}$, $p_t=0.4\%$)



(b) K ($H=150\text{mm}$, $p_t=0.4\%$)



(c) δ_t ($H=300\text{mm}$, $p_t=0.4\%$)



(d) K ($H=300\text{mm}$, $p_t=0.4\%$)

図 5. 5 $\delta_t - \varepsilon_{sh}$ および $K - \varepsilon_{sh}$ 関係

5. 4. 5 プレストレスの影響

特に長スパンとなる場合にプレストレスによるたわみ制御が有効となるが、その効果を定量的に把握する。図5. 6は、 δ_t および K と荷重キャンセル率 x との関係をスパン毎に示したものである。なお、本検証においては、第4章で示したPRCスラブの長期たわみ計算において、プレストレスの効果を吊り上げ力による荷重キャンセル効果のみとし、 M_{cr} の導入軸力による効果は無視した。

x の増加に対して δ_t が小さくなり、 $p_t=0.4\%$ のときの方が、 $p_t=1.0\%$ に比べて δ_t - x 関係の傾きが大きく、すなわちたわみ抑制効果が大きい。これは、 p_t が小さい程ひび割

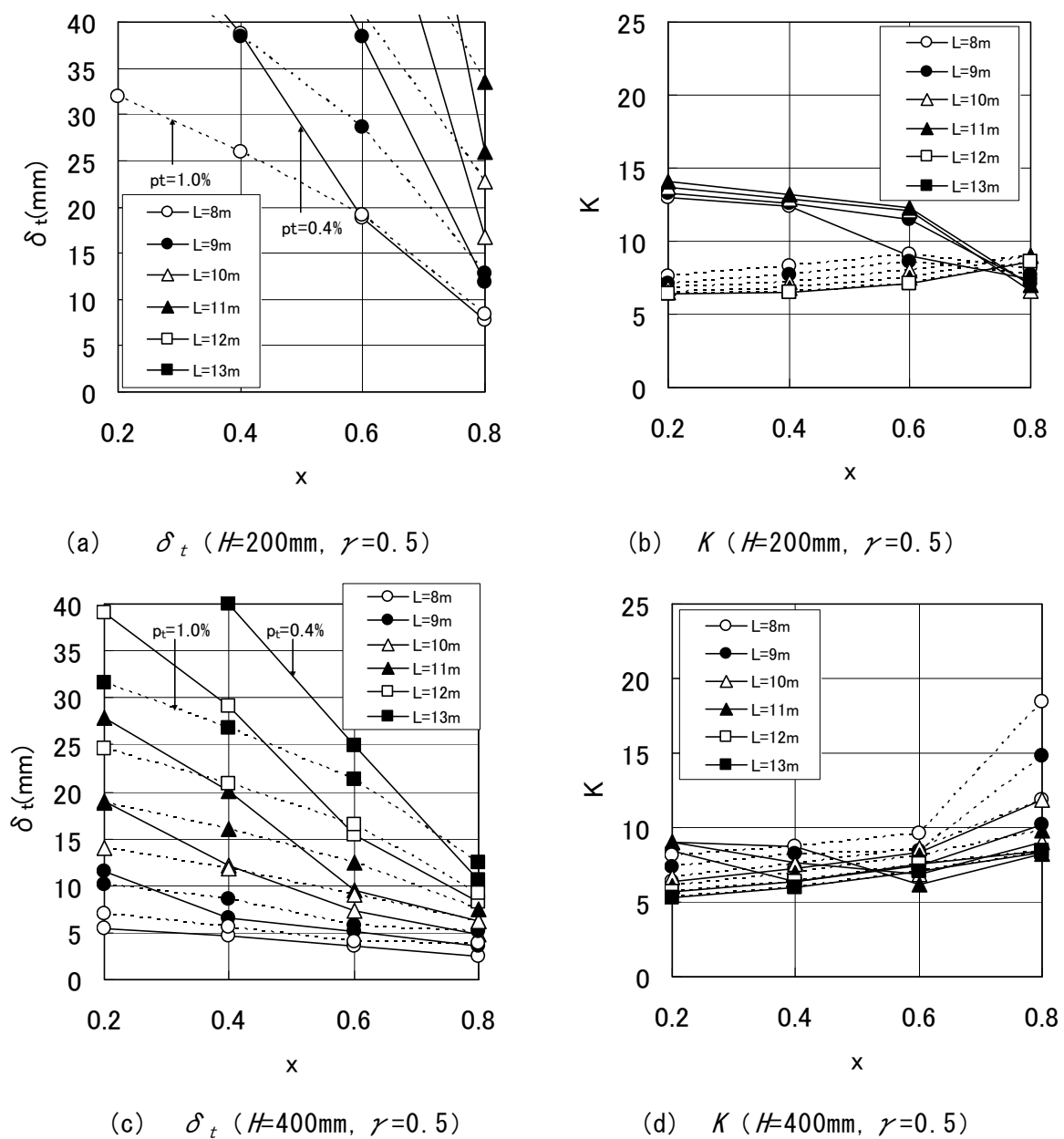


図5. 6 δ_t - x および K - x 関係

れ断面剛性が小さく、プレストレスによるひび割れ抑制効果がより顕著に現れるためである。また、スパンが大きい程 δ_t - x 関係の傾きが大きく、長スパン程、プレストレスによるたわみ制御が有効であることを示している。

K については、 x が大きく応力が小さいため、乾燥収縮による影響の大きい場合に K が大きくなっていることを除き、 x に関係なくほぼ一定となっている。これは、 δ_e におけるプレストレスのたわみ抑制効果が、 δ_t に対しても同じように現れていることを示しており、 δ_t が $(1-x)$ にほぼ比例していることを意味している。

以上の検証結果より、プレストレスによるたわみ抑制効果は、 x の大きさに拘らずほぼ同様の効果のあることが示された。

5. 4. 6 二方向性（辺長比）の影響

二方向スラブの場合は、短辺スパンのみでなく、長辺スパンを変え、辺長比 λ を調整することでたわみを制御することも可能である。図 5. 7 は、 δ_t と λ との関係（ $p_t=0.6\%$, $\gamma=0.5$ ）をスパン毎に示したものである。ただし、 σ_s が長期許容応力度である 200N/mm^2 を超えるものについては、同図から除外している。両者の関係は、 λ が 1 に近い程傾きが大きく、すなわちたわみ抑制効果が大きくなっている。また δ_t の大きい程 λ によるたわみ抑制効果は大きくなっている。同図には $H=150\text{mm}$ と 250mm の関係を併記しているが、 H の影響はあまりなく、ほぼ同様の関係を示している。

図 5. 8 に、 $\lambda=1.5$ と $\lambda=2.0$ のときの δ_t （それぞれ $\delta_t(1.5)$ 、 $\delta_t(2.0)$ とする）の $\lambda=1.0$ のときの δ_t （ $\delta_t(1.0)$ とする）に対する割合をスラブ厚さ毎に示す。 $\delta_t/\delta_t(1.0)$ の値は、同一の H において l が大きくなる程大きくなっており、 $\lambda=1.5$ のとき 1.2～2.5、 $\lambda=2$ のとき 1.2～3 程度となっている。長辺スパンを小さくすることが可能な場

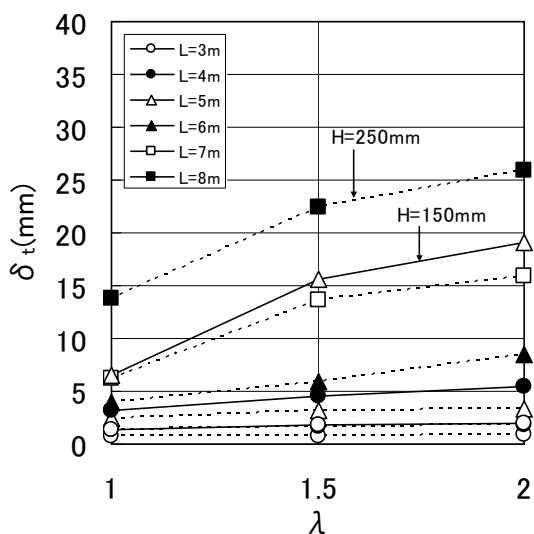


図 5. 7 δ_t - λ 関係

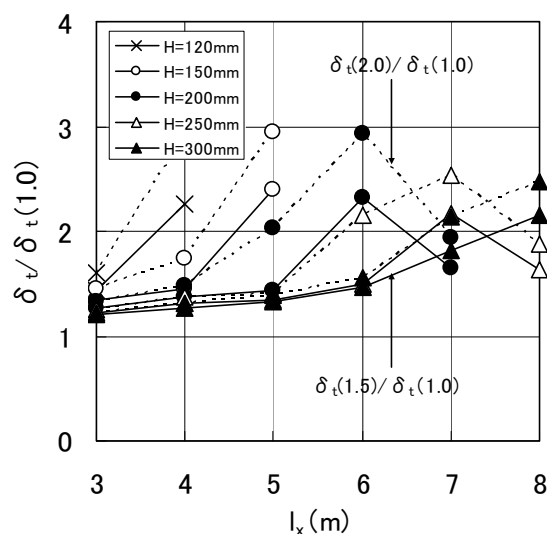


図 5. 8 δ_t の $\delta_t(1.0)$ に対する比率

合は、 λ を1に近づけることにより大きなたわみ抑制効果を期待することができる。

5. 5 長期たわみに及ぼす影響の大きい要因

5. 5. 1 付着特性の影響

RC 部材の変形挙動を支配する鉄筋とコンクリート間の付着特性が長期たわみに及ぼす影響について検討する。付着特性を表す指標としては、第3章の図3. 1に示す

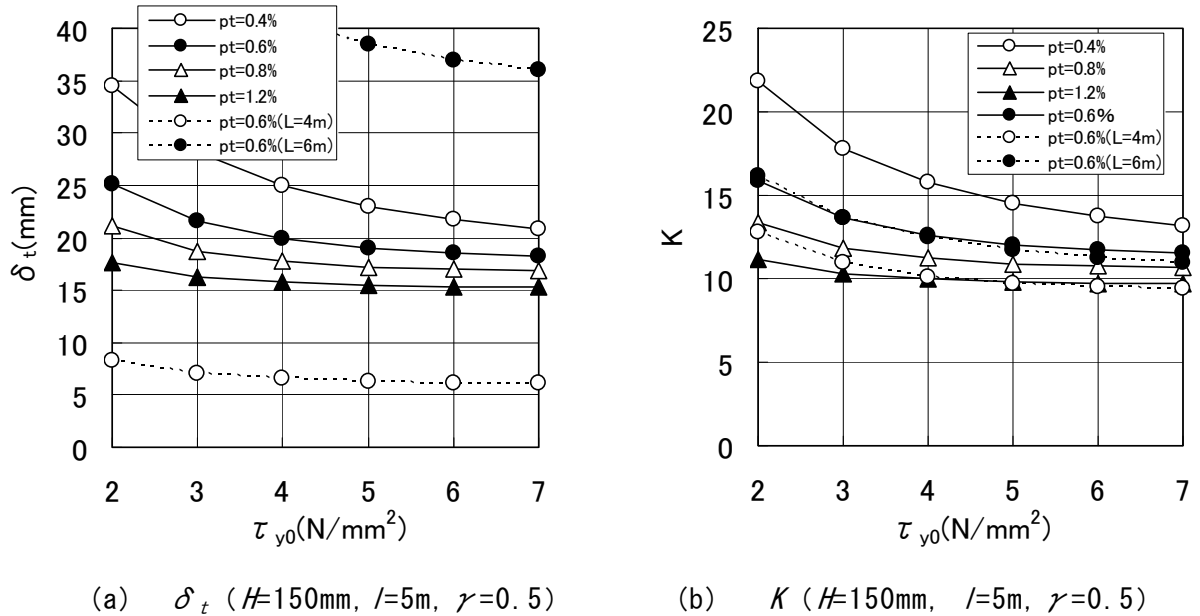


図5. 9 δ_t - τ_{y0} および K - τ_{y0} 関係

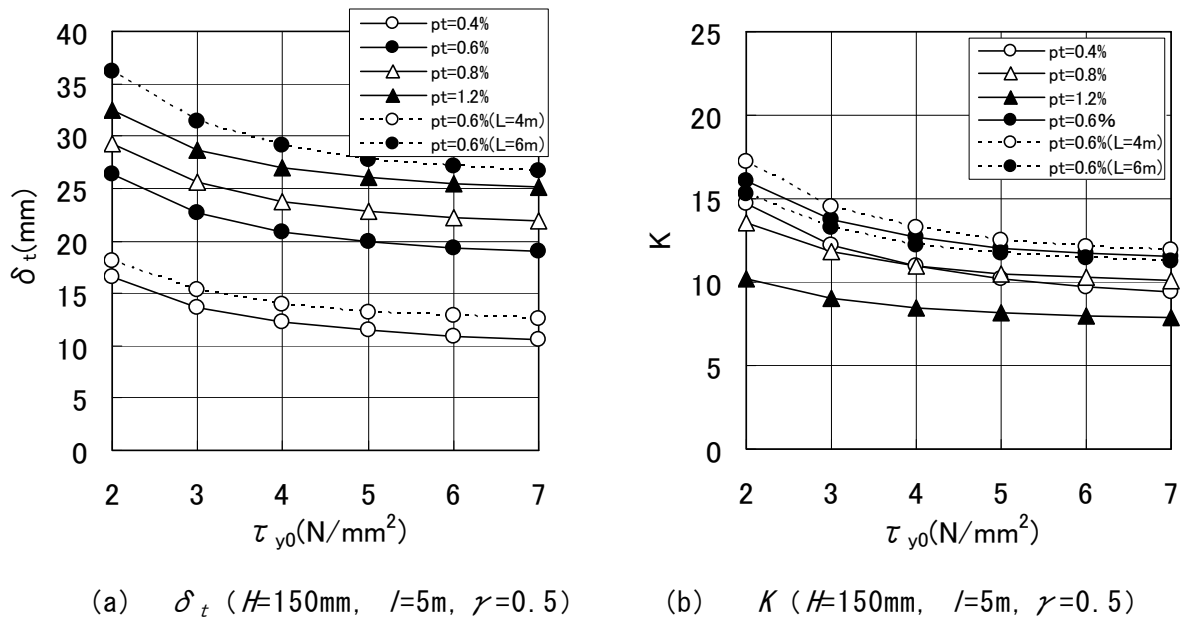
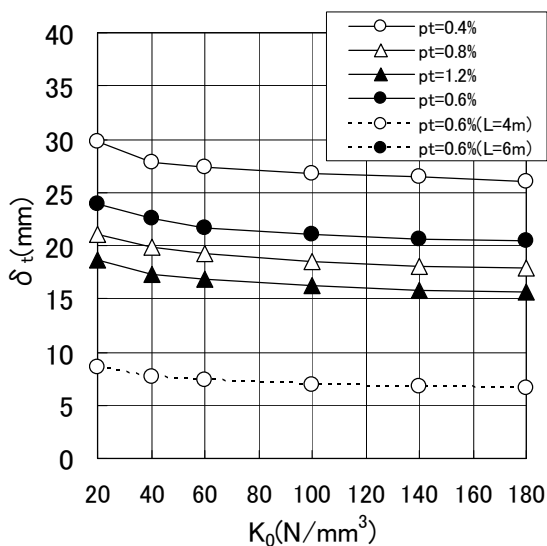


図5. 10 δ_t - τ_{y0} および K - τ_{y0} 関係 ($\sigma_s=200$ N/mm² の場合)

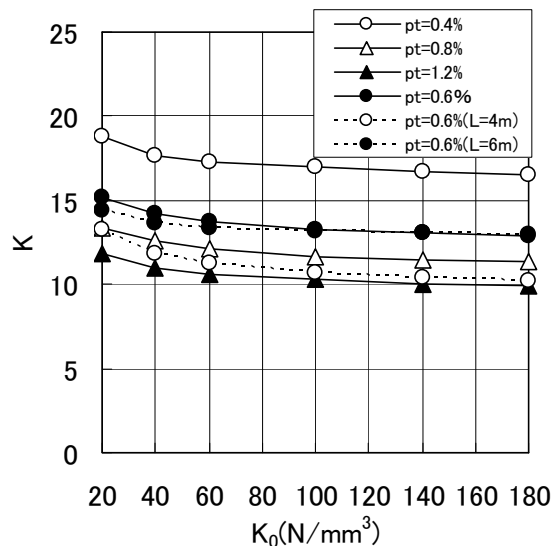
付着強度 τ_{y0} および付着剛性 K_0 を用いる。

図 5. 9 は、 δ_t および K と τ_{y0} の関係を鉄筋比毎に示したものである。鉄筋比が小さく、 σ_s が大きいほど、 τ_{y0} が小さい範囲で、 δ_t が大きくなっており、 τ_{y0} の影響が現れている。これは、bi-linear でモデル化した τ - s 関係において、 τ_{y0} が小さいほど、 σ_s が大きいときの τ - s 関係における塑性域の影響を大きく受けるためである。このように、 σ_s が大きいほど τ_{y0} の影響が大きいことから、 σ_s を鉄筋の長期許容応力度である 200N/mm^2 となるように等分布荷重の値を調整して求めた δ_t および K と τ_{y0} の関係を図 5. 10 に示す。どの条件に対しても両者の関係は平行になっており、 τ_{y0} は σ_s によりその影響の大きさが決まることが示された。同関係において、 $\tau_{y0} \leq 4\text{N/mm}^2$ で δ_t の変化が大きくなっているが、これを超える範囲では δ_t の変化は小さくなっている。 τ_{y0} が 4N/mm^2 以下の小さい場合は、その影響を考慮する必要があるが、それ以上の場合は、 τ_{y0} の影響は小さくその影響を考慮しなくてもよいといえる。

図 5. 11 は δ_t および K と K_0 の関係を鉄筋比毎に示したものである。 K_0 が 40N/mm^3 より小さい範囲で K_0 が小さいほど δ_t が若干大きくなっているが、それ以上ではほぼ一定となっており、 K_0 の δ_t に及ぼす影響は小さくなっている。これは、 K_0 の影響は τ - s 関係が弾性域にある σ_s の小さい場合に現れ、 K_0 の小さい程、同じ τ_{y0} の場合弾性域が長くなるため、 δ_t への影響が現れるが、 K_0 が大きく塑性域に入るとその影響が小さくなるためである。



(a) δ_t ($H=150\text{mm}$, $l=5\text{m}$, $\gamma=0.5$)

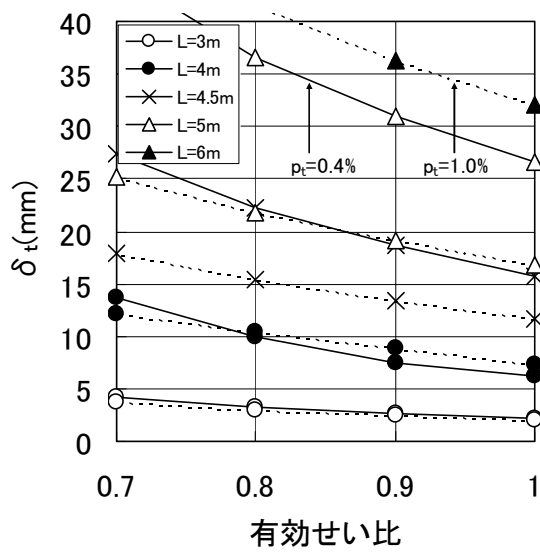


(b) K ($H=150\text{mm}$, $l=5\text{m}$, $\gamma=0.5$)

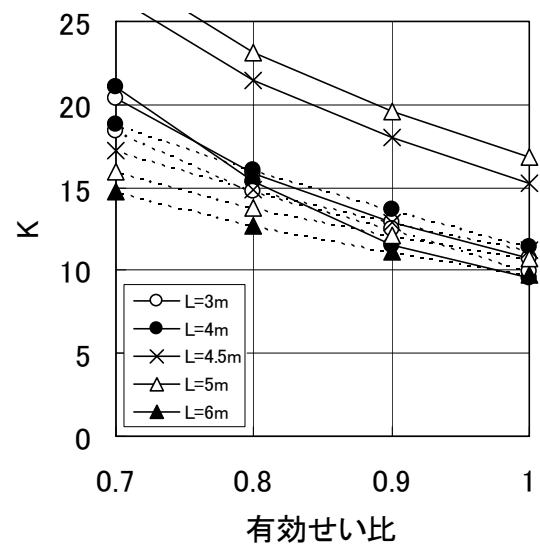
図 5. 11 δ_t - K_{y0} および K - K_{y0} 関係

5. 5. 2 上端筋の下がりの影響

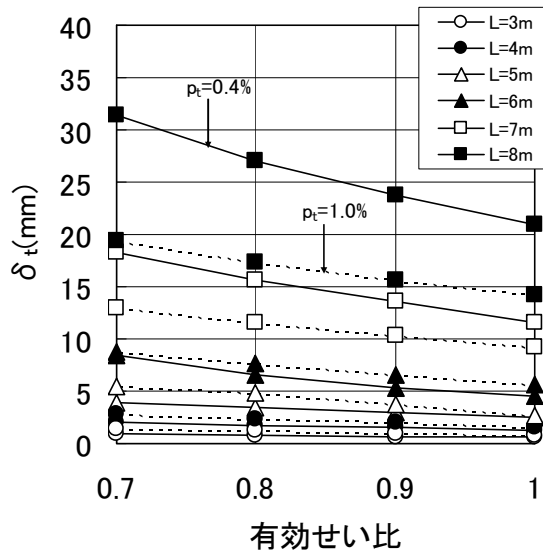
施工精度の影響として、上端筋位置が下がった場合の δ_t に及ぼす影響の大きいことは、既往の研究^{5.2), 5.3)}などにおいても指摘されているが、ここでその影響を定量的に評価する。図5. 1 2は、 δ_t および K と有効せい比との関係をスパン毎に示したものである。有効せい比は、端部断面において、正規の上端筋位置により決まる有効せい d に対し、上端筋が Δd だけ下がることによって有効せいが $d'=d-\Delta d$ に変化したときの d'/d と定義する。本計算においては、中央部においても同様に上端筋が Δd だけ下がっているとして計算している。



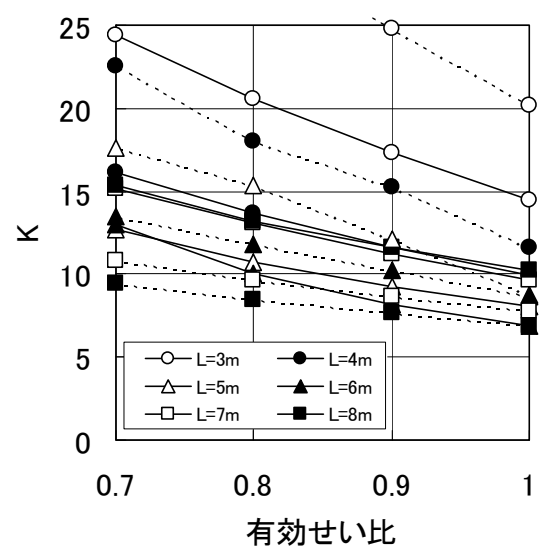
(a) δ_t ($H=150\text{mm}$, $\gamma=0.5$)



(b) K ($H=150\text{mm}$, $\gamma=0.5$)



(c) δ_t ($H=300\text{mm}$, $\gamma=0.5$)



(d) K ($H=300\text{mm}$, $\gamma=0.5$)

図5. 1 2 δ_t および K と有効せい比との関係

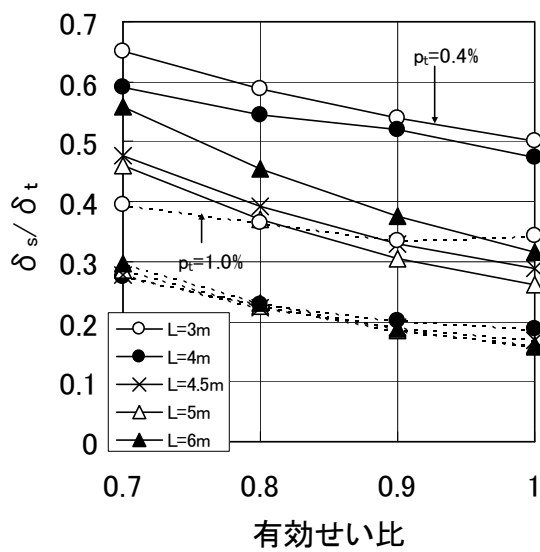
有効せい比が小さくなると、 δ_t は双曲線的に大きくなっており、上端筋の下がりの影響が大きいことを示している。その主な原因としては、端部上端筋の抜け出しによるたわみ δ_s の増大である。これは、有効せいが小さくなることにより、同じ応力に対して σ_s が大きくなることで抜け出し量が増大し、さらに中立軸と上端筋との距離が小さくなることにより、 δ_s が増大することで説明できる。

図5. 13に δ_s の δ_t に対する割合と有効せい比の関係をスパン毎に示す。条件により δ_s/δ_t の大きさは変化しているが、本計算においては、0.1～0.6の範囲にあり、 δ_s の影響の大きいことを示している。端部上端筋の抜け出し量が大きく抜け出しに伴う曲率の大きくなる、 H の小さいほど、 p_t の小さいほど、 δ_s/δ_t が大きくなっている。スパンが小さく、 δ_t の小さいほど、 δ_s の割合が大きい傾向を示しているが、 δ_t が問題となるある程度大きな範囲では、有効せい比が1.0のときの δ_s/δ_t は、 $H=150\text{mm}$ で0.3程度、 $H=300\text{mm}$ で0.2程度となっており、既往の報告で指摘されている割合と同程度となっている。これに対して、上端筋が下がることで、有効せい比が0.7まで低下すると、 δ_s/δ_t は、 $H=150\text{mm}$ で0.5程度、 $H=300\text{mm}$ で0.3程度となる。

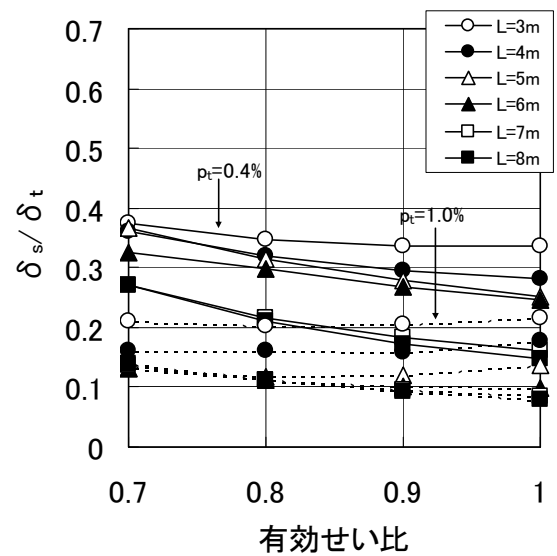
図5. 14に各有効せい比のときの δ_t に対する有効せい比が1.0のときの δ_t に対する増大率 $\delta_t/\delta_t(d'/d=1.0)$ と有効せい比との関係をスパン毎に示す。両者の関係は、条件によりばらつきはあるが、平均的には $\delta_t/\delta_t(d'/d=1.0)$ は $1/(d'/d)^{1.5}$ の関係で表され、文献^{5.3)}に示されているよりも、端部筋の下がりによる影響が大きい結果となっている。

上端筋の下がりに対する施工精度に関して表5. 2に示すような研究が行われているが、これらを総括すると10～30mm程度の下がりが生じているとされている。施工誤差として30mmの下がりが生じたとすると、有効せい比は $H=150\text{mm}$ で0.74、 $H=300\text{mm}$ で0.89であり、 $1/(d'/d)^{1.5}$ の関係で見ると、 $\delta_t/\delta_t(d'/d=1.0)$ は $H=150\text{mm}$ では約1.6、 $H=300\text{mm}$ では約1.2になり、施工精度が悪い場合には、 δ_t が20～60%程度増大する可能性のあることを示している。

表5. 3に、JASS5・JASS10（日本建築学会）および諸外国における断面寸法の許容差を示す。許容差として示されている数値は、部材の厚さやかぶり厚さに対してのものであり、鉄筋位置に対して明確な許容差は示されていないが、5～10mm程度の許容差であると読み取ることができる。また、表5. 2のNo.2に示した、1993～1994年にかけて行われた実態調査においては、柱・梁・壁の断面精度に比べて、スラブ厚さや上端筋位置の精度のばらつきが大きく、バーサポートの使用または挿入スペーサーの増大により鉄筋位置の保持は改善されているが、上端筋で10mm内外の沈下は免れないとしている。以上、断面寸法に対する許容差および施工精度に対する実態調査を踏まえて、上端筋の下がりの許容差を-10mmとすると、有効せい比は $H=150\text{mm}$ で0.91、 $H=300\text{mm}$ で0.96であり、 $1/(d'/d)^{1.5}$ の関係で見ると、 $\delta_t/\delta_t(d'/d=1.0)$ は $H=150\text{mm}$ では1.15、 $H=300\text{mm}$ では1.06となる。上端筋の下がりに対する許容差を考慮する場合は、長期たわみの予測値に対して、+10%程度の割り増しを見込む必要がある。

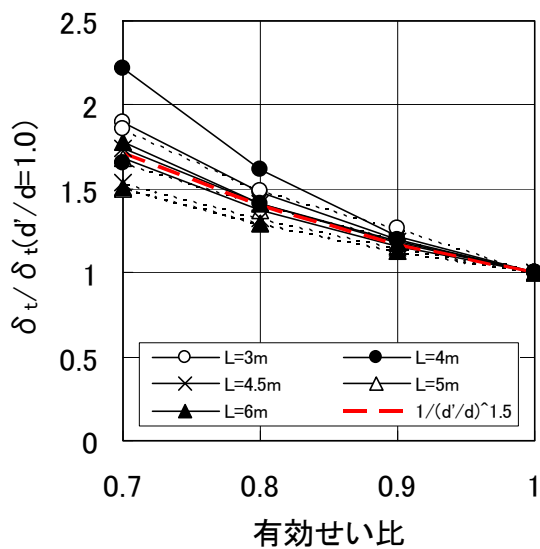


(a) $H=150\text{mm}$, $\gamma=0.5$

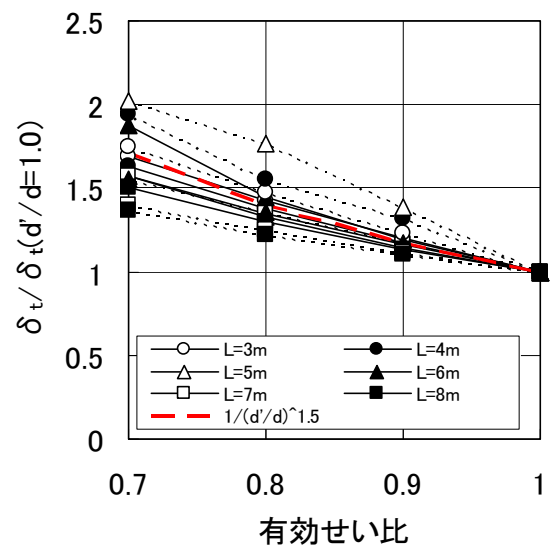


(b) $H=300\text{mm}$, $\gamma=0.5$

図 5. 13 δ_s/δ_t と有効せい比との関係



(a) $H=150\text{mm}$, $\gamma=0.5$



(b) $H=300\text{mm}$, $\gamma=0.5$

図 5. 14 $\delta_t/\delta_t(d'/d=1.0)$ と有効せい比との関係

表5. 2 RCスラブの施工精度に関する研究

No.	発表年	論文名	頁	著者	題名	研究概要	施工部位と誤差	設計への反映
1	1978	構造系論文集	41-50	土橋由造	大撓みをもつ鉄筋コンクリート厚床スラブの実態調査とその対策	件数72、総数約1100枚の障害スラブの調査結果の分析・総合	たわみ実測値：最大95mm、全体の約1/2は20mm超 n=203(損傷)、815(非損傷) スラブ厚平均値：2.0mm(損傷)、2.9mm(非損傷) スラブ厚標準偏差：17.1mm(損傷)、9.7mm(非損傷) かぶり設計値20mm、n=67(損傷)、1649(非損傷) 端部上端筋有効せい誤差：-34mm(損傷)、-12.7mm(非損傷) 端部上端筋有効せい標準偏差：17.8mm(損傷)、13.3mm(非損傷)	
2	1994	JCI年次大会	No.1 1277-1282	伊藤正義	最近の建築現場における鉄筋コンクリート工事の施工精度に関する調査	施工誤差に関する既往データを見直し、SRC造およびRC造建物の新築工事現場において断面寸法と配筋状況等の実測調査を行った	スラブ厚の標準偏差：9.0mm スラブ厚の誤差率：±10% スラブ上下筋間隔の誤差：約-5mm スラブ上端筋間隔の標準偏差：30mm超 端部上端筋有効せい平均誤差：-8.4mm 端部上端筋有効せい標準偏差：11.6mm	
3	1997	JCI年次大会	No.2 1107-1112	植松武是	RC床スラブの施工誤差を考慮した長期たわみ設計	差分法を用いた精密解から簡便な長期たわみ予測近似式を提案。スラブ厚さと端部上端筋位置の施工誤差を考慮して安全係数の求め方を示した	スラブ厚さと端部上端筋有効せい 非損傷床スラブの調査データに基づく分布性状	スラブ厚修正係数 α により目標値に対するスラブ厚の算出 上記に対応する目標値を施工誤差を考慮して下記により評価 長期たわみ目標値 $\delta = \delta_L - ((\mu + e) - \delta_L)$ δ_L ：施工誤差を考慮しない長期たわみ目標値、 μ ：長期たわみ変動分布の平均値、 e ：管理限界値 一・小規模スラブで $lx/250 \sim lx/400$ 、 中・大規模スラブで $lx/300 \sim lx/450$
4	1991	学会大会梗概集	333-334	布川信一	床スラブのたわみ障害と施工誤差	スラブの施工誤差がたわみ挙動に支配的な影響となることを実測データで示したものの	損傷スラブのたわみ実測値：n=2054、平均27mm、20mm超が全体の約67% S38～55建設：n=861、平均21.4mm、 $\sigma=13.7$ mm 異形鉄筋使用：n=560、平均22.3mm、 $\sigma=12.8$ mm n=855(損傷)、1103(非損傷) スラブ厚平均値：-1.7mm(損傷)、4.6mm(非損傷) スラブ厚標準偏差：18.3mm、10mm n=650(損傷)、1739(非損傷) 端部上端筋有効せい誤差：-24.4mm、-12.6mm 端部上端筋有効せい標準偏差：15.1mm、16.0mm	
5		RC規準	359		付7		たわみ実態調査から同一条件スラブのたわみ変動係数が20～50%と判断されることから、たわみが正規分布すると仮定し、変動係数30%、危険率5%(1.64×標準偏差)から設定	最大たわみ=1.5×予想平均たわみ
6	1991	構造系論文集	No.429 101-110	杉野目章	ある多層RC事務所建築の床構造についての総合的実測調査	多層RC事務所建築の実測調査	n=109(1～4Fの平板) たわみ平均値：29.0mm、 $\sigma=7.0$ mm n=83 スラブ厚平均値：-5.4mm(大部分が直仕上げのため) スラブ厚標準偏差：11.0mm n=148 端部上端筋有効せい誤差：-23.7mm 端部上端筋有効せい標準偏差：11.5mm	
7	1982	北海道支部研究報告集	123-126	土橋由造	或る高層共同住宅床スラブの撓み障害について	高層共同住宅の損傷状況・施工精度調査	t=130mm、n=170 スラブ厚平均値：-10.7mm スラブ厚標準偏差：14.2mm d=105mm(かぶり20mm)、n=70 端部上端筋有効せい誤差：-39.7mm 端部上端筋有効せい標準偏差：12.9mm	
8	1986	構造系論文集	165-	望月重	集合住宅の鉄筋コンクリート造床スラブの実態調査	建設後5年が経過した健全な床スラブの実態調査(調査枚数218枚)	かぶり厚さ設計値20mm、n=218 棟ごと(A～棟)に整理 かぶり平均値26.4～34.3mm(有効せい誤差-6.4～14.3mm) →有効せいとして直接測定していないため、有効せいの誤差値としては直接使えない かぶり標準偏差1.8～4.5mm	
9	1982 (2001)	Concrete International (建築技術)	Vol.4 No.10 (116-117)	P.R.Morgan		打設直前のオフィスのスラブの配筋精度を調べ、現行の関連基準との適合性を調べた		配筋精度の推奨値 上端筋の有効せい 公称値からの平均値の偏差：±2% 幅：±10mm(1m幅の平均値)、 ±13mm(1本ごと)
10	1986	学会論文集	165-174	武田寿一	鉄筋コンクリート床スラブの長期たわみに関する研究	建物調査事例を用いて共通の解析条件を設定し予測法の妥当性を検討	端部上端筋下がりの影響 土橋・井野の研究から、10～30mm程度の下がりが認められると判断	施工誤差として端部上端筋の下がりを20mmとし、調査結果と比較

表5. 3 断面寸法の許容差

基準	章	ページ	内容	精度(許容差:mm)
JASS5 ^(5.5)	2.8	p139～	床スラブ・屋根スラブの厚さ	一般・標準：-5～+20 長期：0～+20
	10.3	p270～	長期の場合の最外側の鉄筋のせき板に対するあきの許容差	+15～-10
JASS10 ^(5.6)	3.2.7	p60～	部材の厚さ(床・屋根)	±3
ACI ^(5.7)			スラブ上面の高さ	支柱取り外し前のスラブ：19mm
			断面寸法	30cm以下：-6～+10
EC2 ^(5.8)			コンクリート部材の断面寸法の許容差	150mm以下：±5 400mm：±15 (上記以外は直線補完)

5. 6 他の断面決定要因との関係

5. 6. 1 長期たわみと鉄筋応力

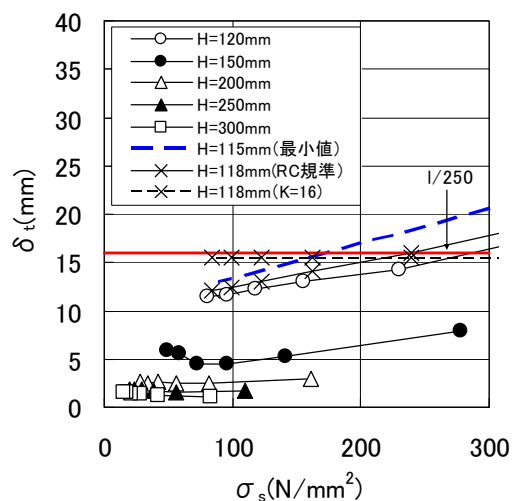
長期たわみ δ_t と鉄筋応力 σ_s の関係を調べ、強度ではなく変形で決まるスラブ厚さの限界を検証する。図 5. 15 は、 $\lambda=1.5$ の二方向スラブ、 $\gamma=0.5$ に対して、 δ_t および K と端部上端筋における σ_s との関係を表 2 に示す p_t をパラメータとしてスラブ厚さ毎に示したものである。同図に示す各スラブ厚さ毎の δ_t - σ_s 関係から、スラブ断面決定条件が強度、変形のどちらであるかを把握することができる。

ここで、たわみ限界値を RC 規準に従い $l/250$ とし、図 5. 15 (a)、(c) に示したたわみ限界値と $\sigma_s=200\text{N/mm}^2$ の交点に重なる時のスラブ厚さが、本計算法により示されるたわみの検討を要しないスラブ厚さの最小値とする。これよりスラブ厚さが小さい場合は、 $\sigma_s=200\text{N/mm}^2$ に達する前に、 δ_t が限界値を超えるスラブ厚さである。図 5. 15 に破線で示したのが、スラブ厚さ最小値の δ_t - σ_s 関係である。同図には、RC 規準 18 条のスラブ厚さ規定により求めたスラブ厚さ最小値の関係も併せて示している。本計算法と RC 規準により求めたスラブ厚さ最小値を表 5. 4 に示すが、本計算法によるスラブ厚さ最小値は、全てのスパンに対してほぼ $l/H=35$ となっている。本計算法により求められるスラブ厚さ最小値は、RC 規準と比べて $l=4\text{m}$ の場合はほとんど同じであるが、 l が大きくなる程小さくなっており、以前から指摘^{5.4)}されている、 $l=6\text{m}$ 程度を超えると RC 規準によるスラブ厚さは厚めに算定する傾向と同様の結果となっている。これは、RC 規準のスラブ厚さ最小値の規定が、 K を一律 16 倍としていることに起因している。図 5. 15 (b)、(d) の K - σ_s 関係に示すように、 l が大きくなる程 K は全体的に小さくなる傾向を示しており、 $l=4\text{m}$ のときはほぼ RC 規準で規定する $K=16$ となっているが、 $l=6\text{m}$ のときは $K=12$ 程度になっている。図 5. 15 (a)、(c) には、RC 規準のスラブ厚さ最小値に対してはたわみ限界値と対応する $K=16$ としたときの関係も示しているが、RC 規準では、この実際よりも大きなたわみが発生することを前提にしていることから、スラブ厚さが大きく評価されていると考えられる。

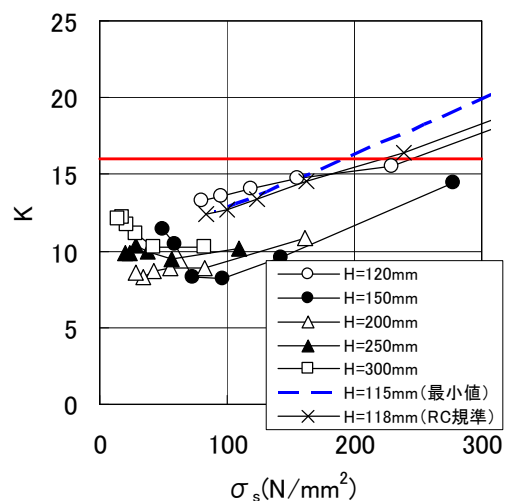
$l=6\text{m}$ のモデルに対して、 $\varepsilon_{sh}=8\times 10^{-4}$ とした場合の関係を図 5. 16 (a)、(b) に示すが、 ε_{sh} の影響で δ_t が大きくなっており、スラブ厚さの最小値も $H=205\text{mm}$ ($l/H=29.3$) となり、RC 規準によるスラブ厚さとほぼ同じ結果となった。コンクリートの材料特性としての ε_{sh} は応力とは関係のない要因であるため、 σ_s との関係から求められるたわみの検討を要しないスラブ厚さは、コンクリートの材料特性により変化することを示している。

表 5. 4 スラブ厚さ最小値 (mm)

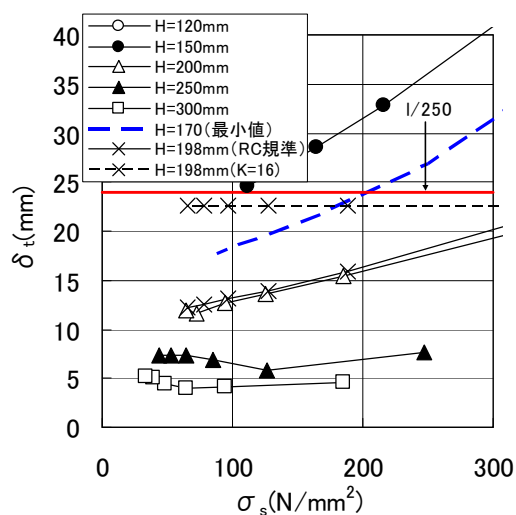
$l_x(\text{m})$	4	5	6	7	8
①本計算法	115	145	170	195	225
②RC規準	118	156	198	244	293
①/②	0.97	0.93	0.86	0.80	0.77



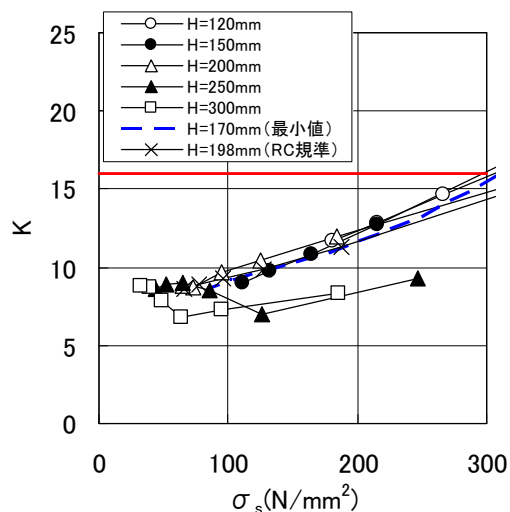
(a) δ_t ($l=4m$)



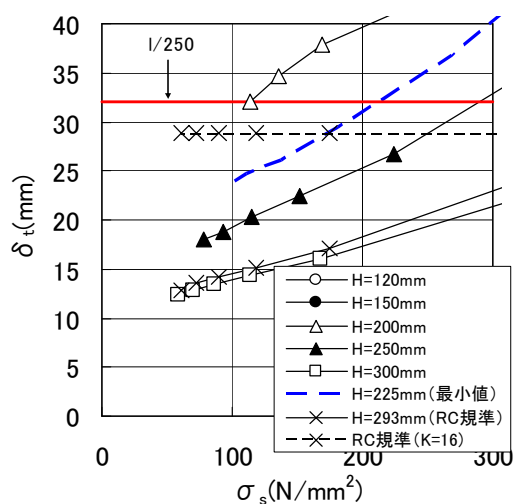
(b) K ($l=4m$)



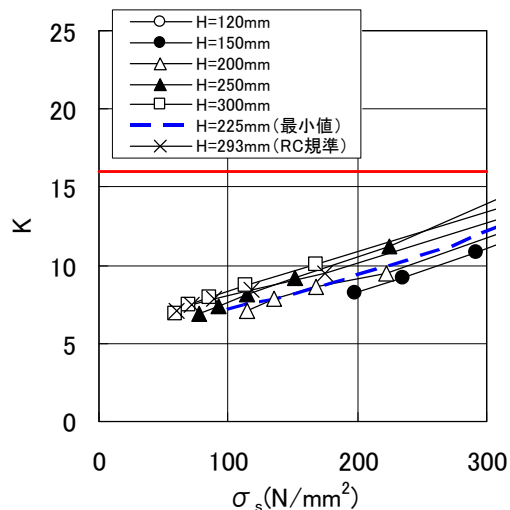
(c) δ_t ($l=6m$)



(d) K ($l=6m$)

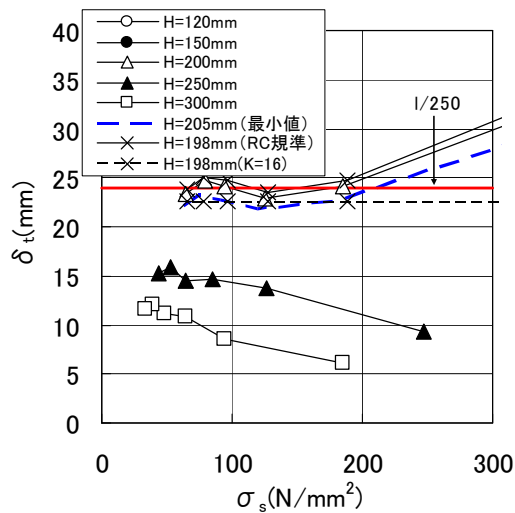


(e) δ_t ($l=8m$)

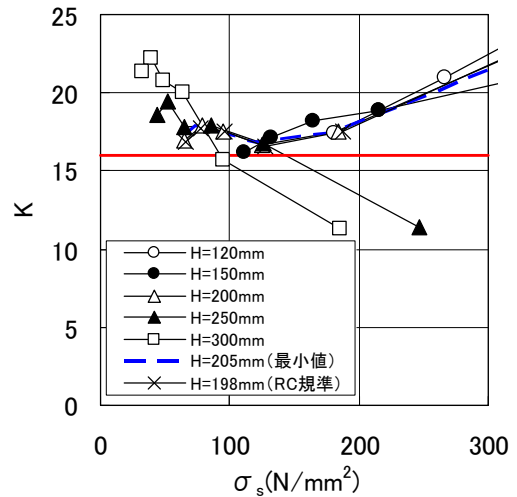


(f) K ($l=8m$)

図 5. 15 δ_t - σ_s および K - σ_s 関係



(a) δ_t ($l=6m$, $\varepsilon_{sh}=8 \times 10^{-4}$)



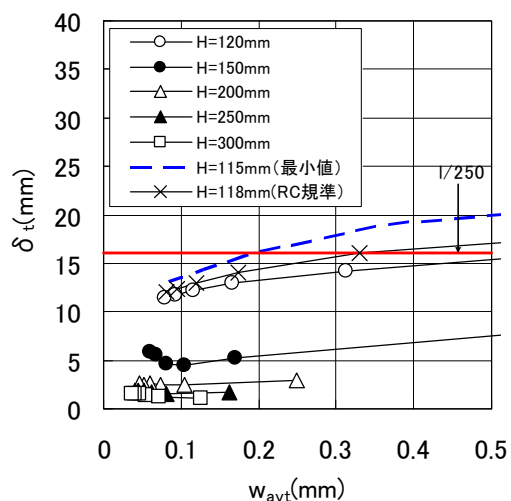
(b) K ($l=6m$, $\varepsilon_{sh}=8 \times 10^{-4}$)

図 5. 16 δ_t - σ_s および K - σ_s 関係 ($\varepsilon_{sh}=8 \times 10^{-4}$)

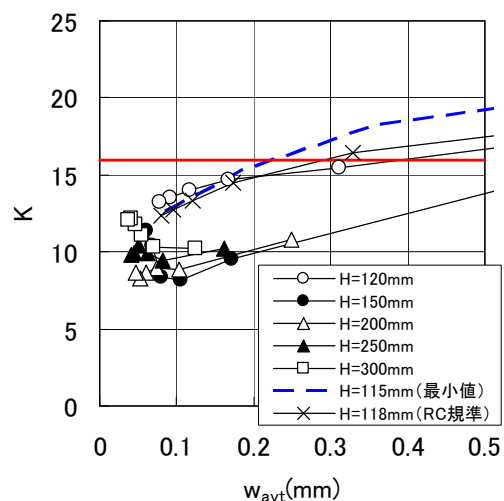
5. 6. 2 長期たわみと長期ひび割れ幅

長期たわみと共に重要な使用限界性能であるひび割れ幅との関係を検証する。第3章で提案している実用計算法は、鉄筋とコンクリート間の付着クリープ特性から、ひび割れによる曲げ剛性の変化を考慮できる手法であり、付着解析を基本とした鉄筋の抜け出し量算定式から長期ひび割れ幅を算定できることも、実用計算法の大きな特徴のひとつである。図 5. 17 は、図 5. 15 と同様の条件に対して δ_t および K と端部上端筋における長期平均ひび割れ幅 w_{avt} との関係を示したものである。ひび割れ幅の制御目標値を最大ひび割れ幅で 0.3mm として、平均ひび割れ幅で $0.3/1.5=0.2\text{mm}$ とする。5. 6. 1 節と同様に、破線で示した、たわみ限界値と $w_{avt}=0.2\text{mm}$ の交点に重なるときのスラブ厚さが、ひび割れ幅に対してたわみの検討を要しない最小スラブ厚さとする、鉄筋応力に対して求まるスラブ厚さ最小値にほぼ対応する結果となった。

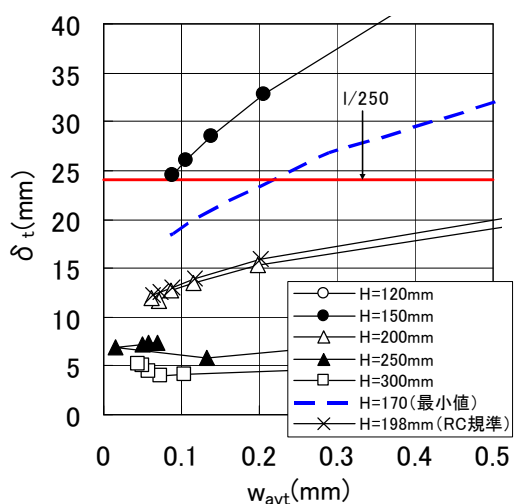
以上の検討より、 $l=4\sim 8\text{m}$ の RC スラブに対して、 δ_t と σ_s 及び w_{av} との関係から、たわみ限界値を $l/250$ としてたわみの検討を要しないスラブ厚さの最小値を求めた結果、 l/H でおおよそ 35 となった。



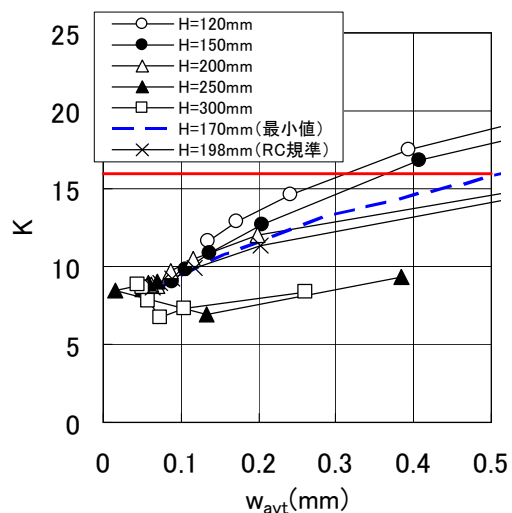
(a) δ_t ($l=4m$)



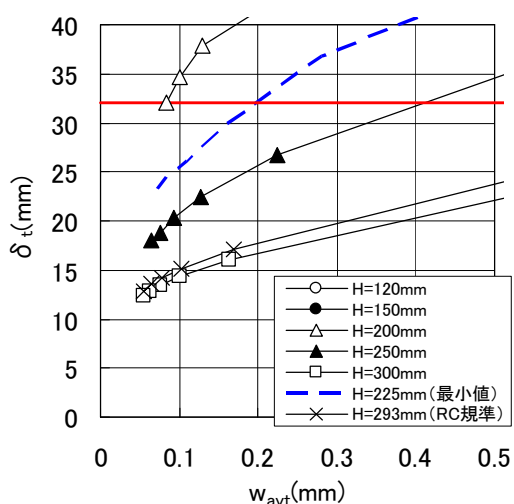
(b) K ($l=4m$)



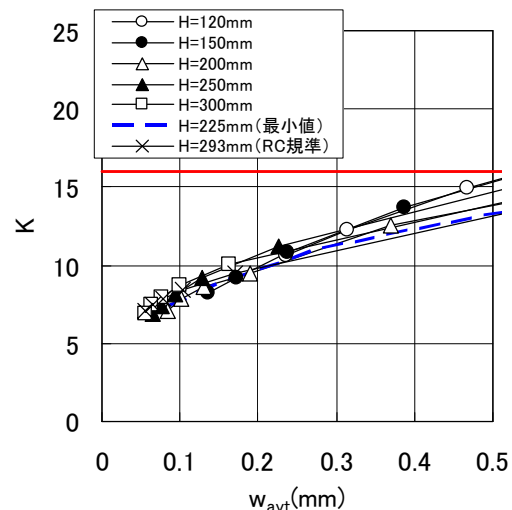
(c) δ_t ($l=6m$)



(d) K ($l=6m$)



(e) δ_t ($l=8m$)



(f) K ($l=8m$)

図 5. 17 δ_t - w_{avt} および K - w_{avt} 関係

5. 7 まとめ

第3章および第4章で提案した長期たわみ計算法を用いて、最近の設計動向を踏まえて設定した要因に対してケーススタディを行い、各種要因の長期たわみに及ぼす影響について検討した結果をまとめると以下のようになる。

- (1) スパン・スラブ厚さ比の増加に対して長期たわみは双曲線的に増加し、鉄筋比が小さい程、その傾向は顕著である。
- (2) 引張鉄筋を増やすことによるたわみ抑制効果は大きい、その効果は頭打ちの傾向にある。
- (3) 応力によるたわみに対して乾燥収縮によるたわみの影響が大きい場合は、圧縮鉄筋を増やすことで長期たわみを抑制できる。その抑制効果はスパンが小さい程、スラブ厚さが大きい程顕著である。
- (4) コンクリート強度の長期たわみに及ぼす影響は大きく、その影響は鉄筋比が小さい程大きい。
- (5) ひび割れのない場合はたわみ自体が小さいこと、およびひび割れのある場合は、コンクリートに対して鉄筋の影響が大きくなるため、長期たわみに及ぼすクリップの影響は小さい。
- (6) プレストレスによって、長期たわみは荷重キャンセル率に応じて制御される。
- (7) 辺長比を1に近づけることによって、大きなたわみ抑制効果を期待できる。
- (8) 付着強度の長期たわみに及ぼす影響は、鉄筋比が小さく鉄筋応力が大きいほど、付着強度が 4N/mm^2 以下の小さい範囲で大きくなっている。
- (9) 上端筋の下がりの δ_t に及ぼす影響は大きく、上端筋の下がりによる長期たわみの増大率は、平均的には $1/(d'/d)^{1.5}$ の関係で表される。施工誤差として 30mm の下がりが生じたとすると、長期たわみが $20\sim 60\%$ 程度増大する可能性がある。
- (10) 長期たわみと鉄筋応力、長期ひび割れ幅との関係から、たわみの検討を要しないスラブ厚さの最小値は l/H でおおよそ 35 となり、RC 規準で求められるスラブ厚さよりも小さくなった。

影響要因分析により得られた結果を踏まえて、長期たわみ制御設計における留意事項を以下に示す。

- (1) l/H によるたわみ制御は、 $l/H=35$ 程度を上限とし、 $l/H=20$ まで l/H を小さくすることで合理的に行うことができる。
- (2) $p_t=0.6\%$ 程度を上限として p_t を増やすことにより、合理的にたわみを制御できる。
- (3) 乾燥収縮の長期たわみに及ぼす影響が大きく、乾燥収縮を小さくするための調合・施工計画が重要である。

- (4) 付着特性のうち、付着強度 τ_{y0} が 4N/mm^2 より小さい場合は、その影響を考慮する必要がある。
- (5) 上端筋の下がりの許容差を、断面寸法に対する許容差および施工精度に対する実態調査を踏まえて -10mm とした場合、長期たわみ予測値に対して $+10\%$ 程度の割り増しを見込む必要がある。

【参考文献】

- 5.1) 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、pp.145-152、2000.6
- 5.2) 岩田樹美、李 振宝、大野義照：端部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算定、日本建築学会構造系論文集、第 510 号、pp.145-152、1998.8
- 5.3) 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、コンクリート工学論文、Vol.21、pp.115-124、1983.9
- 5.4) 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
- 5.5) 日本建築学会：建築工事標準仕様書・同解説 JASS5 鉄筋コンクリート工事 2003
- 5.6) 日本建築学会：建築工事標準仕様書・同解説 JASS10 プレキャスト鉄筋コンクリート工事 2003
- 5.7) ACI Committee 117 : Standard Specifications Tolerances for Concrete Construction and Materials (ACI117-90)
- 5.8) European Prestandard : ENV 1992-1-1 ; Eurocode 2 : Design of concrete structures ; CEN European Committee for Standardization, 1991.12

第6章 RCおよびPRCスラブの長期たわみ制御設計法

6. 1 はじめに

第1章でも述べたように、空間自由度向上、施工合理化のため、スパンの長大化が増加しているが、スパンの長大化は、長期たわみ予測無くしては実現できないといってもよく、その重要性はますます大きくなっている。また、一般的な条件のスラブを学会 RC 規準および PRC 指針により行う場合においても、規準・指針における長期たわみ制御設計法が確立されておらず、その性能が不明確なまま、主に経験的な数値（例えばたわみ倍率を一律 16 倍として評価している）を用いて設計されているのが現状である。

本章では、設計実務にも適用できる RC および PRC スラブの長期たわみ制御設計手法を提案する。長期たわみ制御設計法は、設計実務に適する実用性、簡便性が必要であるが、設計の目的に合わせて予測精度と計算の難易度を選択できる段階的予測手法として提案する。

提案した長期たわみ制御設計法により、具体的な設計例を示し、本制御設計法の性能評価型設計手法としての有効性を検討する。

6. 2 適用範囲

6. 2. 1 適用範囲

本設計法で適用するコンクリート系スラブを以下に示す。

- 1) RC スラブおよび PRC 長スパンスラブを対象とする。
- 2) 周辺を大梁で支持された一方向および二方向スラブとし、支持条件は固定支持および単純支持を基本とするが、半固定条件含めた種々の支持条件の組み合わせも適用範囲とする。
- 3) 本章においては、現場打ちコンクリートスラブを基本とする。型枠としてのプレキャスト（以下 PCa と略記）板の上に現場打ちコンクリートを打設して構造的に一体化するハーフ PCa スラブについても、PCa 部と場所打ち部のコンクリートの収縮差を考慮することで適用することができる。
- 4) 長期たわみ計算法のコンクリート強度の適用範囲として、RC 規準と同様に $18 \sim 60\text{N/mm}^2$ とする。

6. 2. 2 適用範囲の設定根拠

長期たわみ制御設計法の適用範囲は、長期たわみ算定式のうち、実験結果や解析結果を近似して定式化した場合において、設定する必要がある。本制御手法に用いた算

定式においては、表 6. 1 に示す部分がその対象となる。

RC 規準 1999^{6,1)}におけるコンクリート材料の適用範囲を表 6. 2 に示す。

コンクリート強度については、表 6. 1 に示すように RC 規準に示される設計基準強度 $18 \sim 60 \text{N/mm}^2$ の範囲においては、概ねその妥当性が確認されているため、その適用範囲は RC 規準と同じである。ただし、 τ - s 関係の定式化については研究途上であり、今後の研究成果を反映させていく必要がある。

乾燥収縮ひずみによる曲率計算において影響するスラブ厚さについては、600mm までの範囲で定式化しているため、スラブ厚さとしては、特に適用範囲を設定する必要はない。また、圧縮鉄筋比の検討範囲が $0 \sim 1.12\%$ となっているが、圧縮鉄筋量としては、スラブ断面としては十分な量であるため、これに対しても特に適用範囲を設定する必要はない。

提案した計算法の妥当性の確認に用いた実験における要因の範囲と第 5 章で検討した影響要因分析にて設定した解析ケースにおける要因の範囲との比較を表 6. 3 に示す。実験については、第 4 章で示した二方向スラブの実験結果と共に、第 3 章で示した一方向 RC および PRC スラブの長期たわみ実験の要因の範囲についても、同表に記載している。

解析ケースを実験要因と比較すると、大略、解析ケースの要因の範囲は実験要因によりカバーできている。

以上を総括し、提案した長期たわみ制御設計法の適用範囲としては、コンクリート強度として RC 規準と同じ $18 \sim 60 \text{N/mm}^2$ としている。

表 6. 1 長期たわみ制御設計法の適用範囲に関する項目

要因	記号	適用範囲	参考文献
ひび割れモーメント	M_{cr}	瞬時の M_{cr} は、RC規準の適用範囲である18～60N/mm ² となる。長期の M_{cr} については、実験による確認データはないが、工学的にみて、瞬時と同様の範囲で適用できると判断している。	6.1)
ヤング係数	E_c	New RC式を採用	6.1)
τ -s関係	τ_y, K	下記の実験結果を用いて定式化している。 コンクリート強度: 24～48.9N/mm ² 鉄筋: D16、D19 コンクリート強度の範囲としては、RC規準をカバーしていると判断してよいと思われるが、 τ -s関係の定式化は研究途上であり、今後の研究成果を反映させていく必要がある。	2. 3. 1 節
ひび割れ間コンクリートの拘束作用	$q'(t)$	文献4)に示されている算定式を用いて評価 妥当性の検証に用いた実験結果(梁試験体)の範囲 コンクリート強度: 20～60N/mm ² 鉄筋: D13～D19	3. 2. 3 節 6.2)
ひび割れ断面での乾燥収縮による曲率	ϕ_{shcr}	文献 ¹⁾ 図15、図16に示すように、パラメトリックに解析した結果に基づく近似曲線を以下の範囲の値を用いて定式化している。 圧縮鉄筋比: 0～1.12% スラブ厚さ: 120～600mm 更に広い範囲で算定式の確認を行い、適用範囲の制限はないことを示すことも可能である。	3. 3. 5 節

表 6. 2 RC 規準 1999 における適用範囲

要因	単位	材料強度	長期許容応力度
コンクリート	N/mm ²	18 ～ 60	6 ～ 20

表 6. 3 要因の範囲の比較

要因	記号	単位	実験 (二方向)	実験 (一方向)	解析ケース
スラブ厚さ (RC)	H	mm	120 ～ 250	100 ～ 200	120 ～ 300
スラブ厚さ (PRC)			150 ～ 170	130 ～ 250	200 ～ 400
スパン (RC)	l	m	3.5 ～ 6.22	3.08 ～ 6	3 ～ 8
スパン (PRC)			6 ～ 6	6 ～ 9	8 ～ 13
引張鉄筋比	p_t	%	0.37 ～ 0.51	0.28 ～ 0.91	0.20 ～ 1.20
複筋比	γ		0.36 ～ 0.5	0.00 ～ 1	0 ～ 1
コンクリート強度	σ_B	N/mm ²	24.6 ～ 28.7	13.8 ～ 27.9	18.0 ～ 50
ヤング係数	E_c	$\times 10^4$ N/mm ²	1.92 ～ 2.41	1.37 ～ 2.44	2.06 ～ 2.90
クリープ係数	ψ		1.92 ～ 3.43	1.48 ～ 4.60	1 ～ 4
乾燥収縮ひずみ	ϵ_{sh}	$\times 10^{-4}$	2.75 ～ 9	1.53 ～ 6	2 ～ 8
プレストレス量	x		0.28 ～ 0.37	0.17 ～ 0.67	0.2 ～ 0.8
辺長比	λ		1.00 ～ 2.08	—	1 ～ 2

6. 3 段階的長期たわみ予測手法の提案

第3章および第4章で提案した長期たわみ計算法は、設計実務に対応することを意図して実用計算法として定式化しているものの、長期たわみ挙動が種々の要因の影響を受けることから、精度よく予測するための煩雑さは依然としてあるため、設計実務において様々な状況に応えていく手法としては必ずしも適さないと考えられる。そこで、段階的長期たわみ予測手法（以下段階的手法と呼ぶ）を提案する。段階的手法とは、難易度の異なる2つの予測法を段階的に採用することにより、ある程度の安全率を持たせた上で簡易に予測を行う場合と、より詳細に予測を行うことで、合理的なたわみ制御設計にも応えることのできる予測手法である。

6. 4 長期たわみ制御設計フロー

図6. 1にフローを示す。たわみ制御目標を設定し、スラブ断面を仮定した上で、まず簡易予測手法（以下簡易法と呼ぶ）によりたわみ検討を行う。ここで検討結果がOKとなり、妥当であると判断した場合はここで設計を終了する。検討結果がNGあるいは、より合理的な設計を行うと判断した場合は、詳細予測手法（以下詳細法と呼ぶ）による検討を行い、検討結果がOKの場合に設計を終了する。詳細法には、第3章および第4章で提案した長期たわみ実用計算法を用いる。

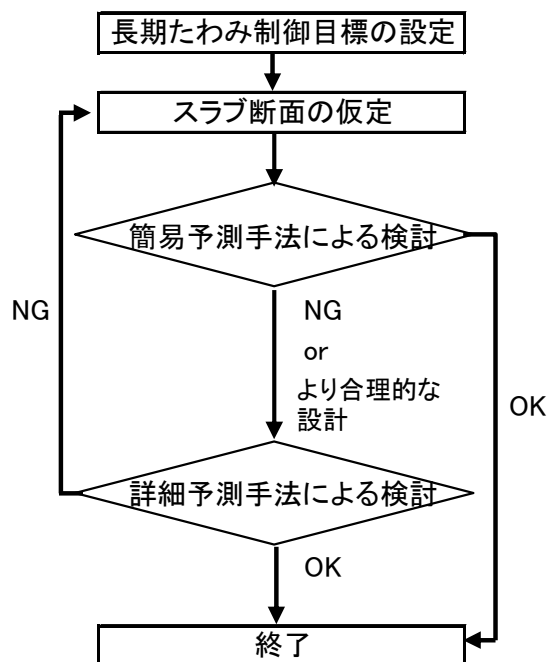


図 6. 1 段階的手法フロー

6. 5 簡易法

6. 5. 1 たわみ倍率による長期たわみの評価

簡易法では、長期たわみ δ_t をひび割れによる剛性低下、コンクリートのクリープ・乾燥収縮、および固定支持部からの鉄筋の抜け出しの 4 つの要因を考慮して(6.1)式のように各要因によるたわみの和としてたわみ倍率 K を用いて表すこととする。二方向スラブの場合は、RC 規準付 7 と同様に、弾性たわみ δ_e を交差梁理論による略算式(4.1)式にプレストレスによる荷重キャンセル率を考慮して求め、短辺方向のたわみ倍率を採用して長期たわみを計算する。

$$\delta_t = K\delta_e \quad (6.1)$$

$$\delta_e = \frac{1}{32} \frac{\lambda^4}{1 + \lambda^4} \frac{(1-x)wl_x^4}{E_c H^3}$$

$$K = K_{cr} + K_{cp} + K_{sh} + K_s$$

K_{cr} : ひび割れによるたわみ倍率

K_{cp} : クリープによるたわみ倍率

K_{sh} : 乾燥収縮によるたわみ倍率

K_s : 端部筋の抜け出しによるたわみ倍率

たわみ倍率算定式は、第 3 章および第 4 章で提案した実用計算法（詳細法）を元に定式化する。

6. 5. 2 ひび割れおよびクリープによるたわみ倍率

ひび割れの影響は、作用応力 M とひび割れ耐力 M_{cr} との比較によりひび割れの発生を判定し、ひび割れが発生すると判定される場合は、ひび割れ領域断面 2 次モーメント I_{cr} により剛性を評価することで考慮する。ひび割れ発生領域の大きさとひび割れの有無に応じた断面 2 次モーメントから、スパン全長に対して等価な断面 2 次モーメント I_e を求め、全断面有効部分の曲率との比として下式によりひび割れによるたわみ倍率 K_{cr} を計算する。

$$K_{cr} = \frac{M/E_c I_e}{M/E_c I_g} = \frac{I_g}{I_e} \quad (6.2)$$

ここに、 E_c : コンクリートのヤング係数、 I_g : 全断面有効断面 2 次モーメント（鉄筋の存在を無視）、 I_e : 等価断面 2 次モーメント

等価断面 2 次モーメント I_e は、第 3 章において提案した(6.3)～(6.5)式により求める。

中立軸比 x_{n1} およびひび割れ領域断面 2 次モーメント I_{cr} は、式を簡単にするため、ひび割れ断面の値（付着特性係数 $q'(t)=1$ ）として(6.7)式により計算する。

$$I_{e1} = \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^4 I_g + \left\{ 1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^4 \right\} I_{cr} \quad (6.3)$$

$$I_{e2} = \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^{15} I_g + \left\{ 1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^{15} \right\} I_{cr} \quad (6.4)$$

$$I_e = \frac{2I_{e1} + 3I_{e2}}{5} \quad (6.5)$$

$$x_{n1} = n'(1 + \gamma) p_t \left(\sqrt{1 + \frac{2(1 + \gamma d_{c1})}{n'(1 + \gamma)^2 p_t}} - 1 \right) \quad (6.6)$$

$$I_{cr} = \left\{ \frac{x_{n1}^3}{3} + n' p_t (1 - x_{n1})^2 + n' p_t \gamma (x_{n1} - d_{c1})^2 \right\} b d^3 \quad (6.7)$$

クリープによる影響は、等価ヤング係数法により考慮する。ひび割れとクリープによるたわみ倍率 $K_{cr} + K_{cp}$ は、下式より計算する。

$$K_{cr} + K_{cp} = \frac{E_c I_g}{E_t I_e} = \frac{I_g}{I_e} (1 + \psi) \quad (6.8)$$

6. 5. 3 乾燥収縮によるたわみ倍率

乾燥収縮によるたわみ倍率 K_{sh} は、ひび割れの有無を考慮した等価な乾燥収縮による曲率 ϕ_{she} を用いて計算した乾燥収縮によるたわみ δ_{sh} を弾性たわみ δ_e で除して求める。 ϕ_{she} は下式により求めた端部（ ϕ_{she1} ）と中央部（ ϕ_{she2} ）の値の平均値とする。 ϕ_{she1} の計算式(3.35)式における端部モーメントの低下率 μ は 1.0 とする。

$$\phi_{she1} = \left(\frac{M_{cr}}{M_{a1}} \right)^2 \phi_{shg} + \left\{ 1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_{a1}} \right)^2 \right\} \phi_{shcr} \quad (6.9)$$

$$\phi_{she2} = \left(\frac{M_{cr}}{M_{a2}} \right)^2 \phi_{shg} + \left\{ 1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_{a2}} \right)^2 \right\} \phi_{shcr} \quad (6.10)$$

$$\phi_{she} = \frac{\phi_{she1} + \phi_{she2}}{2} \quad (6.11)$$

表 5. 1 に示す解析ケースに対して、 $\gamma=0.5$ 、 $\phi=3.0$ 、 $\varepsilon_{sh}=4 \times 10^{-4}$ の場合の RC スラブの場合の、詳細法により求めた δ_{sh} と $\phi_{she}l^2$ との関係 ($\gamma=0.5$) を図 6. 2 に示す。 δ_t の算出にあたり、 σ_s が長期許容応力度である 200N/mm^2 を超えるものについては同図から除外している。両者はほぼ線形関係とみなすことができる。この結果を踏まえ、 δ_{sh} は下式のように計算する。

$$\delta_{sh} = \frac{\phi_{she}l_x^2}{12} \quad (6.12)$$

K_{sh} は、下式により計算される。

$$K_{sh} = \frac{\delta_{sh}}{\delta_e} = \frac{8}{3} \phi_{she} \frac{1 + \lambda^4}{\lambda^4} \frac{E_c H^3}{(1 - x) w l_x^2} \quad (6.13)$$

6. 5. 4 端部筋の抜け出しによるたわみ倍率

端部筋の抜け出しによるたわみ倍率 K_s は、端部筋の抜け出し量 S_o による回転角 θ により生じるたわみとして計算した端部筋の抜け出しによるたわみ δ_s を、 δ_e で除して求める。

S_o は、図 3. 4 に示す τ - s 関係が弾性域にある場合の抜け出し量 S_{eo} を (6.14) 式により求め、 τ - s 関係が弾塑性両域にわたる場合のすべり量 S_o を (6.15) 式により計算する。表 5. 1 に示す解析ケースに対して、(6.14) 式による S_{eo} を詳細法により求めた S_{eo} との比較した結果を図 6. 3 に示す。(6.14) 式による S_{eo} は詳細法とほぼ同じ値で予測できており、予測精度を保持しつつ、算定式の簡略化を図ることができた。

$$S_{eo} = \left\{ (-0.004\nu + 5\alpha(t))\sigma_s \times 10^{-4} + \varepsilon_{sh} \right\} / \alpha(t) \quad (6.14)$$

$$\alpha(t) = \sqrt{\frac{1 + n'p}{E_s A_s}} U K_t, \quad n' = E_s / E_t, \quad p = A_s / A_c$$

$$\left. \begin{aligned} S_o &= S_{eo} & (S_{eo}/S_{yt} \leq 1.0) \\ S_o &= \{0.7(S_{eo}/S_{yt})^2 + 0.3\} S_{yt} & (S_{eo}/S_{yt} > 1.0) \end{aligned} \right\} \quad (6.15)$$

$$S_{yt} = \tau_{yt} / K_t$$

ここに、 U ：鉄筋の周長、 τ_{yt} ： τ - s 関係における付着強度、 K_t ： τ - s 関係における付着剛性

K_s は、下式により計算する。

$$K_s = \frac{\delta_s}{\delta_e} = \frac{8S_o}{d(1-x_{n1})} \frac{1+\lambda^4}{\lambda^4} \frac{E_c H^3}{(1-x)w l_x^3} \quad (6.16)$$

6. 6 簡易法による長期たわみの予測精度

6. 6. 1 詳細法との比較

表 5. 1 に示す解析ケースに対して、 $\gamma=0.5$ の場合の RC スラブおよび PRC スラブ ($x=0.4$) の簡易法による δ_t を詳細法と比較したのが図 6. 4 である。たわみが問題とならない 10mm 以下の範囲で大きめに評価する場合もあるが、簡易法による値は詳細法による値の 1.0~1.4 倍程度となっており、簡易な手法として必要な精度を確保しつつ、安全側に予測できることを確認した。

6. 6. 2 既往の実験結果との比較（一方向スラブ）

簡易法により求めた長期たわみを、第 3 章に示す既往の RC 一方向スラブ実験結果と比較し、その適合性を検討する。

表 6. 4 に長期たわみ実験結果と、簡易法による計算値を示す。また、図 6. 5 に簡易法と実験値の比較を示す。図 6. 5 には、繰り返し計算法および、 M_{cr} を瞬時ひび割れ耐力の下限值である $0.38\sqrt{\sigma_B}Z$ とした場合の計算値も併せて示している。

簡易法による値は、実験値に対して 1.0~1.4 倍程度の値となっており、簡易な手法として必要な精度を確保しつつ、安全側に予測できている。 M_{cr} を $0.38\sqrt{\sigma_B}Z$ とすると、 M_{cr} の過大評価により、計算値は M_{cr} を (3.4) 式で評価した場合に比べて若干小さくなっており、実験値を危険側に評価する場合もあるが、概ね実験値を捉えることができている。

図 6. 6 に、RC 規準付 7 による値と実験値の比較を示す。RC 規準付 7 の計算式は、文献^{6.3)}に拠った。RC 規準による値は、簡易法に比べて全体的に小さく、実験値に対して 0.4~1.0 倍程度となっている。最大たわみとして 1.5 倍した値でも、実験値に対して ± 1.4 倍程度となっており、ばらつきも大きくなっている。

6. 6. 3 既往の実験結果との比較（二方向スラブ）

表 6. 5 に長期たわみ実験結果と簡易法による計算値を示す。また、図 6. 7 に簡易法と実験値の比較を示す。図 6. 7 には、 M_{cr} を $0.38\sqrt{\sigma_B}Z$ とした場合の計算値も併せて示している。

簡易法による値は、実験値に対して 1.0~1.4 倍程度の値となっており、必要な精度

を確保しつつ安全側に予測できている。 M_{cr} を $0.38\sqrt{\sigma_B Z}$ とした場合も、簡易法と概ね同様の精度で予測できているが、山本の B に対しては過小評価となった。これは、本試験体の乾燥収縮ひずみが 9×10^{-4} と非常に大きく、 M_{cr} を(3.4)式で求めた値に対して $0.38\sqrt{\sigma_B Z}$ が過大評価となり、ひび割れの影響を過小評価したためである。

図 6. 8 に、RC 規準付 7 による値と実験値の比較を示す。PRC スラブである芳賀 S2、S3 に対しては、荷重つりあい方式により求めた弾性たわみにたわみ倍率を乗じて計算した。RC 規準による値は、RC スラブに対しては、一方向スラブと同様、簡易法に比べて全体的に小さくなっているが、PRC スラブに対しては逆に過大評価となっている。PRC スラブが過大評価となったのは、本試験体がプレストレスによりひび割れが抑制されているのに対して、RC 規準付 7 では、乾燥収縮によるたわみをひび割れ断面として求めているため、乾燥収縮によるたわみが大きく評価されたためである。

6. 6. 4 簡易法との比較による RC 規準付 7 の特徴

表 6. 6 に、簡易法と RC 規準付 7 の計算法の比較を示す。RC 規準付 7 による値が簡易法に比べて小さくなった要因としては、

- ・ 瞬時ひび割れ耐力式の準用による、ひび割れ耐力の過大評価
- ・ 乾燥収縮によるたわみ倍率を、曲率の比により計算することによる過小評価
- ・ 端部筋の抜け出しによるたわみが考慮されていない

を挙げることができる。これに対して、乾燥収縮のたわみ倍率は、ひび割れ断面での値を用いていること、最大たわみとして、求めた平均たわみを 1.5 倍して最大たわみとして評価していることが、たわみを安全側に評価する方向に働き、結果的に、実験値に対して極端に過小な値がない結果となっている。

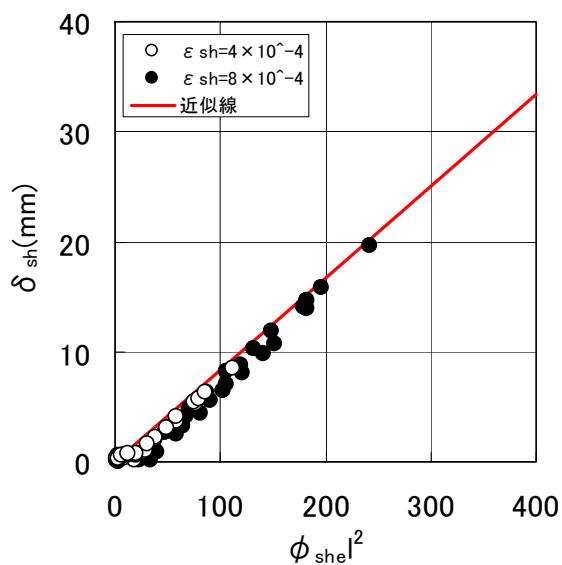


図 6. 2 $\delta_{sh}-\psi l^2$ 関係

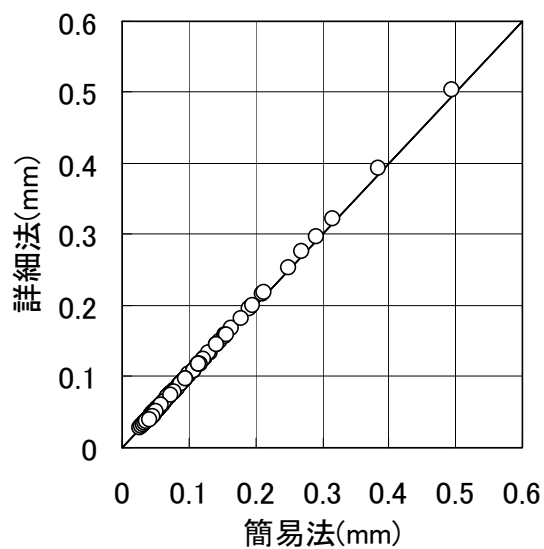
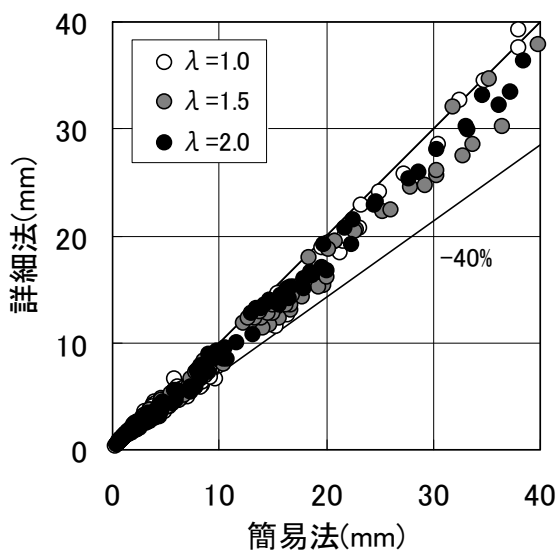
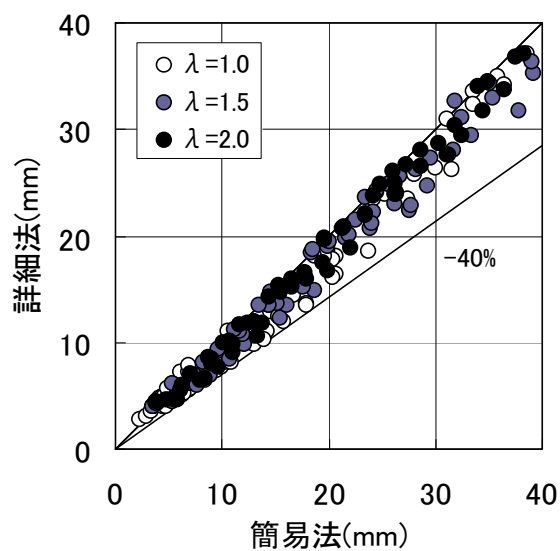


図 6. 3 S_{eo} の比較



(a) RCスラブ



(b) PRCスラブ

図 6. 4 予測法による比較

表 6. 4 既往の一方方向 R C スラブ長期たわみ実験結果との比較

研究者	試験体 名称	断面寸法 (mm)	スパン (m)	かぶり (mm)	鉄筋量 (mm ²)		コンクリート			荷重 (kN/m)	加力材齢 (日)	実験値 測定材齢 (日)	長期たわみ									
					端部	中央部	圧縮強度 (N/mm ²)	ヤング係数 (N/mm ²)	クリープ 係数				収縮ひずみ (×10 ⁻⁶)	①実験値 (mm)	計算値(mm)			②/①	③/①	④/①		
															簡易法	R ₂₈ C ₃₀ B	R ₂₈ 標準				③ΣK	④繰り返 し計算法
松崎 ^{3.11)}	A-1	1000x120	3.8	25	499	0	16.5	18100	3.72	500	5.65	21	365	20.33	18.19	9.94	14.92	17.30	1.27	0.62	1.08	
	A-2	1000x120	3.8	25	499	0	16.5	18100	3.72	500	4.59	21	365	16.87	11.44	8.71	13.07	13.30	1.45	0.75	1.15	
	A-3	1000x120	3.8	25	499	0	16.5	18100	3.72	500	2.82	21	365	9.62	6.24	5.44	8.16		1.17	0.66		
岩原 ^{3.12)}	SN-1	450x137	3.6	37	214	0	20	22800	4.45	503	4.22	30	600	20.72	19.13	10.24	15.36	15.70	1.19	0.59	0.90	
	SN-3	450x135	3.6	15	214	0	20	22800	4.6	520	4.21	30	900	16.75	15.33	7.87	11.80	14.50	1.07	0.50	0.92	
	SN-4	450x133	3.6	53	214	0	20	22800	4.6	520	4.19	30	900	29.80	28.35	17.44	26.16	25.40	1.67	0.98	1.43	
山本 ^{3.13)}	S-3	400x120	3.6	25	143	0	21.7	22800	3.14	317	1.69	3	112	6.69	5.98	3.98	5.97	5.24	1.22	0.73	0.96	
	S-5	400x120	3.6	25	143	0	21.7	22800	1.68	272	1.69	28	112	5.38	4.83	3.12	4.68	3.10	1.37	0.80	0.79	
	S-6	400x130	5.0	25	254	0	21.7	22800	3.11	232	1.84	3	112	18.62	17.72	10.74	16.12	17.40	0.95	0.55	0.89	
小森 ^{3.14)}	S-7	400x130	5.0	25	254	0	21.7	15900	1.67	199	1.84	28	112	17.94	17.20	10.17	15.25	13.10	1.21	0.69	0.89	
	SI-A	250x100	5.0	30	54.7	0	20.1	15887	2.0	345	0.59	56	90	67.02	59.80	26.90	40.35		1.06	0.43		
	SI-B	250x100	5.0	30	57	0	20.1	15887	2.0	345	0.59	56	90	64.81	57.72	26.39	39.58	50.20	1.41	0.57	1.09	
小柳 ^{3.15)}	No.1	500x120	3.08	30	214	0	18.5	19515	3.53	560	4.20	56	2200	16.01	13.44	7.23	10.84		1.03	0.47		
	No.2	500x120	3.08	30	214	0	13.8	13729	3.53	560	4.20	56	2200	17.70	16.26	8.01	12.01		0.93	0.42		
	No.1	750x200	6.0	30	635	254	19.9	17946	2.63	600	6.18	20	365	26.79	25.04	16.97	25.45		1.22	0.77		
小倉 ^{3.16)}	No.2	750x160	6.0	30	889	381	19.9	17946	2.63	600	5.24	20	365	35.35	33.44	21.63	32.45		1.36	0.83		
	No.3	750x200	6.0	30	995	398	19.9	17946	2.63	600	6.18	20	365	22.35	20.07	13.62	20.44		1.24	0.76		
	No.4	750x200	6.0	30	635	254	17.8	18829	2.63	600	6.18	20	365	27.64	25.21	16.83	25.25		1.20	0.73		
岡田 ^{3.17)}	B-2	1000x190	5.25	35	889	0	22.2	22163	3.0	500	6.43	26	262	15.84	10.03	8.58	12.86		1.51	0.82		

表 6. 5 既往の二方向スラブ長期たわみ実験結果との比較

研究者	試験体 名称	方向	スラブ 厚さ (mm)	スパン (m)	辺長 比 λ	d(mm)	鉄筋量 (mm ²)		コンクリート			プレストレス		荷重 (kN/m ²)	加力 材齢 (日)	実験値 測定材齢 (日)	①実験 値 (mm)	長期たわみ				②/①	③/①	
							端部	中央部	圧縮 強度 (N/mm ²)	ヤング 係数 (N/mm ²)	クリー プ係数	収縮 ひずみ (×10 ⁻⁶)	荷重キャ ンセル率					平均プレス トレス (N/mm ²)	計算値(mm)					
																			簡易法	RC規準	③ΣK 1.5ΣK			
																								②長期RC 0.38√ <i>f_{cm}</i>
高田 ^{4.13)}	RSL	X	130	4.3	1.28	30	473	0	24.6	22065	2.29	500	—	—	4.16	14	245	6.34	9.63	6.46	5.98	8.96	1.52	0.94
		Y		5.5		40	473	0					—	—										
	RSS	X	130	3.5	1.29	30	473	0	24.6	22065	3.43	600	—	—	4.16	14	245	4.61	4.49	4.47	4.22	6.32	0.97	0.91
		Y		4.5		40	473	0					—	—										
山本 ^{4.14)}	B	X	120	4.5	1.00	30	355	0	24.9	19200	3.30	900	—	—	4.24	2	2779	22.38	24.63	11.96	10.96	16.44	1.10	0.49
		Y		4.5		40	355	0					—	—										
	S1	X	200	6.055	2.08	35	847	423	27.8	23800	2.04	330	—	—	4.71	64	424	5.95	7.50	5.71	5.37	8.05	1.26	0.90
		Y		12.6		45	423	423					—	—										
田中 ^{4.15)}	S2	X	250	6.2	2.03	35	847	423	27.8	23800	1.92	275	—	—	8.88	64	424	6.24	8.96	6.87	5.43	8.15	1.44	0.87
		Y		12.6		45	423	423					—	—										
	S1	X	170	6.0	1.00	35	495	318	28.7	24100	2.31	322	—	—	6.55	93	490	10.1 (9.2)	9.37	7.56	7.43	11.15	0.93 (1.02)	0.74 (0.81)
		Y		6.0		45	495	318					—	—										
芳賀 ^{4.16)}	S2	X	150	6.0	1.00	35	495	318	28.7	24100	2.37	349	0.281	0.31	6.08	93	490	5.4 (3.5)	4.32	4.32	8.68	13.01	0.80 (1.23)	1.61 (2.48)
		Y		6.0		45	495	318					—	—										
	S3	X	170	6.0	1.00	35	495	318	28.7	24100	2.31	322	0.366	0.27	6.55	93	490	3.0	2.86	2.86	6.11	9.16	0.95 (1.40)	2.04 (2.98)
		Y		6.0		45	178	355					—	—										

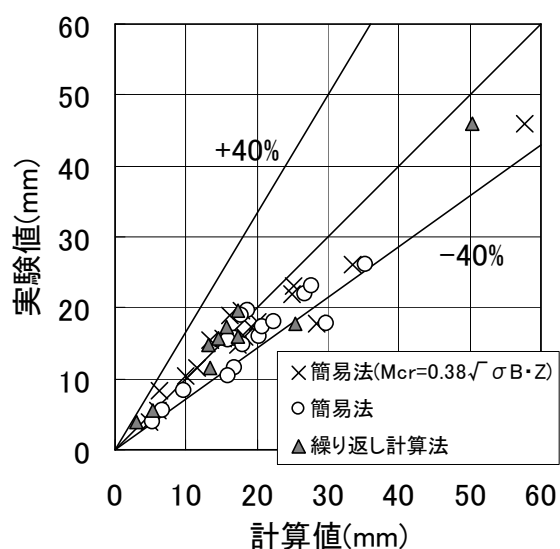


図 6. 5 一方向スラブ実験結果との比較（簡易法）

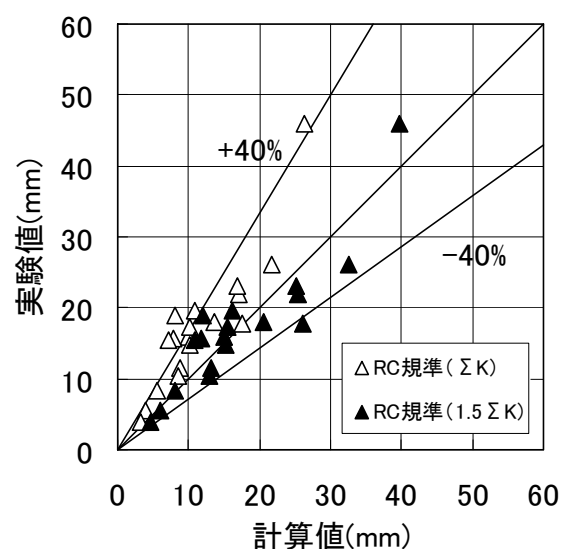


図 6. 6 一方向スラブ実験結果との比較（RC 規準）

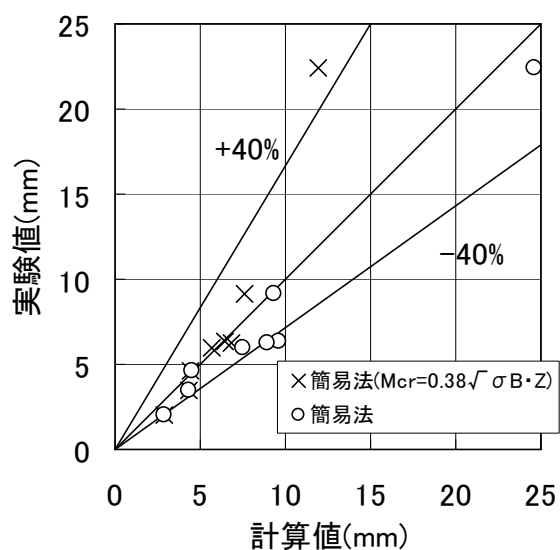


図 6. 7 二方向スラブ実験結果との比較（簡易法）

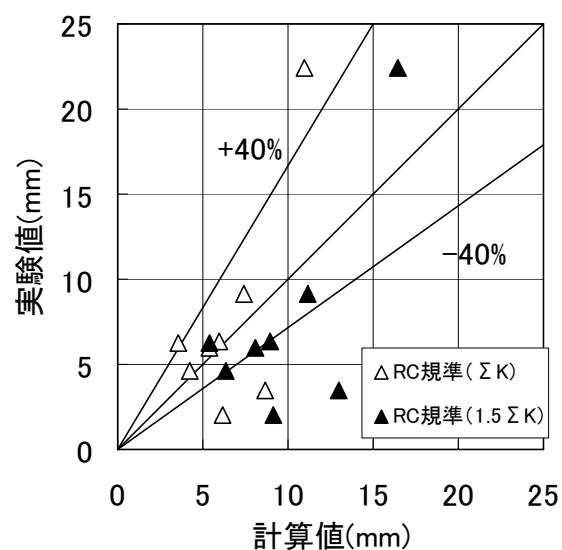


図 6. 8 二方向スラブ実験結果との比較（RC 規準）

表 6. 6 簡易法と R C 規 準 付 7 と の 比 較

要因		簡易法	RC規準付7
ひび割れ	曲げひび割れ耐力	クリープ、乾燥収縮を考慮した長期曲げひび割れ耐力	瞬時曲げひび割れ耐力式を準用 $M_{cr}=0.5\sqrt{F_c \cdot Z}$
	スパン方向のひび割れの有無（ひび割れ分布）の考慮	○ 等価断面2次モーメントにより評価	△ 端部と中央部でそれぞれスパン方向に一樣に、ひび割れ断面、あるいは全断面有効として計算
乾燥収縮	スパン方向のひび割れの有無（ひび割れ分布）による乾燥収縮による曲率分布の考慮	○ 等価な乾燥収縮ひずみによる曲率により評価	△ 端部と中央部でそれぞれスパン方向に一樣に、ひび割れ断面、あるいは全断面有効として計算できるが、実用的にはひび割れ断面の値を用いて計算している
	乾燥収縮によるたわみ計算式	乾燥収縮による曲率分布から求めたたわみを弾性たわみで除して計算	端部および中央部における曲率の比として計算 →乾燥収縮によるたわみは応力とは直接関係のないたわみであり、曲率分布も応力による分布とは異なっているため、たわみ倍率を曲率の比で表すことはできない。端部、中央の応力最大位置の曲率の比で計算すると、たわみ倍率計算式の分母である弾性たわみ時の曲率を大きく評価するため、たわみ倍率としては危険側の評価となる。 →RC規準による場合は、弾性たわみ計算とたわみ倍率を計算するときに用いる鉄筋応力は同じ値とする必要がある (RC規準の付表7.4に示されている値は、 $\sigma_s=200\text{N/m}^2$ のときの値が示されていると思われるが、弾性たわみを $\sigma_s=200\text{N/m}^2$ より小さい存在応力で計算すると、たわみ倍率が危険側の値となる)
端部筋の抜け出し	端部筋の抜け出しによるたわみの考慮	○	×
設計用たわみ倍率	割増係数の考慮	×	○ 割増係数1.5

6. 7 周辺の支持条件を考慮した長期たわみ計算

今まで提案してきた長期たわみ計算は、周辺が固定支持あるいは単純支持のスラブを対象にしているが、実際の設計においては、スラブを支持する大梁のねじれ変形により固定度が低下する等の要因により、スラブの支持条件が様々な固定度による組み合わせとなることを想定する必要がある。本節では、このような周辺の固定度を考慮した支持条件に対する長期たわみ計算の一方法を示す。

6. 7. 1 支持条件を考慮した詳細法

第3章、第4章で提案した長期たわみ計算法を、支持条件を考慮して計算式を修正する。分担荷重の初期値を、X、Y各方向の両端支持部の固定度 α_x 、 α_y を用いて、(4.7)、(4.8)式を以下のように修正する。

$$w_x = \frac{l_y^4}{\{(-4\alpha_x + 5)/(-4\alpha_y + 5)\}l_x^4 + l_y^4} (1-x)w \quad (6.17)$$

$$w_y = \frac{l_x^4}{l_x^4 + \{(-4\alpha_y + 5)/(-4\alpha_x + 5)\}l_y^4} (1-x)w \quad (6.18)$$

以下では、X方向の計算式のみ示す。検討用応力は、両端の固定度を考慮して、(3.3)式を以下のように修正して以下に示す。中央部モーメント M_{a2} については、右辺の分母の値が $\alpha_x=1$ (固定支持) のときに 18、 $\alpha_x=0$ (単純支持) のときに 8 として、 $0 < \alpha_x < 1$ のときは直線補完して計算する。

$$M_{a1x} = \alpha_x \frac{w_x l_x^2}{12}, \quad M_{a2x} = \frac{w_x l_x^2}{(8 + 10\alpha_x)} \quad (6.19)$$

弾性たわみ δ_{ex} は、両端固定支持のときのたわみ δ_{e0x} を基本として、 α_x を用いて下式のように計算する。

$$\delta_{ex} = (-4\alpha_x + 5)\delta_{e0x} \quad (6.20)$$

乾燥収縮によるたわみ δ_{shx} は、 $\alpha_x > 0$ の場合は(3.37)式により計算し、 $\alpha_x = 0$ の場合は下式により計算する。ただし、(3.37)式における μ は、(3.34)式に α_x を乗じた値とする。

$$\delta_{shx} = \frac{\phi_{she2x} l_x^2}{8} \quad (6.21)$$

一方向として、分担荷重を(6.7)、(6.8)式で求めた各方向の長期たわみ δ_{tx1} 、 δ_{ty1} から、たわみ倍率 K_{x1} 、 K_{x2} を求めるときに用いる弾性たわみ δ_{ex1} 、 δ_{ey1} は、両端を固定支持条件とした弾性たわみとする。

6. 7. 2 支持条件を考慮した簡易法

(6.1)式において、固定度を考慮して下式のように修正する。

$$\delta_t = K_x \delta_e = \frac{K_x (-4\alpha_x + 5)}{32} \frac{\lambda^4}{\{(-4\alpha_x + 5)/(-4\alpha_y + 5)\} + \lambda^4} \frac{(1-x)wl_x^4}{E_c H^3} \quad (6.22)$$

6. 7. 3 支持する梁のねじれ剛性を考慮した固定度の評価

本節では、梁のねじれ剛性を考慮した固定度評価の一方法を示す。

支持する梁のねじれ剛性を考慮した応力は、たわみ角法により算定する。たわみ角法による基本式は以下のように表せる。

$$M_{AB} = 2EK_0 k_{AB} (2\theta_A + \theta_B) - M_0 \quad (6.23)$$

左右対称条件の場合、 $M_{AB}=M_{BA}=M_A$ 、 $k_{AB}=k_{BA}=k_A$ 、 $\theta_B = \theta_A$ とすると

$$M_A = 6EK_0 k_A \theta_A - M_0 \quad (6.24)$$

ここに、 K_0 ：標準剛度、 k_A ：剛度（ $=I/l$ ）、 M_0 ：固定端モーメント

また、たわみ角 θ_A によるねじりモーメント M_T は、

$$M_T = \frac{\theta_A GJ}{l_0} \quad (6.25)$$

$$J = \beta b H^3$$

$$\beta = \frac{1}{3} \left\{ 1 - \frac{192}{\pi^5} \frac{b}{H} \tanh \left(\frac{\pi H}{2b} \right) \right\}$$

ここに、 G ：せん断弾性係数、 J ：ねじれ剛性、 b ：梁の幅、 H ：梁のせい、 l_0 ：梁の固定端より θ_A を求める位置までの距離

M_A と M_T のつり合い式より、 θ_A は下式のように計算できる。

$$M_A + M_T = 0 \quad (6.26)$$

$$\theta_A = \frac{M_0}{6EK_0k_A + GJ/l_0} \quad (6.27)$$

大梁のねじれ剛性を考慮した固定度は下式により計算する。

$$\alpha = \frac{M_A}{M_0} \quad (6.28)$$

6. 8 制御の対象とする長期たわみ

スラブは工事段階を経て、完成後に積載荷重を受ける荷重履歴となり、たわみは経時的に変化していくが、どの時点を起点とするかにより、制御の対象とする長期たわみが異なることになる。長期たわみにより発生する障害としては、たわみによる床の傾斜、たわみが間仕切壁等に変形を与えることによる損傷を挙げることができる。これらの障害を起こすたわみは、仕上げ工事や間仕切壁を取り付けた後に生じるたわみが対象となる。そこで制御の対象とするたわみを、仕上げ工事以後に生じるたわみとする。ただし、簡易法においては、設計手法の簡便性を重視して、全たわみを制御対象とする。

仕上げ工事以後に生じるたわみは、全たわみから仕上げ工事より前のたわみを差し引くことにより求める。仕上げ工事より前のたわみの対象とする荷重は、自重の他、支保工による施工荷重が挙げられるが、設計上は自重のみとする。仕上げ工事より前のたわみ δ_f は、自重による応力に対して、ひび割れを考慮して下記により計算する。

$$\delta_{fex1} = (-4\alpha_x + 5)\delta_{fe0x1} \quad (6.29)$$

$$\delta_{fx1} = K_{crx1}\delta_{fex1} \quad (6.30)$$

$$K_{crx1}' = \frac{\delta_{fx1}}{\delta_{fe0x1}} \quad (6.31)$$

$$\delta_f = \frac{1}{32} \frac{K_{crx1}' \lambda^4}{K_{crx1}' / K_{cry1}' + \lambda^4} \frac{(1-x)w_D l_x^4}{E_c H^3} \quad (6.32)$$

ここに、 δ_{fex1} ：分担荷重の初期値で求めた固定度を考慮した自重による弾性たわみ

δ_{fe0x1} ：分担荷重の初期値で求めた両端固定支持とした自重による弾性たわみ

δ_{fx1} ：ひび割れによる剛性低下を考慮した自重によるたわみ

K_{crx1} ：ひび割れによるたわみ倍率 ($=I_g/I_e$)

K_{crx1}' ： δ_{fx1} を δ_{fe0x1} で除して求めたたわみ倍率

w_D ：自重による等分布荷重

6. 9 長期たわみ制御設計例

本節では、RC スラブおよび PRC スラブを例題としてそれぞれ取り上げ、長期たわみ制御設計を具体的に行った結果を報告する。

6. 9. 1 RCスラブ

RC スラブについては、短辺スパンが 4.5m の一般的なものと、7.0m の長スパンのもの 2 例に対して設計する。

設計例 1 : スパン 4.5m の RC スラブ

(1) 設計条件

用途：集合住宅

方向性：二方向

スパン：短辺方向 4.5m

長辺方向 7.0m

辺長比 1.56

支持条件：周辺固定

積載荷重：1800N/m²

仕上げ荷重：800N/m²

コンクリートの材料特性

設計基準強度：24N/mm²

クリープ係数：3.0

乾燥収縮ひずみ：4×10⁻⁴

(2) 長期たわみ許容値

集合住宅であることを考慮して、RC 規準に示されている $l_x/400$ かつ 20mm 以下として許容値 δ_{ta} を設定する。

$$\delta_{ta} = l_x/400 = 11.25\text{mm}$$

(3) スラブ断面の設計

スラブ厚さを仮定の上、荷重条件から求めた応力に対して、スラブ断面を設計する。

スラブ厚さ：150mm

RC 規準による必要スラブ厚さ $_{req}t$ を下記に示す。

$$_{req}t = 0.02 \left(\frac{\lambda - 0.7}{\lambda - 0.6} \right) \left(1 + \frac{w_p}{10} + \frac{l_x}{10000} \right) l_x = 138\text{mm}$$

配筋：短辺方向上端端部：D13-@200 中央：D10-@200

下端端部：D10-@200 中央：D10・D13-@200

長辺方向上端端部：D10-@200 中央：D10-@200

下端端部：D10-@200 中央：D10-@200

(4) 長期たわみ計算

i) 簡易法

簡易法で求めた長期たわみは 11.18mm となり許容値を下回るため、本例は簡易法のみでも設計を終了することができるが、詳細法による検討も行うこととする。

ii) 詳細法

詳細法により求めた計算結果を下記に示す。

$$K_{x1}=9.90$$

$$K_{y1}=7.36$$

$$\delta_{tc}=8.08\text{mm}$$

$$\delta_f=0.51\text{mm}$$

$$\delta_{tc}-\delta_f=7.56\text{mm}<11.25\text{mm}$$

以上より、制御すべきたわみは許容値を下回るため、たわみに対する性能を満足する。

設計例 2：スパン 7m の RC スラブ

(1) 設計条件

用途：集合住宅

方向性：二方向

スパン：短辺方向 7.0m

長辺方向 10.5m

辺長比 1.5

支持条件：短辺方向：妻側 半固定（固定度 0.5）、連スパン側 固定

長辺方向：両端固定

短辺方向は、両端の固定度の平均として、固定度 0.75 として計算する。

積載荷重：1800N/m²

仕上げ荷重：800N/m²

コンクリートの材料特性

設計基準強度：24N/mm²

クリープ係数：3.0

乾燥収縮ひずみ：4×10⁻⁴

(2) 長期たわみ許容値

集合住宅であることを考慮して、RC 規準に示されている $l_x/400$ かつ 20mm 以下として許容値 δ_{ta} を設定する。

$$\delta_{ta}=l_x/400=17.5\text{mm}$$

(3) スラブ断面の設計

スラブ厚さを仮定の上、荷重条件から求めた応力に対して、スラブ断面を設計する。

スラブ厚さ：250mm

RC 規準による必要スラブ厚さ $_{req}t$ を下記に示す。

$$_{req}t = 0.02 \left(\frac{\lambda - 0.7}{\lambda - 0.6} \right) \left(1 + \frac{w_p}{10} + \frac{l_x}{10000} \right) l_x = 239mm$$

配筋：短辺方向上端端部：D13-@100 中央：D10・13-@100

下端端部：D13-@100 中央：D10・13-@100

長辺方向上端端部：D13-@150 中央：D10・13-@150

下端端部：D13-@150 中央：D10・13-@150

(4) 長期たわみ計算

i) 簡易法

簡易法で求めた長期たわみは 20.06mm となり許容値を超過するため、詳細法により検討を行うこととする。

ii) 詳細法

詳細法により求めた計算結果を下記に示す。

$$K_{x1}=12.82$$

$$K_{y1}=5.90$$

$$\delta_{tc}=15.55mm$$

$$\delta_f=1.82mm$$

$$\delta_{tc} - \delta_f = 13.73mm < 17.5mm$$

以上より、制御すべきたわみは許容値を下回るため、たわみに対する性能を満足する。

6. 9. 2 PRCスラブ

PRC スラブについては、PRC 指針付 2.4^{6.4)}に掲載されている短辺スパンが 6.2m のスラブと、10m の長スパンスラブの 2 例に対して設計する。

設計例 1：スパン 6.2m の PRCスラブ (PRC 指針付 2.4)

(1) 設計条件

用途：集合住宅

方向性：二方向

スパン：短辺方向 6.2m

長辺方向 10.2m

辺長比 1.65

支持条件：周辺固定

積載荷重：1800N/m²

仕上げ荷重：400N/m²

コンクリートの材料特性

設計基準強度：24N/mm²

クリープ係数：3.0

乾燥収縮ひずみ：4×10⁻⁴

プレストレスによる荷重キャンセル率

0.4 を目標とする。

本例では、PRC 指針付 2.4 と同じ PC 鋼材配置とし、設計キャンセル率は 0.43 とする。

(2) 長期たわみ許容値

集合住宅であることを考慮して、RC 規準に示されている $l_x/400$ かつ 20mm 以下として許容値 δ_{ta} を設定する。

$$\delta_{ta}=l_x/400=15.5\text{mm}$$

(3) スラブ断面の設計

スラブ厚さを仮定の上、荷重条件から求めた応力に対して、スラブ断面を設計する。
本例は、PRC 指針付 2.4 と同じ断面とする。

スラブ厚さ：180mm

RC 規準による必要スラブ厚さ $_{req}t$ を下記に示す。

$$_{req}t = 0.02 \left(\frac{\lambda - 0.7}{\lambda - 0.6} \right) \left(1 + \frac{w_p}{10} + \frac{l_x}{10000} \right) l_x = 206\text{mm}$$

配筋：短辺方向上端端部：D13-@200 中央：D13-@200

下端端部：D13-@200 中央：D13-@200

長辺方向上端端部：D13-@300 中央：D13-@300

下端端部：D13-@300 中央：D13-@300

(4) 長期たわみ計算

i) 簡易法

簡易法で求めた長期たわみは 9.46mm となり許容値を下回るため、本例は簡易法のみでも設計を終了することができるが、詳細法による検討も行うこととする。

ii) 詳細法

詳細法により求めた計算結果を下記に示す。

$$K_{x1}=6.51$$

$$K_{y1}=6.34$$

$$\delta_{tc}=7.40\text{mm}$$

$$\delta_f = 0.75 \text{ mm}$$

$$\delta_{tc} - \delta_f = 6.64 \text{ mm} < 15.5 \text{ mm}$$

以上より、制御すべきたわみは許容値を下回るため、たわみに対する性能を満足する。

設計例 2：スパン 10m の PRC スラブ

(1) 設計条件

用途：集合住宅

方向性：二方向

スパン：短辺方向 10m

長辺方向 15m

辺長比 1.5

支持条件：短辺方向：妻側 半固定（固定度 0.5）、連スパン側 固定

長辺方向：両端固定

短辺方向は、両端の固定度の平均として、固定度 0.75 として計算する。

積載荷重：1800N/m²

仕上げ荷重：800N/m²

コンクリートの材料特性

設計基準強度：24N/mm²

クリープ係数：3.0

乾燥収縮ひずみ：4×10⁻⁴

プレストレスによる荷重キャンセル率

0.4 を目標とする。設計キャンセル率は 0.44 である。

(2) 長期たわみ許容値

集合住宅であることを考慮して、RC 規準に示されている $l_x/400$ かつ 20mm 以下として許容値 δ_{ta} を設定する。

$$\delta_{ta} = l_x/400 = 25 \text{ mm} \rightarrow 20 \text{ mm}$$

(3) スラブ断面の設計

スラブ厚さを仮定の上、荷重条件から求めた応力に対して、スラブ断面を設計する。

スラブ厚さ：310mm

RC 規準による必要スラブ厚さ $_{req}t$ を下記に示す。

$$_{req}t = 0.02 \left(\frac{\lambda - 0.7}{\lambda - 0.6} \right) \left(1 + \frac{w_p}{10} + \frac{l_x}{10000} \right) l_x = 362 \text{ mm}$$

配筋：短辺方向上端端部：D13-@100 中央：D10・13-@100

下端端部：D13-@100 中央：D10・13-@100

長辺方向上端端部：D13-@150 中央：D10・13-@150

下端端部：D13-@150 中央：D10・13-@150

(4) 長期たわみ計算

i) 簡易法

簡易法で求めた長期たわみは 22.88mm となり許容値を超過するため、詳細法により検討を行うこととする。

ii) 詳細法

詳細法により求めた計算結果を下記に示す。

$$K_{x1}=10.56$$

$$K_{y1}=5.38$$

$$\delta_{tc}=19.36\text{mm}$$

$$\delta_f=2.70\text{mm}$$

$$\delta_{tc}-\delta_f=16.66\text{mm}<20\text{mm}$$

以上より、制御すべきたわみは許容値を下回るため、たわみに対する性能を満足する。

6. 9. 3 設計例のまとめ

設計例による計算結果をまとめて表 6. 7 に示す。同表には、たわみ許容値を設計例で示した $l/400$ で設計した場合と合せて、 $l/250$ とした場合の結果についても掲載している。RC スラブの場合、RC 規準の必要スラブ厚さ算定式で想定しているたわみ許容値 $l/250$ で設計した場合は、同算定式で求められるスラブ厚さより小さくなっているが、集合住宅のようなたわみに対する制約が厳しく許容値の小さい場合は、必要スラブ厚さより大きくなっている。PRC スラブの場合は、プレストレスによる荷重キャンセル効果により、RC 規準の必要スラブ厚さより小さくなっているが、たわみ許容値の違いによる設計スラブ厚さの違いは、RC スラブと同様に現れている。

詳細法による場合、仕上げ工事前のたわみ δ_f は、全長期たわみの 10%程度の大きさとなっており、仕上げ工事後の長期付加たわみが支配的であることを示している。

以上、提案した長期たわみ制御設計法により、具体的に設計を行い、長期たわみ性能を明示できる性能設計として有効な手法となることを示した。

表 6. 7 設計例結果一覧

たわみ目標値	mm	11.25 (l/400)	18 (l/250)	17.5 (l/400)	28 (l/250)	15.5 (l/400)	24.8 (l/250)	20 (l/400)	40 (l/250)
用途		集合住宅		集合住宅		集合住宅		集合住宅	
スパン	短辺	4.5		7		6.2		10	
	長辺	7.0		10.5		10.2		15	
	辺長比	1.56		1.50		1.65		1.50	
支持条件 (固定度)	短辺	1.00		0.75		1.00		0.75	
	長辺	1.00		1.00		1.00		1.00	
積載荷重		1800		1800		1800		1800	
仕上げ荷重		800		800		400		800	
強度		24		24		24		24	
コンクリート		3.0		3.0		3.0		3.0	
乾燥収縮	$\times 10^{-4}$	4.0		4.0		4.0		4.0	
荷重キヤンセル率		0		0		0		0	
スラブ厚さ	mm	150		250		180		310	
RC規準必要スラブ厚さ	mm	135		239		206		362	
引張鉄筋比 (短辺端部上端) %		0.552		0.591		0.438		0.462	
鉄筋最大応力	N/mm ²	139		100		130		105	
長期たわみ	簡易法	11.2		20.1		9.5		22.9	
	詳細法	8.1		15.6		7.4		19.4	
	仕上げ前	0.5		1.8		0.8		2.7	
	制御たわみ	7.6		13.7		6.6		16.7	

6. 10 まとめ

本章では、設計実務において使用することを念頭に置いた、長期たわみ制御設計手法を提案した。本章で検討した結果をまとめると以下ようになる。

- (1) 長期たわみ制御設計手法は 2 つの予測法からなり、段階的予測手法と呼ぶ。2 つの予測法は、簡易法と詳細法という難易度の異なる手法からなり、ある程度の安全率を持たせた上で簡易に予測を行う場合と、より詳細に予測を行うことで、合理的なたわみ制御設計にも応えることのできる予測手法であることが特徴である。
- (2) 簡易法は、長期たわみ δ_t をひび割れによる剛性低下、コンクリートのクリープ・乾燥収縮、および固定支持部からの鉄筋の抜け出しの 4 つの要因を考慮して、各要因によるたわみの和としてたわみ倍率 K を用いて表す。簡便に計算できることを重視しつつ、詳細法および既往の一方向・二方向スラブ実験結果に対して 1 ~ 1.4 倍程度の精度をもっている。
- (3) スラブの周辺支持条件は、支持する大梁のねじれ変形により固定度が低下する等の要因により、様々な固定度による組み合わせとなることを想定する必要があるが、このような周辺の固定度を考慮した支持条件に対する長期たわみ計算の一方法を示した。
- (4) 詳細法では、制御の対象とする長期たわみを仕上げ工事以後に生じるたわみとする。仕上げ工事以後に生じるたわみは、全たわみから仕上げ工事より前のたわみを差し引くことにより求める。仕上げ工事より前のたわみの対象とする荷重は、自重のみとし、仕上げ工事より前のたわみ δ_f は、自重による応力に対して、ひび割れを考慮して計算する。
- (5) 長期たわみ制御設計の具体例を示し、提案した長期たわみ制御設計法が、長期たわみ性能を明示できる、設計実務にも適用可能な性能評価型設計法として有効な手法であることを示した。

【参考文献】

- 6.1) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説 1999
- 6.2) 李振宝、大野義照、馬華：鉄筋コンクリート部材の長期曲げひび割れ幅算定法、日本建築学会構造系論文集、第 565 号、pp.103-110、2003.3
- 6.3) JSCA 技術委員会 RC 分科会：使用限界状態における RC たわみ倍率の検討(1)・(2)、structure、2004.4、2004.7
- 6.4) 日本建築学会：プレストレスト鉄筋コンクリート(Ⅲ種 PC)構造設計・施工指針・同解説、pp.175-179

第 7 章 結論

7. 1 結論

本研究の最終目標は、構造躯体に占める割合の大きいスラブを合理的に計画することにより、経済性を重視しつつ、資源の有効利用、建物の長寿命化を図ることで、地球環境問題解決に寄与することであり、スラブに求められる性能の中でも特に重要な長期にわたる使用性能を規定する長期たわみの予測と制御設計に関する研究を行った。

具体的には、持続荷重下における RC スラブの剛性変化に伴う応力再配分を考慮した長期たわみ計算法を基本に、繰り返し計算法の煩雑さを無くした実用計算法や、長スパン PRC スラブ、二方向スラブおよび片持ちスラブへの適用範囲の拡大を図ることで、設計実務にも適用可能な長期たわみ予測手法を提案すると共に、提案した予測手法を用いて長期たわみ制御設計法を構築し、RC および PRC スラブの合理的な計画、および性能評価型設計法として有効な手段となることを示した。

以下、第 2 章から第 6 章までの結論をまとめて以下に示す。

第 2 章では、ひび割れによる剛性低下、それに伴う応力再配分、コンクリートのクリープと乾燥収縮、および固定支持部からの鉄筋の抜け出しの影響を考慮した長期たわみ計算法を繰り返し計算法として提案した。また、既往の実験結果との比較により、繰り返し計算法による計算値が実験値に対して±20%の精度を有していることを確認し、その適合性を確認した。

繰り返し計算法は、付着解析により端部筋の抜け出しを算定すると共に、コンクリートのひび割れ、クリープ、乾燥収縮の影響をクリープ解析により評価し、モールの定理に基づき繰り返し計算によりモーメント分布を求めて長期たわみを計算する手法である。

提案した繰り返し計算法を用いて、長期たわみに及ぼすひび割れ、クリープ、乾燥収縮および端部筋の抜け出しによるたわみへの影響について検討し、各要因の影響の大きさおよびその傾向について検討した。得られた結果をまとめると以下ようになる。

- (1) たわみに及ぼすひび割れの影響が大きく、ひび割れモーメント M_{cr} の予測が重要である。
- (2) クリープによる影響を定量的に示すと共に、等価ヤング係数法による予測が可能であることを示した。
- (3) 端部筋の抜け出しによる影響は、線形近似法で予測可能である。
- (4) 各要因のたわみに及ぼす影響は、ひび割れによる影響が一番大きく、全たわみに占める割合は 30～40%程度であり、クリープ、乾燥収縮はそれぞれ 15～20%、端部筋の抜け出しは 20～30%となっている。
- (5) 繰り返し計算法によるたわみ計算値を各要因毎に分解し、それらが実用的手法

により予測可能であること（図 2. 19、図 2. 23）を示し、たわみ倍率は (2.59) 式のように独立した各要因の和として求めることの妥当性を確認した。

第 3 章では、付着クリープ特性に基づく実用的な RC 一方向スラブの長期たわみ計算法を提案した。その特徴をまとめると以下ようになる。

- (1) 長期たわみは、ひび割れ、クリープ、乾燥収縮および端部筋の抜け出しによるたわみの増大の和として計算する。
- (2) ひび割れのたわみへの影響は、ひび割れ間コンクリートの拘束効果を考慮した等価断面 2 次モーメント I_e で評価する。 I_e の算出には付着クリープを考慮している。
- (3) クリープのたわみへの影響は、等価ヤング係数で評価する。
- (4) 乾燥収縮のたわみへの影響に関して、ひび割れ断面における圧縮側のコンクリートひずみの収縮および引張鉄筋ひずみの増加による曲率の増大を定式化した。
- (5) 端部筋の抜け出しは、付着解析により固定支持部における端部筋とコンクリート間の付着クリープを考慮して定式化した。
- (6) 繰り返し計算法および既往の長期たわみ実験結果との比較により、実用計算法による計算値は、繰り返し計算法による計算値に対してほぼ 0~20%、実験値に対してほぼ +10~-30% の精度を有していることを確認し、設計実務上問題のない精度で安全側に予測できることを示した。

第 4 章では、第 3 章で示した RC 一方向スラブの長期たわみ実用計算法を、長期たわみ制御設計へと展開するため、長スパンスラブを対象とした PRC スラブ、四辺固定スラブを対象とした二方向スラブ、および片持ちスラブの長期たわみ計算法を提案した。得られた結果をまとめて以下に示す。

- (1) PRC スラブの長期たわみは、RC スラブの長期たわみ計算法において、吊り上げ力による荷重キャンセル効果と、プレストレス力（導入軸力）によるひび割れ耐力の増加を考慮することによって計算できる。
- (2) ひび割れ断面の長期の曲げ剛性への軸力の影響は小さく、無視できる。
- (3) PRC スラブの長期たわみに及ぼすひび割れの影響が大きくひび割れ耐力の予測が重要である。
- (4) 既往の PRC スラブ長期たわみ実験結果との比較により、PRC スラブの長期たわみ計算法の適合性を確認した。
- (5) 二方向スラブの長期たわみは、スラブを直交する二方向の交差する一方向スラブに置き換え、各方向の長期変形後の剛性を考慮することにより計算できる。
- (6) 既往の二方向スラブ長期たわみ実験結果との比較により、二方向スラブの長期たわみ計算法の適合性を確認した。

- (7) 片持ちスラブの長期たわみは、両端固定支持スラブの長期たわみ計算法を、片持ちスラブの応力状態を考慮することにより計算できる。
- (8) 片持ち梁の持続載荷実験結果との比較により、片持ちスラブの長期たわみ計算法の適合性を確認した。

第5章では、第3章および第4章で提案した長期たわみ計算法を用いて、最近の設計動向を踏まえて設定した要因に対してケーススタディを行い、各種要因の長期たわみに及ぼす影響について検討した結果をまとめると以下ようになる。

- (1) スパン・スラブ厚さ比の増加に対して長期たわみは双曲線的に増加し、鉄筋比が小さい程、その傾向は顕著である。
- (2) 引張鉄筋を増やすことによるたわみ抑制効果は大きい、その効果は頭打ちの傾向にある。
- (3) 応力によるたわみに対して乾燥収縮によるたわみの影響が大きい場合は、圧縮鉄筋を増やすことで長期たわみを抑制できる。その抑制効果はスパンが小さい程、スラブ厚さが大きい程顕著である。
- (4) コンクリート強度の長期たわみに及ぼす影響は大きく、その影響は鉄筋比が小さい程大きい。
- (5) ひび割れのない場合はたわみ自体が小さいこと、およびひび割れのある場合は、コンクリートに対して鉄筋の影響が大きくなるため、長期たわみに及ぼすクリープの影響は小さい。
- (6) プレストレスによって、長期たわみは荷重キャンセル率に応じて制御される。
- (7) 辺長比を1に近づけることによって、大きなたわみ抑制効果を期待できる。
- (8) 付着強度の長期たわみに及ぼす影響は、鉄筋比が小さく鉄筋応力が大きいほど、付着強度が 4N/mm^2 以下の小さい範囲で大きくなっている。
- (9) 上端筋の下がりの δ_t に及ぼす影響は大きく、上端筋の下がりによる長期たわみの増大率は、平均的には $1/(d'/d)^{1.5}$ の関係で表される。施工誤差として 30mm の下がりが生じたとすると、長期たわみが $20\sim 60\%$ 程度増大する可能性がある。
- (10) 長期たわみと鉄筋応力、長期ひび割れ幅との関係から、たわみの検討を要しないスラブ厚さの最小値は l/H でおおよそ 35 となり、RC 規準で求められるスラブ厚さよりも小さくなった。

影響要因分析により得られた結果を踏まえて、長期たわみ制御設計における留意事項を以下に示す。

- (1) l/H によるたわみ制御は、 $l/H=35$ 程度を上限とし、 $l/H=20$ まで l/H を小さくすることで合理的に行うことができる。
- (2) $p_t=0.6\%$ 程度を上限として p_t を増やすことにより、合理的にたわみを制御でき

る。

- (3) 乾燥収縮の長期たわみに及ぼす影響が大きく、乾燥収縮を小さくするための調査・施工計画が重要である。
- (4) 付着特性のうち、付着強度 τ_{y0} が 4N/mm^2 より小さい場合は、その影響を考慮する必要がある。
- (5) 上端筋の下がりの許容差を、断面寸法に対する許容差および施工精度に対する実態調査を踏まえて -10mm とした場合、長期たわみ予測値に対して $+10\%$ 程度の割り増しを見込む必要がある。

第6章では、設計実務において使用することを念頭に置いた、長期たわみ制御設計手法を提案した。その制御設計法の特徴とそれを用いて検討した結果をまとめると以下ようになる。

- (1) 長期たわみ制御設計手法は 2 つの予測法からなり、段階的予測手法と呼ぶ。2 つの予測法は、簡易法と詳細法という難易度の異なる手法からなり、ある程度の安全率を持たせた上で簡易に予測を行う場合と、より詳細に予測を行うことで、合理的なたわみ制御設計にも応えることのできる予測手法であることが特徴である。
- (2) 簡易法は、長期たわみ δ_t をひび割れによる剛性低下、コンクリートのクリープ・乾燥収縮、および固定支持部からの鉄筋の抜け出しの 4 つの要因を考慮して、各要因によるたわみの和としてたわみ倍率 K を用いて表す。簡便に計算できることを重視しつつ、詳細法に対して $1 \sim 1.4$ 倍程度の精度をもっている。
- (3) スラブの周辺支持条件は、支持する大梁のねじれ変形により固定度が低下する等の要因により、様々な固定度による組み合わせとなることを想定する必要があるが、このような周辺の固定度を考慮した支持条件に対する長期たわみ計算の一方法を示した。
- (4) 詳細法では、制御の対象とする長期たわみを仕上げ工事以後に生じるたわみとする。仕上げ工事以後に生じるたわみは、全たわみから仕上げ工事より前のたわみを差し引くことにより求める。仕上げ工事より前のたわみの対象とする荷重は、自重のみとし、仕上げ工事より前のたわみ δ_f は、自重による応力に対して、ひび割れを考慮して計算する。
- (5) 長期たわみ制御設計の具体例を示し、提案した長期たわみ制御設計法が、長期たわみ性能を明示できる、設計実務にも適用可能な性能評価型設計法として有効な手法であることを示した。

7. 2 今後の課題

本研究では、設計上必要な精度を確保しつつ、実用性にも配慮した RC および PRC スラブの長期たわみ計算法を提案し、この計算法を用いて長期たわみ制御設計法を構築した。しかし、本研究に対する未解明の課題も残されており、これらの課題解決を行う必要がある。以下に今後の課題をまとめて示す。

(1) ボイドスラブやリブ付きスラブ等の種々の形状のスラブや PCa 合成スラブへの適用

本研究で示した長期たわみ計算法は、上下面がフラットな中実スラブを対象に算定式を導いている。近年、スパンの長大化や施工の合理化のため、力学的に合理的な形状としたり、PCa 化が図られることが多く、これらに適用するためには、種々の形状や、合成部材とすることに伴う、PCa 部と現場打ち部の材料特性の違い、収縮差等の影響を検討する必要がある。

(2) 鉄筋とコンクリート間の付着性状の解明とそのモデル化

本研究では、鉄筋とコンクリート間の付着性状を表す τ - s 関係を、既報に基づき bi-linear モデルを用いて評価しているが、コンクリート強度や鉄筋径、鉄筋のふし形状等の影響が不明確であり、その影響を十分反映できていない。特に、スラブで主に使用される、D10~16 の細径の異形鉄筋に対する付着性状を解明する必要がある。

(3) ひび割れ性状の評価

本研究では、クリープ限と乾燥収縮ひずみを鉄筋が拘束することによる引張力を考慮して、持続荷重下におけるひび割れ耐力を評価しているが、周辺の拘束条件を考慮したひび割れ耐力、およびひび割れ性状の評価が必要である。

(4) 施工精度やコンクリート材料特性のばらつき等の長期たわみ制御設計への反映

第5章で示したように、上端筋の下がりや長期たわみに及ぼす影響が大きい等、施工誤差による長期たわみの増大は無視できない。また、クリープや乾燥収縮等のコンクリートの材料特性は、コンクリートの配合条件や打設・養生条件、周辺環境等多くの影響を受けるため、正確に予測することは難しい。これらの影響を、長期たわみ制御設計へ反映する必要がある。

(5) 荷重履歴の影響

スラブは工事から取り壊されるまでの間に、施工時荷重等の様々な荷重履歴を受けるが、長期たわみとの関連性を解明し、その影響を長期たわみ制御設計に反映する必要がある。

（６）外力の評価

本研究では、床スラブ用の積載荷重を用いて検討しているが、長期にわたり持続載荷される荷重としては過大であると考えられる。実荷重との関連性を解明した上で、長期たわみ制御設計用の積載荷重を設定する必要がある。

（７）他の断面決定要因との関係

長期たわみ以外のスラブ断面の決定要因として、第５章で検討した鉄筋応力やひび割れ幅のほか、振動や騒音条件を挙げることができる。特に住宅等において、スラブ面積が大きく、振動・騒音に対する許容値の厳しい場合においては、これらの条件で断面が決定されることも多い。長期たわみと他の要因との関係を整理し、どのような条件の場合に、どの要因の影響が大きくなるかを把握できれば、全ての要因に対して検討を行う必要がなくなるため、より簡潔に設計を行うことができる。

付 1 長期たわみ計算プログラム（繰り返し計算法）

```

100 'SAVE "D:\MyDocument\BASIC\WT050921.bas",a
1000 '*****
1010 '***** RC スラブの長期たわみ計算 *****
1020 '***** PRODUCED by T.IWATA *****
1030 '*****
1044 DIM X(20),X1(20),Y(20),N(20),LL(5000),M(5000),M1(5000),M2(5000)
1045 DIM CRV0(5000),CRVG0(5000),CRVCR0(5000),CRVT(5000),CRVGT(5000),CRVCRT(5000)
1050 OPEN "C:\Documents and Settings\iwatat25\My Documents\BASIC\CALC\H\HTC3S4.CAL" FOR OUTPUT
AS #1
1051 AA=0.5:BB=0.6
1052 FOR I%=0 TO 3
1053 READ SG1,SG2,SG3,SG4
1054 DATA 0.730,0.506,0.249,0.568
1055 DATA 0.641,0.390,0.162,0.510
1056 DATA 0.568,0.316,0.114,0.458
1057 DATA 0.509,0.265,0.085,0.414
1059 D=120+30*I%:W=0.024*D+0.7+3 :L=4500:'PRINT "W";W
1060 M0=W*L^2/12:'PRINT "M0";M0
1070 M=M0
1220 '***** Constants *****
1230 B=1000: D=120+30*I%: D1=D-36.5 : D2=36.5 :DP=100:W=0.024*D+0.7+3
1240 ES=205000 : EC=22700 : EP=200000 :FC=24 :FT=2.17 :AP=0
1250 L=4500: K1=1 : K2=1 : N=10 :H=200: CD=30 :DD=13
1255 MCR0=0.56*FC^0.5*B*D^2/6 :'PRINT "MCR0";MCR0
1256 PO=0 :P1=0 :P2=0 :RR1=0.72 :RR2=0.72
1260 '*****
1270 ACE1=(2*D2)^2*1000/150:ACE2=B*(2*CD+DD)
1271 IF ACE1<ACE2 THEN ACE=ACE1 ELSE ACE=ACE2
1281 'ACE=B*(2*CD+DD):'PRINT "WL";I%*100
1282 FOR J=0 TO H :PRINT "J=";J
1283 T=0 :EPSH=0:FAY=0:GOTO 1285
1284 T=100:EPSH=400*10^-6:FAY=3.2
1285 ET=EC/(1+0.5*FAY)
1286 K1=1:K2=1:IF J=0 THEN K1=0:IF J=0 THEN K2=0
1292 DL=L/2/H
1293 LL(J)=DL*J :PRINT "LL=";LL(J)
1297 M1(J)=-W/2*LL(J)^2+W*L/2*LL(J)-M:PRINT "M(J)=";M1(J) '作用モーメント
1298 M2(J)=-W/2*LL(J)^2+W*L/2*LL(J)-M:'PRINT "M2(J)";M2(J) 'ひび割れ判定用M
1299 IF M1(J)<0 THEN 1302 ELSE 1304
1300 'IF LL(J)<L/4 THEN 1302 ELSE 1301 'M 負領域
1301 'A1=237 :A2=473 :MCRT=(0.392*FC^0.5-SG3)*B*D^2/6:GOTO 1306 '中央部鉄筋断面積
1302 'A1=660 :A2=A1*RR1:MCRT=(0.392*FC^0.5-SG1)*B*D^2/6:GOTO 1306 '端部鉄筋断面積
1303 'IF LL(J)<L/4 THEN 1305 ELSE 1304 'M 正領域
1304 'A1=473 :A2=A1*RR2:MCRT=(0.392*FC^0.5-SG4)*B*D^2/6:GOTO 1306 '中央部鉄筋断面積
1305 'A1=473 :A2=660 :MCRT=(0.392*FC^0.5-SG2)*B*D^2/6 '端部鉄筋断面積
1306 IF M1(J)<0 THEN M1(J)=ABS(M1(J))
1307 M(J)=M1(J):'PRINT "M(J)";M(J)
1308 IF M2(J)<0 THEN M2(J)=ABS(M2(J)):'PRINT "M2";M2(J)
1309 PE=A1/ACE :'PRINT "A1";A1
1310 N1=ES/EC*(1+FAY)
1313 XN1=(0.5*B*D^2+(N1-1)*(A1*D1+A2*D2))/(B*D+(N1-1)*(A1+A2)):'PRINT "XN";XN
1314 IC=B*D^3/12+(N1-1)*(A1*(D1-XN1)^2+A2*(XN1-D2)^2):'PRINT "IC";IC
1315 IF T=0 THEN 1319 ELSE 1316
1316 IF J=0 THEN 1360
1317 IF MCRT>M2(J) THEN 1319 ELSE 1360
1319 IF T=0 THEN 1320 ELSE 1321
1320 CRVG0(J)=M(J)/EC/IC:GOTO 1360
1321 CRVF=M(J)/EC/IC*(1+FAY):'PRINT "CRVF";CRVF
1325 'S1=(K1-(K1-K2)*D1/D)*EPSH
1326 'S2=(K1-(K1-K2)*D2/D)*EPSH
1327 'TS=(A1*S1+A2*S2)*ES
1328 'ES1=(A1*D1+A2*D2)/(A1+A2):'PRINT "ES1";ES1
1329 'G1=(B*D*D/2+(ES/EC-1)*(A1*D1+A2*D2))/(B*D+(ES/EC-1)*(A1+A2)):'PRINT "G1";G1
1330 'CRVSH=TS/EC/IC*(ES1-G1):'PRINT "CRVSH";CRVSH
1331 CRVSH=0.5*EPSH*B*(XN1^2-(D-XN1)^2)/IC
1340 CRVGT(J)=CRVF+CRVSH:GOTO 3290:'PRINT "CRVGT";CRVGT(J)

```

```

1360 '*****          efinition of functions          *****
1410 'T=0   :EPSH=0:FAY=0:GOTO 1500
1420 'T=100:EPSH=200*10^-6:FAY=1.6
1500 '*****
1510 '*****          ひび割れ有時の計算          *****
1520 '*****
1530 FOR I=1 TO N
1540 'IF T=9999 THEN 4095 ELSE 1610
1610 DF=FAY/I :PRINT "ST";EPSH,"FAY";FAY
1620 S1=(K1-(K1-K2)*D1/D)*EPSH
1630 S2=(K1-(K1-K2)*D2/D)*EPSH
1640 SP=(K1-(K1-K2)*DP/D)*EPSH
1670 R1=EC/ES:'PRINT "R1";R1
1680 R2=2*(1+DF/2)*(A1*ES+A2*ES+AP*EP)/B/D/ES
1690 R3=-2*(1+DF/2)*(A1*D1*ES+A2*D2*ES+AP*DP*EP)/(B*D^2)/ES
1700 R5=2*(1+DF/2)*((PO+P1+P2)/(ES*B*D^2)-(A1*ES*S1+A2*ES*S2+AP*EP*SP)/ES/B/D^2)
1710 Q1=(A1*ES+A2*ES+AP*EP)/B/D/ES
1720 Q2=-4*(A1*D1*ES+A2*D2*ES+AP*DP*EP)/(B*D^2)/ES
1730 Q3=3*(A1*D1^2*ES+A2*D2^2*ES+AP*DP^2*EP)/(B*D^3)/ES
1740 'Q4=(PO+P1+P2)/(ES*B*D^2)-(A1*ES*S1/D1+A2*ES*S2/D2+AP*EP*SP/DP)/ES/B/D
1741 Q4=(PO+P1+P2)/(ES*B*D^2)-(A1*ES*S1+A2*ES*S2+AP*EP*SP)/ES/B/D^2
1750 Q5=-3*((PO+P1+P2)*D-M(J))/(ES*B*D^3)-(A1*ES*D1*S1+A2*ES*D2*S2+AP*EP*DP*SP)/ES/B/D^3)
2000 '*****          Creep ( mean-stress method )          *****
2020 'FOR I=1 TO N
2030 X(I)=0.25
2160 IF T=0   THEN R4=0 ELSE 2180
2170 GOTO 2270
2180 DEF FNZ(K)=X(K)*Y(K)/N(K)
2190 S=0
2200 IF I=1 THEN 2260
2210 FOR K=1 TO I-1
2220 Z=FNZ(K-1)+FNZ(K):PRINT "FNZ(0)=";FNZ(0),"FNZ(1)=";FNZ(1)
2230 S=S+Z
2240 NEXT K
2250 R4=DF*(FNZ(I-1)+S)/2 : GOTO 2270
2260 R4=DF*X(0)*Y(0)/2/N(0):PRINT "X0";X(0),"Y0";Y(0),"N0";N(0),"R4";R4,"FNZ(0)=";FNZ(0)
2270 F=(R1*X(I)^2+R2*X(I)+R3)*(Q4*X(I)+Q5)-(R4*X(I)+R5)*(Q1*X(I)^2+Q2*X(I)+Q3):PRINT "F";F
2272 FX=3*(R1*Q4-R4*Q1)*X(I)^2+2*(R1*Q5+R2*Q4-R4*Q2-R5*Q1)*X(I)+R2*Q5+R3*Q4-R4*Q3-R5*Q2
2280 X1(I)=X(I)-F/FX
2291 IF ABS(X1(I)-X(I))>0.00001 THEN 2293 ELSE 2295
2293 X(I)=X1(I):PRINT "X";X(I)
2294 GOTO 2270
2295 X(I)=X1(I):PRINT "X";X(I)
2296 Y(I)=(Q4*X(I)+Q5)/(Q1*X(I)^2+Q2*X(I)+Q3):PRINT "Y";Y(I),"R5";R5
2297 N(I)=(1+DF/2)/(EC/ES-R4/X(I)/Y(I)):PRINT "N";N(I),"R4";R4
2298 NEXT I
3000 '*****          OUTPUT DATA          *****
3001 XT=X(N)*D :PRINT "XN";X(N),"YN";Y(N),"NN";N(N) :PRINT
"Q1";Q1,"Q2";Q2,"Q3";Q3,"Q4";Q4,"Q5";Q5
3010 EPCT=XT*Y(N) :PRINT "EPCT=";EPCT
3020 EPS=EPCT+K1*EPSH:X1T=EPS/(Y(N)+(K1-K2)*EPSH/D):Y1=EPS/X1T
3021 EPT=(D1-XT)*Y(N)
3030 EPST=EPT-S1:PRINT "EPST";EPST
3040 SIGM=EPST*ES:PRINT "SIGM";SIGM
3041 IF T=100 THEN 3045 ELSE 3050
3045 IF J=0 THEN SGMS=SIGM:PRINT "SGMS";SGMS
3046 IF J=0 THEN XN=XT:PRINT "XN";XN
3050 SQ=(2000*SIGM-0.8*ES)^2-8000*ES*(FT/PE-0.8*SIGM):PRINT "SQ=";SQ
3055 IF SQ<0 THEN 3072
3070 EAV=(2000*SIGM-0.8*ES+SQ^0.5)/4000/ES
3071 GOTO 3075
3072 IF ((SIGM-105)/ES-0.4*SIGM/ES)>0 THEN GOTO 3074
3073 EAV=0.4*SIGM/ES : GOTO 3090
3074 EAV=(SIGM-105)/ES : GOTO 3090
3075 IF EAV<0.4*SIGM/ES THEN GOTO 3077
3076 EAV=EAV : GOTO 3078
3077 EAV=0.4*SIGM/ES : GOTO 3078
3078 IF EAV<(SIGM-105)/ES THEN GOTO 3080
3079 EAV=EAV : GOTO 3090
3080 EAV=(SIGM-105)/ES : GOTO 3090

```

```

3090 IF T=0 THEN EV=EAV ELSE 3100 :PRINT "EV=";EV
3095 GOTO 3140
3100 DEP=AA*(EPST-EAV):PRINT "AA";AA,"DEP";DEP
3105 EV=EPST-DEP
3140 IF T=0 THEN 3150 ELSE 3170
3150 X(0)=X(N):Y(0)=Y(N):N(0)=ES/EC:PRINT "X0";X(0),"Y0";Y(0)
3160 CRVCR0(J)=(EPS+EV)/D1 :GOTO 3180
3170 CRVCRT(J)=(EPS+EV)/D1:PRINT "CRVCRT";CRVCRT(J)
3180 IF T=0 THEN 3200 ELSE 3290
3200 IF MCR0>M2(J) THEN CRV0(J)=CRVG0(J) ELSE CRV0(J)=CRVCR0(J):PRINT "CRV0";CRV0(J)
3210 IF -W/2*LL(J)^2+W*L/2*LL(J)-M<0 THEN CRV0(J)=-CRV0(J)
3211 DTHITA0=CRV0(J)*DL :PRINT "DTHITA0";DTHITA0
3212 IF J=0 THEN THITA0=0 :GOTO 3280
3213 THITA0=THITA0+DTHITA0 :PRINT "THITA0";THITA0
3220 DDET1=CRV0(J)*DL*L/2
3230 DDET2=CRV0(J)*DL*(L/2-LL(J))
3240 IF J=1 THEN DET1=0:IF J=1 THEN DET2=0
3250 DET1=DET1+DDET1
3260 DET2=DET2+DDET2
3270 DET0=DET1-DET2:PRINT "DET0";DET0
3271 IF CRV0(J)=0 THEN 3273 ELSE 3272
3272 DEI0=(-W/2*LL(J)^2+W*L/2*LL(J)-M)/CRV0(J):GOTO 3274
3273 DEI0=ES/N(N)*IC
3274 PRINT "DEI0";DEI0
3275 IF J=1 THEN EI0=0
3276 EI0=EI0+DEI0
3280 GOTO 1284
3290 IF MCRT>M2(J) THEN CRVT(J)=CRVGT(J) ELSE CRVT(J)=CRVCRT(J):PRINT "CRVT=";CRVT(J)
3300 IF -W/2*LL(J)^2+W*L/2*LL(J)-M<0 THEN CRVT(J)=-CRVT(J)
3301 DTHITAT=CRVT(J)*DL:PRINT "CRVT";CRVT(J)
3302 IF J=0 THEN THITAT=0:GOTO 3370
3303 THITAT=THITAT+DTHITAT
3310 DDETT1=CRVT(J)*DL*L/2
3320 DDETT2=CRVT(J)*DL*(L/2-LL(J))
3330 IF J=1 THEN DETT1=0:IF J=1 THEN DETT2=0
3340 DETT1=DETT1+DDETT1
3350 DETT2=DETT2+DDETT2
3360 DETT=DETT1-DETT2:PRINT "DETT";DETT
3361 IF CRVT(J)=0 THEN 3363 ELSE 3362
3362 DEIT=(-W/2*LL(J)^2+W*L/2*LL(J)-M)/CRVT(J)
3363 DEIT=ES/N(N)*IC
3364 IF J=1 THEN EIT=0
3365 EIT=EIT+DEIT
3370 NEXT J
3380 PRINT "THITAT=";THITAT
4010 DIM TIME(1000)
4020 *****
4030 ***** 端部たわみ角計算(RCslab) *****
4040 ***** 付着解析 (李式) *****
4080 *****
4170 T=0 :EPSH=0:FAY=0
4180 T=100:EPSH=400*10^-6 :FAY=3.2
4190 T=100:EPSH=0 :FAY=0
4200 L0=4500:AT=660:AST=473:DT=36.5
4210 B0=1000:DC=36.5:PT=AT/D/B0:P1=0
4215 ET=EC/(1+0.5*FAY):N=ES/ET :N1=ES/EC
4220 U=233:D1=D-DT:NS=1000/150 :TYI=3.41 :KI=130 :ETA=2
4240 DT=D-D1
4300 *****初期モーメント*****
4310 M0=W*L0^2/12:PRINT "M0";M0,"MCRT";MCRT
4320 *****初期軸力*****YOUNG (CREEP)*****
4500 IF M0<MCRT THEN SX=0
4700 IF M0<MCRT THEN GOTO 5555
4820 ***** 付着解析 (李式) *****
4830 P0=SGMS*AT :PRINT "SGMS1";SGMS '端部鉄筋力
4840 S0=0.01 :AE=B0*2*DT
4850 AE1=(2*DT)^2*NS :AE2=B0*2*DT :PRINT "AE1";AE1,"AE2";AE2
4860 IF AE1<AE2 THEN AE=AE1 :IF AE1<AE2 THEN 4880
4870 AE=AE2
4880 PE=AT/AE:PRINT "AE";AE

```

```

4890 L=200 :B=150 '定着長さ : 塑性域長さ
4900 '*****
4910 IF T=0 THEN GOTO 4940
4920 IF 28<T THEN GOTO 5020
4930 GOTO 4980
4940 K0=KI
4950 TY=TYI
4960 SY=TY/K0
4970 GOTO 5050
4980 K0=KI*((0.25+0.5*T^0.2)/T^0.2)
4990 TY=TYI*0.75
5000 SY=TY/K0
5010 GOTO 5050
5020 K0=KI*0.5
5030 TY=TYI*0.75
5040 SY=TY/K0
5050 '*****
5060 ALFA=SQR((1+N*PE)/(ES*AT)*U*K0)
5070 BETA=P0/ET/AE/L
5080 BETAL=-P0/ET/AE/L^2
5090 GAMA=(1+N*PE)/ES/AT*U*TY-P0/ET/AE/L
5100 GAMAL=P0/ET/AE/L^2
5110 E1=EXP(ALFA*(L-B))
5120 E2=EXP(-ALFA*(L-B))
5130 C31=SY-BETA/ALFA^2-(S0-BETA/ALFA^2)*E2
5140 C3=C31/(E1-E2)
5150 C3L=((-BETAL/ALFA^2*(1+E2)+ALFA*(S0-BETA/ALFA^2)*E2)*(E1-E2)-C31*ALFA*(E1+E2))/(E1-E2)^2
5160 C3B=((-(S0-BETA/ALFA^2)*ALFA*E2)*(E1-E2)+C31*ALFA*(E1+E2))/(E1-E2)^2
5170 C41=(S0-BETA/ALFA^2)*E1-(SY-BETA/ALFA^2)
5180 C4=C41/(E1-E2)
5190 C4L=((BETAL/ALFA^2*(1-E1)+(S0-BETA/ALFA^2)*ALFA*E1)*(E1-E2)-C41*ALFA*(E1+E2))/(E1-E2)^2
5200 C4B=(-ALFA*(S0-BETA/ALFA^2)*E1*(E1-E2)+C41*ALFA*(E1+E2))/(E1-E2)^2
5210 C5=P0/ES/AT-GAMA*L+EPSH
5220 C5L=-GAMA-GAMAL*L
5230 C5B=0
5240 C6=SY-GAMA*(L-B)^2/2-(P0/ES/AT-GAMA*L+EPSH)*(L-B)
5250 '
5260 F=C3-C4-EPSH/ALFA
5270 FL=C3L-C4L
5280 FB=C3B-C4B
5290 G=C3*E1-C4*E2-C5/ALFA-GAMA/ALFA*(L-B)
5300 GL=(C3L+ALFA*C3)*E1-(C4L-ALFA*C4)*E2-(C5L+GAMA+GAMAL*(L-B))/ALFA
5310 GB=(C3B-ALFA*C3)*E1-(C4B+ALFA*C4)*E2-(C5B-GAMA)/ALFA
5320 '
5330 J=FL*GB-FB*GL
5340 LN=L-(F*GB-FB*G)/J
5350 BN=B-(FL*G-F*GL)/J
5360 IF ABS(LN-L)>0.1 THEN GOTO 5380
5370 IF ABS(BN-B)<0.1 THEN GOTO 5420
5380 L=LN : B=BN
5390 PRINT"LN=";LN,"BN=";BN
5400 GOTO 5050
5410 '
5420 L=LN : B=BN
5430 '*****抜け出し量算出*****
5440 X=L
5450 IF B>0 THEN 5490
5460 SX=C3*EXP(ALFA*X)+C4*EXP(-ALFA*X)+BETA/ALFA^2
5470 PX=ES*AT/(1+N*PE)*(ALFA*C3*EXP(ALFA*X)-ALFA*C4*EXP(-ALFA*X)+BETA*X-EPSH)
5480 GOTO 5510
5490 SX=GAMA*X^2/2+C5*X+C6:PRINT"sx";SX
5500 PX=P0-U*TY*(L-X)
5510 TAU=TY
5520 '
5530 '*****回転角の算定*****
5531 IF T=0 THEN 5540 ELSE 5541
5540 THITAS0=SX/(D1-XN):GOTO 5550
5541 THITAST=SX/(D1-XN):PRINT "XT";XN
5542 '*****
5550 IF T=100 THEN 5555 ELSE 6000

```

```

5555 MX=M :PRINT "MX";MX
5560 DLTAT=THITAT-THITAST:PRINT "THITAT";THITAT,"THITAST";THITAST,"DLTAT";DLTAT
5565 IF ABS(DLTAT)>5.0*10^-4 THEN 5570 ELSE 5630:PRINT "DLTAT";DLTAT
5570 DFAIT=DLTAT/L0*2:'PRINT "DFAIT";DFAIT
5571 'DFAIT=(THITAT-THITAST)/L0*2:PRINT "DFAIT";DFAIT
5580 EITA=EIT/H:PRINT "EITA";EITA,"EIT";EIT
5590 DMT=EITA*DFAIT :PRINT "DMT";DMT
5600 M=M+0.15*DMT
5610 MY=M :PRINT "MY";MY
5615 GOTO 1220
5620 'IF ABS(DLTAT)>0.1*10^-3 THEN 1220:PRINT "DLTAT";DLTAT
5630 DETS=THITAST*L0/4
6000 PRINT
#1,T;CHR$(9);D;CHR$(9);M;CHR$(9);SGMS;CHR$(9);SX;CHR$(9);DETS;CHR$(9);DETT;CHR$(9);EITA;CHR$(
9);LN;CHR$(9);XN
6010 PRINT "T";0,"瞬時たわみ";DET0,"T";100,"長期たわみ";DETT,"Y";Y(N),"X";X(N)
6020 'PRINT #1,0 ;CHR$(9);DET0;CHR$(9);100;CHR$(9);DETT
6030 'IF T=0 THEN 1290 ELSE 3180
6035 NEXT I%
6040 CLOSE:END

```

付 2 長期たわみ計算シート（簡易法）

例題名			RCスラブ L=4.5m				PRC指針 付2.4 PRCスラブ(H=180)			
方向			X		Y		X		Y	
位置			端部	中央部	端部	中央部	端部	中央部	端部	中央部
H	厚さ	mm	150	150	150	150	180	180	180	180
B	単位幅	mm	1000	1000	1000	1000	1000	1000	1000	1000
w	荷重	N/mm2				0.0060				0.0065
端部固定度	0: 両端ピン、1: 両端固定			1.00		1.00		1.00		1.00
lx,ly	各方向スパン	mm		4500		7000		6200		10200
c	かぶり厚さ	mm	30	30	40	40	30	30	40	40
s	鉄筋の中心間隔	mm	200	200	200	200	200	200	300	300
D	鉄筋径		13	11.5	10	10	13	11.5	13	13
at	引張側鉄筋断面積	mm2	635	495	355	355	635	495	423	423
ac	圧縮側鉄筋断面積	mm2	355	355	355	355	635	495	423	423
dt	引張鉄筋重心から引張縁までの距離	mm	35	35	45	45	35	35	45	45
dc	圧縮鉄筋重心から圧縮縁までの距離	mm	35	35	45	45	35	35	45	45
U	鉄筋の周長	mm	200	175	150	108	200	175	133	133
σB	コンクリート強度	N/mm2	24.0	24.0	24.0	24.0	24.0	24.0	24.0	24.0
Ec	コンクリートヤング係数	N/mm2	22700	22700	22700	22700	22700	22700	22700	22700
Es	鉄筋ヤング係数	N/mm2	205000	205000	205000	205000	205000	205000	205000	205000
ψ	クリープ係数		3.00	3.00	3.00	3.00	3.00	3.00	3.00	3.00
ε sh	自由乾燥収縮ひずみ		0.000400	0.000400	0.000400	0.000400	0.000400	0.000400	0.000400	0.000400
t	載荷日数	日	10950	10950	10950	10950	10950	10950	10950	10950
a	PC鋼材のライズ	mm		0		0		80		0
P0	設計プレストレス力	kN		0.0		0.0		222.5		0.0
η	プレストレス力有効率			0		0		0.85		0
	摩擦損失			0		0		0.108		0
	セツト損失			0		0		0		0
λ	辺長比					1.556				1.645
wx,wy	各方向分担荷重	N/mm2		0.0051		0.0009		0.006		0.001
n	Es/Ec		9.03	9.03	9.03	9.03	9.03	9.03	9.03	9.03
K0	初期付着剛性	N/mm3	115	130	150	150	115	130	115	115
Pe	有効プレストレス力	kN		0.00		0.00		168.70		0.00
wp	単位面積当たりの吊り上げ力	N/mm2		0.0000		0.0000		0.0028		0.0000
x	荷重キャンセル率					0.000				0.431
Ma	端部: xwl ² /12 中央部: xwl ² /18	kNm	8.65	5.77	3.57	2.38	10.46	6.97	3.86	2.58
σb	荷重による曲げ応力	N/mm2	2.31	1.54	0.95	0.64	1.94	1.29	0.72	0.48
Ac	コンクリート断面積	mm2	150000	150000	150000	150000	180000	180000	180000	180000
Zg	全断面有効断面係数	mm3	3750000	3750000	3750000	3750000	5400000	5400000	5400000	5400000
d	有効せい	mm	115	115	105	105	145	145	135	135
dc/d			0.30	0.30	0.43	0.43	0.24	0.24	0.33	0.33
γ	複筋比		0.56	0.72	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
pt	引張鉄筋比		0.0055	0.0043	0.0034	0.0034	0.0044	0.0034	0.0031	0.0031
g	鉄筋重心位置の圧縮縁からの距離	mm	86.31	81.59	75.00	75.00	90.00	90.00	90.00	90.00
nt	Es/Ec×(1+ψ)		36.12	36.12	36.12	36.12	36.12	36.12	36.12	36.12
σ smaxt	ひび割れ断面における鉄筋応力	N/mm2	138.8	117.0	110.4	73.6	130.4	110.4	77.1	51.4
ε smaxt	ひび割れ断面における鉄筋ひずみ		6.769E-04	5.709E-04	5.386E-04	3.591E-04	6.359E-04	5.384E-04	3.760E-04	2.507E-04
σ 0	鉄筋とコンクリートの重心位置が同じときのσ sh	N/mm2	0.437	0.386	0.331	0.331	0.461	0.376	0.330	0.330
σ sh	鉄筋拘束による収縮ひずみ応力	N/mm2	0.635	0.487	0.331	0.331	0.461	0.376	0.330	0.330
σ g	平均プレストレス・周辺フレームの拘束を考慮して0とする	N/mm2	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
Mcr	曲げひび割れ耐力	kNm	4.82	5.37	5.96	5.96	7.88	8.34	8.59	8.59
Mcr/Ma			0.557	0.932	1.000	1.000	0.753	1.000	1.000	1.000
Ig1,Ig2	端部、中央部の全断面有効(鉄筋無視)	mm4	2.81E+08	2.81E+08	2.81E+08	2.81E+08	4.86E+08	4.86E+08	4.86E+08	4.86E+08
xn0	ひび割れ断面の中立軸比		0.440	0.404	0.395	0.395	0.386	0.359	0.368	0.368
Icr	ひび割れ領域のI(コンクリートの拘束無視)	mm4	1.41E+08	1.19E+08	7.57E+07	7.57E+07	2.50E+08	2.07E+08	1.53E+08	1.53E+08
Ie1,Ie2	端部、中央部の等価I	mm4	1.55E+08	1.76E+08	2.81E+08	2.81E+08	3.26E+08	4.86E+08	4.86E+08	4.86E+08
Ie	スパン全長に対する等価I	mm4		1.67E+08		2.81E+08		4.22E+08		4.86E+08
xn	全断面有効中立軸		77.1	76.1	75.0	75.0	90.0	90.0	90.0	90.0
φ shg	全断面有効曲率		4.54E-07	2.33E-07	0.00E+00	0.00E+00	-2.25E-21	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
Mcr/Ma	平均			0.745		1.000		0.877		1.000
μ	端部固定度:簡易法では1.0とする			1.000		1.000		1.000		1.000
ε cs	圧縮緑ひずみと鉄筋ひずみの和		4.44E-04	4.44E-04	4.40E-04	4.40E-04	4.07E-04	4.23E-04	4.27E-04	4.27E-04
φ shcr	ε cs/d: ひび割れ断面曲率		3.86E-06	3.86E-06	4.19E-06	4.19E-06	2.80E-06	2.92E-06	3.17E-06	3.17E-06
φ shcrav	φ shcrの端部と中央部の平均			3.86E-06		4.19E-06		2.86E-06		3.17E-06
φ she1, φ she2	端部、中央部の等価φ sh		2.80E-06	7.09E-07	0.00E+00	0.00E+00	1.21E-06	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
φ sheav	端部、中央部の平均φ she			1.75E-06		0.00E+00		6.06E-07		0.00E+00
δ e	弾性たわみ	mm		0.857		0.857		1.139		1.139
Kcr+Kcp	ひび割れとクリープによるたわみ倍率			6.72		6.72				4.61
Ksh	乾燥収縮によるたわみ倍率			3.45		3.45				1.71
Ace2	コンクリート有効断面積(抜出し計算用)	mm2			26645.00					26645.00
pe2	引張鉄筋の有効断面積に対する割合				0.0238					0.0238
α (t)					0.0133					0.0133
Se	弾性解	mm			0.087					0.083
τ yt	長期付着強度	N/mm2			2.56					2.56
Kt	長期付着剛性	N/mm3			61.97					61.97
Syt	= τ yt/Kt	mm			0.0413					0.0413
Se/Syt					2.1063					2.0229
S	弾塑性解	mm			0.1405					0.1306
xn1	xn/d				0.4397					0.3857
Ks	端部筋抜け出しによるたわみ倍率				2.86					2.00
K	Kcr+Kcp+Ksh+Ks				13.04					8.31
δ t	K δ e: 長期たわみ				11.18					9.46

付 3 長期たわみ計算シート（詳細法）

例題名		RCスラブ L=4.5m				PRC指針 付2.4 PRCスラブ(H=180)			
方向		X		Y		X		Y	
位置		端部	中央部	端部	中央部	端部	中央部	端部	中央部
H	厚さ	mm	150	150	150	150	180	180	180
B	単位幅	mm	1000	1000	1000	1000	1000	1000	1000
w	荷重	N/mm2			0.0060				0.0065
端部固定度	0: 両端ピン, 1: 両端固定		1.00		1.00		1.00		1.00
lx,ly	各方向スパン	mm	4500		7000		6200		10200
c	かぶり厚さ	mm	30	30	40	40	30	30	40
s	鉄筋の中心間隔	mm	200	200	200	200	200	300	300
D	鉄筋径		13	11.5	10	10	13	11.5	13
at	引張側鉄筋断面積	mm2	635	495	355	355	635	495	423
ac	圧縮側鉄筋断面積	mm2	355	355	355	355	635	495	423
dt	引張鉄筋重心から引張縁までの距離	mm	35	35	45	45	35	35	45
dc	圧縮鉄筋重心から圧縮縁までの距離	mm	35	35	45	45	35	35	45
U	鉄筋の周長	mm	200	175	150	108	200	175	133
σB	コンクリート強度	N/mm2	24.0	24.0	24.0	24.0	24.0	24.0	24.0
Ec	コンクリートヤング係数	N/mm2	22700	22700	22700	22700	22700	22700	22700
Es	鉄筋ヤング係数	N/mm2	205000	205000	205000	205000	205000	205000	205000
ψ	クリープ係数		3.00	3.00	3.00	3.00	3.00	3.00	3.00
ε sh	自由乾燥収縮ひずみ		0.000400	0.000400	0.000400	0.000400	0.000400	0.000400	0.000400
t	載荷日数	日	10950	10950	10950	10950	10950	10950	10950
a	PC鋼材のライズ	mm		0		0	80		0
P0	設計プレストレス力	kN		0.0		0.0	222.5		0.0
η	プレストレス力有効率			0		0	0.85		0
	摩擦損失			0		0	0.108		0
	セット損失			0		0	0		0
λ					1.556				1.645
wx,wy	各方向分担荷重	N/mm2		0.005		0.001		0.006	
n	Es/Ec		9.03	9.03	9.03	9.03	9.03	9.03	9.03
K0	初期付着剛性	N/mm3	115	130	150	150	115	130	115
Pe	有効プレストレス力	kN		0.00		0.00	168.70		0.00
wp	単位面積当たりの吊り上げ力	N/mm2		0.0000		0.0000	0.0028		0.0000
x	荷重キャンセル率				0.000				0.431
Ma	端部: xwl ² /12, 中央部: xwl ² /18	kNm	8.65	5.77	3.57	2.38	10.46	6.97	3.86
σb	荷重による曲げ応力	N/mm2	2.31	1.54	0.95	0.64	1.94	1.29	0.72
k	0.00025t ≤ 0.1		0.0375	0.0375	0.0375	0.0375	0.045	0.045	0.045
Ac	コンクリート断面積	mm2	150000	150000	150000	150000	180000	180000	180000
Zg	全断面有効断面係数	mm3	3750000	3750000	3750000	3750000	5400000	5400000	5400000
d	有効せい	mm	115	115	105	105	145	145	135
dc1	dc/d		0.30	0.30	0.43	0.43	0.24	0.24	0.33
γ	複筋比		0.56	0.72	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
pt	引張鉄筋比		0.0055	0.0043	0.0034	0.0034	0.0044	0.0034	0.0031
g	鉄筋重心位置の圧縮縁からの距離	mm	86.31	81.59	75.00	75.00	90.00	90.00	90.00
Ace1	コンクリート有効断面積(Lav計算用: PRC指針)	mm2	73000	71500	90000	90000	73000	71500	93000
Ace2	コンクリート有効断面積(抜き出し計算用)	mm2	26645	25561	40500	40500	26645	25561	28830
pe1	引張鉄筋の有効断面積に対する割合		0.0087	0.0069	0.0039	0.0039	0.0087	0.0069	0.0046
pe2	引張鉄筋の有効断面積に対する割合		0.0238	0.0194	0.0088	0.0088	0.0238	0.0194	0.0147
Lav	平均ひび割れ間隔	mm	156.0	162.3	215.1	215.1	167.3	174.8	268.5
nt	Es/Ec × (1+ψ)		36.12	36.12	36.12	36.12	36.12	36.12	36.12
ε y0	初期付着強度	N/mm2	3.41	3.41	3.41	3.41	3.41	3.41	3.41
K0	初期付着剛性	N/mm3	115	130	150	150	115	130	115
ε yt	長期付着強度	N/mm2	2.56	2.56	2.56	2.56	2.56	2.56	2.56
Kt	長期付着剛性	N/mm3	61.97	70.06	80.57	80.57	61.97	70.06	61.97
α(0)			0.0147	0.0162	0.0182	0.0154	0.0147	0.0162	0.0141
α(t)			0.0133	0.0143	0.0148	0.0125	0.0133	0.0143	0.0121
L	=Lav/2	mm	78.0	81.1	107.5	107.5	83.6	87.4	134.3
q(0)	付着特性係数(弾性解)		0.713	0.658	0.490	0.560	0.687	0.627	0.503
q(t)	付着特性係数(弾性解)		0.748	0.707	0.579	0.648	0.723	0.678	0.571
σ smax0	ひび割れ断面における鉄筋応力	N/mm2	130.3	110.4	104.2	69.5	123.7	104.9	73.1
σ smaxt	ひび割れ断面における鉄筋応力	N/mm2	138.8	117.0	110.4	73.6	130.4	110.4	77.1
Se0	拔出し量(弾性解)	mm	0.06	0.05	0.05	0.04	0.06	0.05	0.04
Sy0	ε y時拔出し量	mm	0.03	0.03	0.02	0.02	0.03	0.03	0.03
Set	拔出し量(弾性解)	mm	0.06	0.06	0.06	0.05	0.06	0.06	0.05
Syt	ε y時拔出し量	mm	0.0413	0.04	0.0317	0.03	0.0413	0.04	0.0413
q'(0)	付着特性係数(弾塑性解)		0.831	0.736	0.634	0.700	0.810	0.709	0.626
q'(t)	付着特性係数(弾塑性解)		0.808	0.767	0.704	0.756	0.787	0.742	0.649
ε smax0	ひび割れ断面における鉄筋ひずみ		6.354E-04	5.386E-04	5.085E-04	3.390E-04	6.033E-04	5.118E-04	3.565E-04
ε smaxt	ひび割れ断面における鉄筋ひずみ		6.769E-04	5.709E-04	5.386E-04	3.591E-04	6.359E-04	5.384E-04	3.760E-04
ε sav0	平均鉄筋ひずみ		5.279E-04	3.962E-04	3.224E-04	2.373E-04	4.885E-04	3.627E-04	2.231E-04
ε savt	平均鉄筋ひずみ		5.472E-04	4.379E-04	3.791E-04	2.715E-04	5.002E-04	3.993E-04	2.441E-04
wav0	瞬時平均ひび割れ幅	mm	0.082	0.064	0.069	0.051	0.082	0.063	0.060
wavt	長期平均ひび割れ幅	mm	0.136	0.121	0.142	0.123	0.136	0.122	0.135
wmaxt	長期最大ひび割れ幅	mm	0.204	0.181	0.213	0.185	0.204	0.182	0.203

瞬時(仕上げ工事前のたわみ倍率)

Mcr	曲げひび割れ耐力	kNm	7.20	7.20	7.20	7.20	10.37	10.37	10.37	10.37
wD	自重による荷重	N/mm		3.60		3.60		4.32		4.32
wDx,wDy	各方向分担荷重	N/mm		3.07		0.53		3.80		0.52
Ma	自重による応力	kNm	5.19	3.46	2.14	1.43	6.93	4.62	2.56	1.71
Mcr/Ma			1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
Ig1,Ig2	端部、中央部の全断面有効(鉄筋無視)	mm4	2.81E+08	2.81E+08	2.81E+08	2.81E+08	4.86E+08	4.86E+08	4.86E+08	4.86E+08
ks0	$\varepsilon_{smax0}/\varepsilon_{sav0}=1/q'(0)$		1.204	1.359	1.577	1.429	1.235	1.411	1.598	1.739
xn0	ひび割れ断面の中立軸比		0.273	0.248	0.241	0.241	0.244	0.222	0.224	0.224
xn1	ひび割れ断面の中立軸比(コンクリートの拘束作用考慮)		0.293	0.279	0.280	0.271	0.265	0.253	0.265	0.274
Icr	ひび割れ領域のI(コンクリートの拘束考慮)	mm4	5.84E+07	5.28E+07	3.82E+07	3.54E+07	9.94E+07	9.05E+07	7.57E+07	8.10E+07
Ie1,Ie2	端部、中央部の等価I	mm4	2.81E+08	2.81E+08	2.81E+08	2.81E+08	4.86E+08	4.86E+08	4.86E+08	4.86E+08
Ie	スパン全長に対する等価I	mm4		2.81E+08		2.81E+08		4.86E+08		4.86E+08
Ig	スパン全長に対するIg	mm4		2.81E+08		2.81E+08		4.86E+08		4.86E+08
Kcr	ひび割れによるたわみ倍率			1.00		1.00		1.00		1.00
ひび割れ・クリープによるたわみ										
σ_0	鉄筋とコンクリートの重心位置が同じときの σ_{sh}	N/mm2	0.437	0.386	0.331	0.331	0.461	0.376	0.330	0.330
σ_{sh}	鉄筋拘束による収縮ひずみ応力	N/mm2	0.635	0.487	0.331	0.331	0.461	0.376	0.330	0.330
σ_g	平均プレストレス:周辺フレームの拘束を考慮して0とする	N/mm2	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
Mcr	曲げひび割れ耐力	kNm	4.82	5.37	5.96	5.96	7.88	8.34	8.59	8.59
Mcr/Ma			0.557	0.932	1.000	1.000	0.753	1.000	1.000	1.000
Ig1,Ig2	端部、中央部の全断面有効(鉄筋無視)	mm4	2.81E+08	2.81E+08	2.81E+08	2.81E+08	4.86E+08	4.86E+08	4.86E+08	4.86E+08
xn0	ひび割れ断面の中立軸比		0.440	0.404	0.395	0.395	0.386	0.359	0.368	0.368
xn1	ひび割れ断面の中立軸比(コンクリートの拘束作用考慮)		0.472	0.442	0.439	0.429	0.420	0.400	0.424	0.435
Icr	ひび割れ領域のI(コンクリートの拘束考慮)	mm4	1.63E+08	1.43E+08	9.59E+07	9.14E+07	2.97E+08	2.57E+08	2.07E+08	2.18E+08
Ie1,Ie2	端部、中央部の等価I	mm4	1.74E+08	1.91E+08	2.81E+08	2.81E+08	3.58E+08	4.86E+08	4.86E+08	4.86E+08
Ie	スパン全長に対する等価I	mm4		1.84E+08		2.81E+08		4.35E+08		4.86E+08
Ig	スパン全長に対するIg	mm4		2.81E+08		2.81E+08		4.86E+08		4.86E+08
Kcr+Kcp	ひび割れとクリープによるたわみ倍率: $I_g/I_e \times (1+\psi)$			6.10		4.00		4.47		4.00
δ_e	弾性たわみ	mm		0.857		0.857		1.139		1.139
$\delta_{cr}+\delta_{cp}$	ひび割れとクリープによる長期たわみ: $(Kcr+Kcp) \times \delta_e$	mm		5.23		3.43		5.09		4.56
乾燥収縮によるたわみ										
xn	全断面有効中立軸	mm	77.1	76.1	75.0	75.0	90.0	90.0	90.0	90.0
ϕ_{shg}	全断面有効曲率		4.54E-07	2.33E-07	0.00E+00	0.00E+00	-2.25E-21	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
xn'	ひび割れ断面中立軸	mm	54.3	50.8	46.1	45.1	60.9	58.0	57.3	58.7
ε_{cs}	圧縮縁ひずみと鉄筋ひずみの和		4.44E-04	4.44E-04	4.40E-04	4.40E-04	4.07E-04	4.23E-04	4.27E-04	4.27E-04
ϕ_{shcr}	ε_{cs}/d :ひび割れ断面曲率		3.86E-06	3.86E-06	4.19E-06	4.19E-06	2.80E-06	2.92E-06	3.17E-06	3.17E-06
ϕ_{she1},ϕ_{she2}	端部、中央部の等価 ϕ_{sh}		2.51E-06	7.09E-07	0.00E+00	0.00E+00	5.63E-07	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00
Mcr/Ma	平均			0.745		1.000		0.877		1.000
μ	端部固定度			0.886		0.802		0.843		0.802
δ_{sh}	乾燥収縮によるたわみ	mm		0.74		0.00		0.00		0.00
Ksh	乾燥収縮によるたわみ倍率: δ_{sh}/δ_e			0.86		0.00		0.00		0.00
端部筋の抜け出しによるたわみ										
L	定着長さ(35d)	mm		455		350		455		455
Syt	$=\tau_{yt}/Kt$	mm		0.0413		0.0317		0.0413		0.0413
β				1.28E-06		4.87E-07		1.20E-06		4.38E-07
Se	弾性解	mm		0.088		0.066		0.085		0.067
Se/Syt				2.135		2.069		2.050		1.630
S	弾塑性解	mm		0.144		0.105		0.134		0.089
xn1	ひび割れ断面の中立軸比	mm		0.440		0.395		0.386		0.368
δ_s	端部筋の抜け出しによるたわみ: $Sl/4(1-xn1)d$	mm		2.515		2.883		2.327		2.663
Ks	端部筋の抜け出しによるたわみ倍率: δ_s/δ_e			2.93		3.36		2.04		2.34
全たわみ										
δ_{e0}	両端固定弾性たわみ	mm		0.857		0.857		1.139		1.139
δ_{tx},δ_{ty}	各方向の長期たわみ	mm		8.482		6.311		7.420		7.219
Kx1,Ky1	Kcr+Kcp+Ksh+Ks			9.90		7.36		6.51		6.34
δ_{tc}	長期たわみ	mm				8.08				7.40
仕上げ前のたわみ(自重によるひび割れ断面剛性を考慮したたわみ)										
δ_{fe}	自重による弾性たわみ	mm		0.514		0.514		0.755		0.755
Kcr δ_{fe}		mm		0.514		0.514		0.755		0.755
δ_{fe0}	自重による弾性たわみ(両端固定)	mm		0.514		0.514		0.755		0.755
Kcr'				1.000		1.000		1.000		1.000
δ_f	仕上げ前たわみ	mm				0.51				0.75
制御たわみ										
$\delta_{tc}-\delta_f$		mm				7.56				6.64

発表論文

【日本建築学会構造系論文集】

- 1 岩田樹美、李振宝、大野義照：端部筋の拔出しを考慮した鉄筋コンクリートスラブの長期たわみ算定、第 510 号、pp.145-152、1998.8
- 2 岩田樹美、大野義照、吉村満、李振宝：鉄筋とコンクリート間の付着特性に基づく鉄筋コンクリートスラブの長期たわみ実用計算法、第 617 号、pp.153-160、2007.7
- 3 岩田樹美、大野義照、李振宝：鉄筋コンクリートおよびプレストレスト鉄筋コンクリート二方向スラブの長期たわみ制御に関する研究、第 625 号、2008.3 掲載予定

【コンクリート工学年次論文報告集】

- 1 岩田樹美、李振宝、大野義照、鈴木計夫：仮想引張応力度による PRC 部材のひび割れ制御、Vol.18、No.2、pp.1163-1168、1996
- 2 岩田樹美、大野義照、吉村満：鉄筋コンクリートスラブの長期たわみに及ぼす各種要因の影響、Vol.28、No.2、pp.481-486、2006
- 3 岩田樹美、大野義照、吉村満、李振宝：プレストレスト鉄筋コンクリートスラブの長期たわみ計算法、Vol.29、No.3、pp.409-414、2007
- 4 吉村満、岩田樹美、大野義照、乾智洋：鉄筋とコンクリート間の付着応力-すべり関係に及ぼす各種要因の影響、Vol.29、No.3、pp.613-618、2007

【日本建築学会大会学術講演梗概集】

- 1 岩田樹美、大野義照、鈴木計夫、劉 鍵、李 振宝：プレストレスト鉄筋コンクリート梁の曲げひび割れ幅に及ぼす各種要因の影響、pp.997-998、1995
- 2 岩田樹美、大野義照、鈴木計夫、斉藤駿三、鳥居洋：高強度鉄筋を用いてプレストレスを導入した PRC 合成はりの長期曲げ性状、pp.963-964、1996
- 3 岩田樹美、李振宝、大野義照、鈴木計夫：端部筋の抜け出しによる付加たわみを考慮した鉄筋コンクリートスラブの長期たわみ算定（その 1 長期たわみ計算法の提示）、pp.725-726、1997
- 4 尚自端、李振宝、大野義照、岩田樹美、鈴木計夫：鉄筋コンクリート梁の長期ひび割れ幅の算定、pp.311-312、1997

- 5 草場直人、岩田樹美、大野義照、李振宝、鈴木計夫：PRC 曲げ部材のひび割れ幅と仮想引張応力度との関係、pp.929-930、1997
- 6 日高克明、大野義照、岩田樹美、鈴木計夫、斉藤駿三、鳥居洋：高強度鉄筋を用いてプレストレスを導入した PRC 合成はりの長期曲げ性状、pp.937-938、1997
- 7 李振宝、馬華、岩田樹美、尚自端、大野義照：鉄筋コンクリートスラブの長期たわみ実用計算法、pp.785-786、2000
- 8 岩田樹美、平尾卓也、山田晶一：高層 PC 造建物の限界耐力計算による検証、pp.727-728、2005
- 9 岩田樹美、大野義照、吉村満：鉄筋コンクリートスラブのひび割れを考慮したクリープ変形計算法、pp.207-208、2006
- 10 吉村満、岩田樹美、大野義照：鉄筋コンクリートスラブの長期たわみに及ぼす各種要因の影響、pp.189-190、2006
- 11 岩田樹美、大野義照、吉村満：鉄筋コンクリート二方向スラブの長期たわみ計算法、pp.183-184、2007
- 12 乾智洋、吉村満、岩田樹美、大野義照：鉄筋とコンクリート間の付着応力すべり関係に及ぼす各種要因の影響 その 1 実験概要と片引き試験結果、pp.109-110、2007
- 13 吉村満、乾智洋、岩田樹美、大野義照：鉄筋とコンクリート間の付着応力すべり関係に及ぼす各種要因の影響 その 2 両引き試験結果、pp.111-112、2007

【日本建築学会 近畿支部研究報告集】

- 1 岩田樹美、大野義照、鈴木計夫、劉鍵、李振宝：鉄筋コンクリート梁の曲げひび割れ幅に及ぼす各種要因の影響、pp.33-36、1995
- 2 吉村満、岩田樹美、大野義照：鉄筋コンクリートスラブの長期たわみに及ぼす各種要因の影響、pp.369-372、2006
- 3 乾智洋、吉村満、岩田樹美、大野義照：細径異形鉄筋とコンクリート間の付着応力すべり関係、pp.281-284、2007

謝 辞

本論文は、大阪大学教授 大野義照博士のご指導のもと、大阪大学建築構造計画学領域において長年実施されてきました、持続荷重下における鉄筋コンクリート部材の曲げ性状に関する研究を、鉄筋コンクリートスラブの長期たわみ予測に関する研究に発展させたものです。先生には常に直接指導に当たっていただき、研究上数多くのご指導、ご指摘をいただくと共に、研究のまとめ方について、多大なるご教示をいただきました。ここに厚く御礼申し上げます。

また、学生時代から現在に至るまで、貴重なご助言を頂きました大阪工業大学教授 中塚侑博士に心から感謝いたします。在学中ならびに本論文をまとめるにあたって、多くの貴重なご助言ご指導を頂きました、大阪大学准教授 岸本一蔵博士に謝意を表します。さらに、本論文に関する実験を実施するにあたり、貴重なご指導を頂きました、大阪大学助教 中川隆夫先生に謝意を表します。

本論文の審査過程で、貴重なご助言ご指導を賜りました大阪大学教授 甲津功夫博士、大阪大学教授 多田元英博士に厚く御礼申し上げます。

北京工業大学教授 李振宝博士には、研究方針から解析手法に至るまで多大なる御助力、御指導をいただきました。李先生とは、先生が本学在学中からの長きに渡りお付き合いをさせていただいておりますが、中国へ戻られてからも引き続きご指導いただきました。ここに厚く御礼申し上げます。

また、卒業論文のテーマとして研究の遂行にご助力いただきました、大阪大学大学院 吉村満氏に深く御礼申し上げます。

さらに、研究成果を引用させて頂いた多くの論文著者の方々に深く感謝の意を表します。

本研究を行うにあたり、NTT ファシリティーズの構造技術者の皆様には、多くの助言とご協力を頂きました。ここに、深甚の謝意を表します。特に、会社にて本研究を行う機会と道筋を与えていただきました、中野時衛氏（NTT ファシリティーズ総合研究所）、柳井正氏（NTT ファシリティーズ FM アシスト）、斉藤賢二氏、横田和伸氏、土肥博博士、鈴木幹夫氏、山田晶一氏、豊田耕造氏、後藤和弘氏、林正輝氏、牛垣和正氏、永島茂人氏、徳淵正毅氏（アラップジャパン）に心から感謝の意を表します。

最後になりましたが、筆者を今日まで暖かく支援してくれた両親に感謝の意を捧げます。