

377.5

K-11

2-13-1

コンクリートおよび同構造物の 時間依存現象に関する基礎的研究

平成5年2月

宮川 邦彦



目 次

第1章 序 論	1
1. 1 研究の意義	1
1. 2 研究の背景および問題点	2
1. 3 本研究の目的および特色	5
1. 4 論文の構成	6
1. 5 用語の定義	8
1. 6 記号の説明	9
第2章 遅れ弾性の生成機構と力学モデルによる同現象の解析	10
2. 1 緒言	10
2. 2 遅れ弾性の生成機構	10
2. 3 力学モデルによる遅れ弾性の解析	11
2. 3. 1 複合モデル解析	11
2. 3. 2 力学モデル解析	13
2. 3. 3 応力平衡化回転モデルと従来の力学モデルとの関係	17
2. 4 レジンコンクリートの遅れ弾性に関する基礎的実験	18
2. 4. 1 実験概要	18
2. 4. 2 実験結果および考察	20
2. 5 実測結果とモデル解析結果との比較	21
2. 6 まとめ	23
第3章 コンクリートの時間依存ひずみに関する基礎的実験	24
3. 1 緒言	24
3. 2 時間依存ひずみの影響要因に関する基礎的実験	24
3. 2. 1 実験概要	24
3. 2. 2 実験結果および考察	25
(1) . 配合の影響	26

(2) . 材令の影響	33
(3) . 骨材の影響	38
(4) . 部材寸法の影響	42
(5) . セメントの影響	43
(6) . 細骨材率の影響	44
(7) . 遅れ弾性 (回復クリープ)	44
(8) . 実測値のばらつき	44
3. 3 実測値と予測値との比較検討	47
3. 3. 1 乾燥収縮ひずみの実測値と予測値との比較検討	48
3. 3. 2 クリープ係数の実測値と予測値との比較検討	52
3. 4 まとめ	57
第4章 コンクリートの時間依存ひずみの生成機構と	
力学モデルによるひずみ予測法の提案	59
4. 1 緒言	59
4. 2 時間依存ひずみの生成機構	59
4. 3 応力平衡化回転モデルによるひずみ予測法	61
4. 3. 1 応力平衡化回転モデルの解析	61
4. 3. 2 応力平衡化回転モデルと従来の力学モデルとの関係	64
4. 3. 3 数値計算法	65
4. 3. 4 モデル要素値の決定	67
(1) . 腕の長さ (容積割合)	67
(2) . ばね定数	70
(3) . 回転粘性係数	70
(4) . 吸引力	71
4. 4 実測値とモデル予測値との比較検討	71
4. 5 まとめ	76
第5章 コンクリート構造物の時間依存現象に関する基礎的研究	77
5. 1 緒言	77

5. 2 鉄筋コンクリート柱部材に関する基礎的研究	77
5. 2. 1 RC部材の時間依存現象に関するモデル解析法	78
5. 2. 2 偏心軸圧縮力を受ける非対称配筋RC部材の解析	81
(1). 収縮応力度の計算	81
(2). 軸力による応力度の計算	84
(3). 非対称配筋RC部材の応力度の計算	86
5. 2. 3 RC部材のモデル解析例	86
5. 3 RC柱に関する基礎的実験	89
5. 3. 1 実験概要	89
5. 3. 2 実験結果および考察	91
5. 4 PRC部材の時間依存現象に関する基礎的研究	98
5. 4. 1 PRC部材の時間依存現象に関するモデル解析法	98
5. 4. 2 非対称配筋PRC部材の解析	101
(1). 収縮応力度の計算	101
(2). 緊張力による応力度の計算	102
(3). 非対称配筋PRC部材の応力度の計算	104
5. 4. 3 PRC部材の解析例	104
5. 5 PRC部材に関する基礎的実験	106
5. 5. 1 実験概要	106
5. 5. 2 実験結果および考察	108
5. 6 まとめ	112
第6章 総括	113
参考文献	116
謝辞	123

第1章 序 論

1. 1 研究の意義

コンクリートの時間依存ひずみ（乾燥収縮およびクリープ）の大きさは、使用材料、配合、施工環境など多くの要因で相違するため一概には言えないが、通常、大気中に建設されるコンクリート構造物の場合、 $200\sim 600\times 10^{-6}$ 程度の乾燥収縮ひずみを、また、弾性ひずみの2～4倍程度のクリープひずみを生じる。このようなコンクリートのひずみ特性は、鉄筋コンクリートやプレストレストコンクリート構造物のひびわれ耐力や変形性状、あるいは部材断面の応力状態に重大な影響を及ぼすことになる。例えば、乾燥収縮ひずみは、内的および外的不静定による二次応力や収縮ひびわれの発生、既存ひびわれ幅の拡大、プレストレストコンクリート構造物における有効プレストレスの低減、非対称部材のそりやたわみの増大など構造物の使用性や耐久性の面で害を及ぼす。一方、クリープひずみは二面性を有しており、有利な面としては、コンクリート断面に生じる各種応力の緩和、ひびわれ発生の遅延あるいは緩和など、また、不利な面としては、乾燥収縮ひずみと同様、部材の変形増大や有効プレストレスの低減などを挙げることができる。^{1)～4) 20)～23)}

ところで近年、コンクリート構造物の早期劣化が大きな社会問題として取り沙汰され、その原因として、塩化物による鋼材の発錆やアルカリ骨材反応による膨張ひびわれに研究者や技術者の目が向けられている感がある。^{5)～8)} しかしながら、実際にはその他に、資源の枯渇による使用骨材の品質低下、コンクリートの急速施工に伴う締固め不良や養生不足、ポンプ施工に伴うモルタル量の増加、あるいは施工環境の悪化などがコンクリートの乾燥収縮ひずみを増大させ、さらに、構造面でも部材断面の薄肉化に伴う鉄筋量の増加がコンクリート断面に予想以上の微細な収縮ひびわれを発生させる原因を引き起こし、それがひいては構造物の早期劣化を助長する一因になっていることを見過ごしてはならない。また、わが国は地震多発地帯に位置するため、地震時の断面破壊に対する安全性を確保しておくことは勿論のことであるが、^{9)～11)} 発生確率の高い中規模の地震力による構造物のひびわれ被害状況などを適確に予測しておくことも、今後は既設構造物を維持管理または補修するうえで重要な課題になる

と考えられる。そのためには永久荷重持続後の応力状態における部材のひびわれ耐力を推定しておくことも重要である。

近年、コンピュータの導入による構造解析技術の長足な進歩や施工技術の目覚ましい発展は、今後益々コンクリート構造物の長大化や高次不静定化、あるいは部材断面の薄肉化を加速するであろうが、このような構造物を合理的に設計施工し、また、維持管理していくためには、コンクリートの時間依存ひずみが構造部材のひびわれ耐力に及ぼす影響を詳細に検討し、それを設計に十分反映させることが肝要であろう。

わが国の土木学会コンクリート標準示方書（設計編）¹⁾²⁾では、従来の構造強度に主眼を置いた弾性理論に基づく許容応力度設計法から、設計耐用期間中、構造物または部材がその使用目的に対して不都合を生じるすべての限界状態を検討できる設計方法として、先に限界状態設計法が導入された。しかしながら、その内容は構造部材の断面破壊に対する安全性の照査に重点が置かれ、構造物にとって最も重要な供用期間中の使用性や耐久性に対する安全性の照査、特にコンクリートの時間依存現象に起因する部材のひびわれ発生や変形性状などに対する安全性の照査内容がまだ不足しているように思われる。

本論文は、このような観点から、特に使用限界状態の設計で重要な要因となる、コンクリートおよび同構造物の時間依存現象を解析するための新しい力学モデル解析法に関する研究をまとめたものである。

1. 2 研究の背景および問題点

コンクリートは、骨材粒子の間隙を結合材で充填し一体化した分散系の複合材料であり、広義には、道路舗装に使用されるアスファルトコンクリートや特殊工事に使用されるレジンコンクリートもこの範ちゅうに属する。ただし、通常、コンクリートと呼ばれる場合はセメントコンクリートを意味しており、本論文でも特に断らない限り、セメントコンクリートをコンクリートと呼称する。ところで、コンクリートは、気体、液体および固体のすべてを含む不均質な多相材料であり、通常の使用状態下でも鋼材には見られない大きな時間依存ひずみを生じる特異な構造材料である。したがって、鋼材で補強されたコンクリート構造物の設計や施工に際しては、このような材料特性の違いによる影響を適

切に検討しておくことが重要である。

さて、コンクリートの時間依存ひずみには、外力の作用とは無関係に水分の逸散に伴って生じる乾燥収縮ひずみと、外力の作用に起因するクリープひずみがある。また、その他にセメントの水和に起因する硬化収縮(自己収縮)¹⁶⁾ や水和成分と大気中の二酸化炭素との反応によって生じる炭酸化収縮¹⁸⁾ などがあることも報告されている。さらにクリープひずみは、その生成機構の違いから、回復性と非回復性の成分に、また、外部への水分逸散に起因する乾燥クリープと水分の逸散とは無関係な基本クリープとに分類されることもある。¹⁷⁾ ただし、大気中の一般構造物では、それらのひずみが同時に生じるため、各成分を厳密に分離することは不可能である。

歴史的な背景としては、1905年 Woolson が高応力下のコンクリートに流動現象が存在することを指摘したのが最初とされている。その後、1907年 Hatt が持続荷重を受ける鉄筋コンクリートはりに時間依存性のたわみ増大現象が見られることを、1911年 White が鉄筋コンクリートはりに収縮応力が存在することを、1915年 Mcmillan が載荷と無載荷との供試体間にひずみ差があることを、また、1917年 Smith がクリープに一部回復性のひずみ成分が含まれることを報告した。それ以後、今日に至るまでコンクリート特有の現象として多くの研究者らの興味を引き、膨大な量の実験的あるいは理論的研究が行われてきた。^{1)~4) 19)~23)}

コンクリートの時間依存ひずみに関する従前の研究内容を概観すると、材料面に関する研究と構造面に関するものとの大別できる。材料面に関しては、配合や環境などひずみの影響要因に関する実験的研究^{24) 26) 28)}、ひずみの生成機構あるいはひずみ-時間曲線の推定に関する理論的研究^{19) 25) 29) 30)}、予測式の算定に関する統計学的研究^{36)~43)} などがあり、また、構造面に関しては、構造物または部材の変形性状や断面内部における応力移行の解析に関する理論的研究^{44)~47)} などがある。

ひずみの影響要因に関する従前の研究には、例えば、Hummelら¹⁾ は早強性のセメントほどクリープが小さくなることを、L' Hermiteら¹⁾ は載荷材令が遅れるほどクリープが小さくなることを、Kordinaら¹⁾ は骨材のヤング係数が大きくなるほどクリープや乾燥収縮が小さくなることを、Weilら¹⁾ は部材寸

法が大きくなるほどクリープや乾燥収縮が小さくなることを、Troxellら¹⁷⁾は相対湿度が低くなるほどクリープや乾燥収縮が大きくなることを、また、長滝ら²⁴⁾は高強度コンクリートのクリープや乾燥収縮が普通コンクリートのそれより小さくなることなど、すでに多くの研究成果が報告され、その定性的な性状に関してはほぼ解明されていると考えられる。しかし、それらの結果は特定の環境条件下における室内実験に基づくものであり、今後はそれらの研究成果と一般の施工環境下での実構造物における実測結果との比較検討、ならびにコンクリート容積の約7割を占める骨材の変形特性の影響評価に関する検討などが重要な課題であると考えられる。

ひずみの生成機構に関する研究には、例えば、Freysinet²⁾は力の作用によりセメントペースト中のキャピラリー構造が変化するためであるとする機械的変形説を、Vogl²⁾は結晶格子面でのすべりに起因する変形であるとする塑性変形説を、Thomas²⁾はセメントペーストを材令変化する高粘性液体と見なし、載荷応力がセメントペーストから骨材に移行される間のひずみ増大であるとする粘弾性説を、Lynam²⁾はセメントペースト中のゲル水の圧出に起因する変形であるとするシーページ説を、さらにクリープ仮説として、Kesler²⁾は低応力レベル下でのクリープには少なくともシーページ現象と粘弾性現象とが関与しているとする説を、Powers³¹⁾は回復性のクリープが水和セメントペースト中の微細間隙間に強く吸着された荷重を担うことができる水の表面拡散であるとする説を、Ishai⁵¹⁾は回復性のひずみ成分がキャピラリー水やゲル水の内部移動で生じ、非回復性のそれが内部粒子や結晶空間でのエネルギー基準の低下で生じるとする説を、Ruetz⁵²⁾は吸着水を含むゲル粒子間のすべりであるとする説など、また、収縮に関して、長滝ら²⁵⁾はセメントペースト中の細孔分布と毛細管張力との関係から、乾燥収縮ひずみが毛細管張力の作用に起因する弾性ひずみとクリープひずみの和であるとする説など、巨視的あるいは微視的な観点から多くの説が提唱されている。^{1)~3)} また、それらの説を具体化あるいは数式化するための手段として、Hansen³⁴⁾や河角ら⁵⁴⁾など多くの研究者らが種々な力学モデルを提案しているが、実測された複雑なひずみ挙動のすべてを満足に説明できる説や力学モデルはまだ見当たらないようである。

予測式に関しても、実測結果に基づき、Branson⁵³⁾やRusch⁴²⁾など多くの

研究者ら^{36)~40) 43)}がひずみの影響要因を統計処理して求めた経験式を提案し、その一部は各国の示方書類に採用されている。しかしながら、それらの予測式には骨材の変形特性を表す要因が含まれておらず、適用範囲や予測精度の面でまだ問題が残されているようである。

一方、構造面に関する研究は、材料面のそれと比較すると、質、量ともに立ち遅れていることが指摘されている。³⁾ 構造解析に関しては、すでに有効係数法⁶⁶⁾、Dischinger法¹⁾、Troost法⁴⁴⁾など多くの解析法^{45)~47) 75)}が提案されている。しかし、構造実験面に関しては、高応力持続荷重下における柱部材の変形性状⁷⁰⁾や交番載荷時の終局耐力^{12) 69)}などを検討した実験的研究は見られるものの、例えば、地震時の柱部材のように長期間軸圧縮力を受け、コンクリート断面から軸方向鉄筋に応力が移行された状態で、さらに水平力が作用するときの部材のひびわれ耐力や破壊性状を検討した実験的研究はほとんど行われていないのが実情である。なお、コンクリートの時間依存特性に関する従前の主要な研究成果は、Nevilleら^{1) 2) 4)}や岡田ら³⁾の著書に見ることができる。

ところで、現行のコンクリート標準示方書の規定で時間依存ひずみに関連する設計項目を挙げると、ラーメン構造など不静定構造物における断面力の算定、プレストレストコンクリート構造物における有効プレストレスの低減、部材の変形増大、ひびわれ幅の拡大など数項目しか規定されていない。これは、コンクリートの時間依存ひずみが構造物または部材の断面破壊に対する安全性にはあまり影響しないと考えられていることや、解析計算が煩雑で一般の構造設計には不向きであることなどによるものと考えられる。しかしながら、コンクリートの時間依存ひずみが部材断面にひびわれを発生させる一因であること、ひびわれの発生が構造物の耐久性や水密性に重大な影響を及ぼすことなどを考えると、今後は少なくとも使用限界状態の設計項目に、鋼材の拘束による影響を考慮した部材断面の曲げや斜めひびわれ耐力などに対する適切な算定式を盛り込むべきであろう。

1. 3 本研究の目的および特色

本研究の目的は、従来の実測結果を基に統計処理して求められたひずみ予測

式とは異なり、ひずみの生成機構を表示できる新しい考え方に立脚した特殊な力学モデルを用いて、通常の使用条件下におけるコンクリートの時間依存現象を適確に予測できる理論的なモデル予測法を提案するとともに、同モデルに軸方向鉄筋やP C鋼材を表す弾性要素を新たに加え、ひびわれ発生以前の鉄筋コンクリートやプレストレストコンクリート構造物の断面内部における応力やひずみの経時変化を算定するためのモデル解析法の提案、さらに同現象が構造部材のひびわれ耐力や破壊性状に及ぼす影響を究明することにある。そのため本研究では、材料および構造両面に関する種々な基礎的実験を行い、時間依存ひずみの生成機構の推定、同機構を表示できる新力学モデルの考案、同モデルの要素値を一般化して任意条件下におけるコンクリートおよび同構造物の応力やひずみの経時変化を算定するためのモデル解析法などを検討した。さらに、それらの研究結果に基づき、今後の構造設計で考慮すべき二三の問題点を指摘した。

本研究の特色は、分散系の複合材料であるコンクリートの時間依存ひずみの生成機構に関する新しい考え方、ならびに同機構を表示するために考案した特殊な力学モデルを用いて、材料および構造両面における時間依存現象のすべてを一貫したモデル解析法で算定できるようにした点にある。また、従来の力学モデルはクリープ現象を解析するためのだけのものであったが、ここに提案する力学モデルは、弾性ひずみの経時変化は勿論のこと、コンクリートの乾燥に伴う毛細管張力をモデル中に組み込むことにより、クリープと同時に乾燥収縮ひずみも解析できるようにした点に特長がある。

1. 4 論文の構成

第1章では、研究の意義、本研究の目的および特色など、論文の全般的な概要について述べた。

第2章では、本研究の基礎理論として、クリープひずみの一成分である遅れ弾性（回復クリープ）の生成機構に対する考え方、その考え方を具体化するために考案した新しい力学モデルの提案と、同モデルによる遅れ弾性現象の解析法について述べ、さらに、同解析法の妥当性を検証するために行ったレジンコンクリートの遅れ弾性に関する基礎的実験の概要および結果、ならびに実測結

果と解析結果との比較検討について述べた。

第3章では、コンクリートの時間依存ひずみに関する予備知識および基礎データを得るために過去10年間に行ってきた、同ひずみの各種影響要因に関する基礎的実験の概要および結果を述べ、さらに、同結果と既存の二三の予測式による予測結果との比較を行い、各予測式の適合性や問題点を検討した結果について述べた。

第4章では、従前の研究結果および第3章で述べた基礎的実験に基づき、特に非回復性の流動現象の生成機構に対する考え方、ならびに第2章で提案した力学モデルを一部改良し、低応力レベル下におけるコンクリートのひずみ性状全体を解析できる力学モデルの提案、同モデルの要素値を一般化して汎用的なひずみ予測に適用できるようにしたモデル予測法、さらに、第3章で述べた実験結果とモデル予測結果との比較検討について述べた。

第5章では、コンクリートの時間依存ひずみが同構造物のひびわれ耐力や変形性状に及ぼす影響を検討するため、第4章で提案した力学モデルに断面内部に配筋される鋼材を表わす弾性ばねを新たに加え、ひびわれ発生以前の鋼材で補強されたコンクリート構造物の応力やひずみの経時変化を算定するためのモデル解析法の提案、ならびに持続荷重を受けた鉄筋コンクリート柱部材および鉄筋で一部補強されたプレストレストコンクリートはり部材のひびわれ耐力や破壊性状を検討した基礎的実験の概要および結果について述べた。

第6章では、第2章から第5章までに述べた研究結果の総括と、コンクリートの時間依存現象に関連して、今後、構造設計で検討すべき二三の問題点を指摘した。

1. 5 用語の定義

本論文で定義した用語は次のとおりである。なお、その他の用語はコンクリート標準示方書や専門書などで定義されているものを用いた。

応力平衡化現象 : 一定外力の作用により、分散系の複合体を構成する各相の応力-ひずみ状態が載荷直後のひずみ一定状態から応力一定状態へと移行する間の過渡現象

応力平衡化回転モデル : 分散系の複合体内部における時間依存現象を表示するため、本研究で提案した新力学モデルの総称

回転ダッシュポット : 分散系の複合体内部における骨材粒子の回転変位による再配列を表示するため、本研究で提案した粘性を表す変形要素

回転粘性係数 : 回転ダッシュポットの粘性係数

腕の長さ : 分散系の複合体を構成する各相の容積割合を表すモデル要素

遅れ弾性係数 : 遅れ弾性（回復クリープ）を除荷時の弾性ひずみで除した値

吸引力 : 水分逸散に伴いコンクリート体内の水隙間に形成される毛細管張力を仮想したもの

斜めひびわれ耐力 : コンクリート断面に斜めひびわれが発生するときのせん断耐力

P R C 部材 : ひびわれ発生以後の曲げ剛性の急低下やひびわれ幅の拡大を低減するため、軸方向鉄筋で一部補強された P C 部材

1. 6 記号の説明

本論文で用いる主な記号は以下のとおりである。

A : 断面積	e : 偏心距離
B または b : 部材幅	f : 材料強度
E : ヤング係数	g : 力学モデルのばね定数
F : 力学モデルに作用する力	ℓ : 力学モデルの腕の長さ
G : 力学モデルのばね定数	n : ヤング係数比
H または h : 部材高さ	p : 鉄筋比
I : 断面二次モーメント	t : 時間
M : 曲げモーメント または回転モーメント	y : コンクリート断面の図心軸 から求める点までの距離
N : 軸方向力または拘束力	
P : 荷重または P C 鋼材の緊張力	
T : 材令または鉄筋の拘束力	
V : せん断耐力	
γ : 比重	δ : 力学モデルの変形
ε : ひずみ	η : 力学モデルの回転粘性係数
θ : 力学モデルの角変位	ξ : 力学モデルの粘性係数
ρ : 断面二次半径	σ : 応力度
ϕ : クリープ係数	ϕ : 遅れ弾性係数

添字の主な記号は以下のとおりである。

a : 骨材、空気中	c : コンクリート、圧縮
d : 遅れ弾性、計算値	e : 弾性
m : マトリックス	p : P C 鋼材
s : 鉄筋	sh : 乾燥収縮
u : 破壊	w : 水中

第2章 遅れ弾性の生成機構と 力学モデルによる同現象の解析

2. 1 緒言

コンクリートのクリープは、生成機構の違いから回復性の成分（遅れ弾性あるいは回復クリープと呼ぶ）と非回復性のそれ（流動あるいは非回復クリープと呼ぶ）とに大別できる。本章では、このうち、特に遅れ弾性の生成機構に対する考え方、その考え方を具体化するために考案した新力学モデルによる遅れ弾性の解析法、ならびに高温養生した不飽和ポリエステルレジンコンクリートの遅れ弾性に関する基礎的実験の概要および結果について述べる。^{7,2)}

2. 2 遅れ弾性の生成機構

遅れ弾性の機構に関しては、従来、載荷時あるいは除荷時に生じる弾性ひずみの一部が粘性の影響で遅延する結果であるとする、いわゆる粘弾性説¹⁾で説明され、その経時変化の解析にはVoigtモデル^{4,8)}が適用されてきた。このように従来の説は、定性的なひずみ挙動の概念を漠然と説明しただけに止まり、定量的な面まで言及し得るものではなかった。

ところで、コンクリートは骨材粒子の間隙を結合材で一体化した分散系の複合材料であるが、それら各相のヤング係数は一般に相当な差異を有している。例えば、骨材粒子のヤング係数は通常 $4 \times 10^5 \sim 8 \times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$ 程度であるのに対し、セメントペーストやレジンペーストのそれは $5 \times 10^4 \sim 2 \times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$ 程度である。このように骨材相とマトリックス相とに大きなヤング係数差を有する分散系の複合体に荷重が作用するとき、複合体を構成する各相の応力とひずみとはどのような関係にあるだろうか。いま、両相のひずみが等しいと仮定すれば、骨材相とマトリックス相とに応力差を生じ、複合体全体としては内的に不安定な状態となる。一方、両相の応力が等しいと仮定すれば、内的には安定な状態となるが、両相間にひずみ差を生じるため、骨材相とマトリックス相との界面でなんらかの相対変位を生じなければならないことになる。

いま、コンクリートに荷重が作用した直後は、時間依存性の粘性流動は生じ得ず、また、その荷重が供試体の破壊強度の1/3程度以下であれば、骨材相と

マトリックス相との界面には大きな付着ひびわれやずれはほとんど生じないため、両相のひずみが等しくなると考えられる。しかし、その荷重が長期間持続されると、両相間の応力差を減少させるような骨材粒子の回転変位による再配列が徐々に進み、最終的には両相の応力が等しくなると考えられないだろうか。そこで本研究では、巨視的な観点から、遅れ弾性の生成機構がこのような分散系の複合体内部における荷重直後のひずみ一定状態から持続荷重後の応力一定状態へと移行する間の過渡現象（以下、このような現象を応力平衡化と呼ぶ）に起因するものであらうと考えた。以上は荷重時のひずみ機構について述べたが、同様な現象は除荷時にも生じることになるため、それが除荷後の遅れ弾性（回復クリープ）として観察されるものと考えた。

2. 3 力学モデルによる遅れ弾性の解析

本研究では、前節で述べたように遅れ弾性の生成機構が分散系の複合体内部における荷重直後のひずみ一定状態から時間の経過に伴って徐々に応力一定状態へと移行する間のひずみ増大現象、すなわち、応力平衡化現象であると考え、まず、その定量化のための複合モデル解析を行った。

2. 3. 1 複合モデル解析

従来の研究は、コンクリートを単一材料と見なし、その力学特性が究明されてきた。しかし、1958年 Dantu²³⁾ がコンクリートをモルタルマトリックスと粗骨材からなる二相材料として取り扱う方法を提唱した。その後、コンクリートのヤング係数やクリープ特性を推定するため、Hansen³⁴⁾ や Illston³⁵⁾ など多くの研究者らにより種々な複合モデルが提案された。以下に述べる遅れ弾性の定量化に関する検討もこのような複合体の概念を適用したものである。

いま、図2. 1に示す二相材料から成る単位立方体モデルに応力 σ が作用した直後のひずみ、すなわち、荷重時の弾性ひずみ ϵ_e はひずみ一定の関係から式(2. 1)で求められる。

$$\epsilon_e = \sigma / (V_m E_m + V_a E_a) = \sigma / E_c \quad (2. 1)$$

ここに、 V_m 、 V_a :マトリックス相および骨材相の容積割合 ($V_m + V_a = 1$)

E_m 、 E_a :マトリックス相および骨材相のヤング係数

E_c :複合体のヤング係数

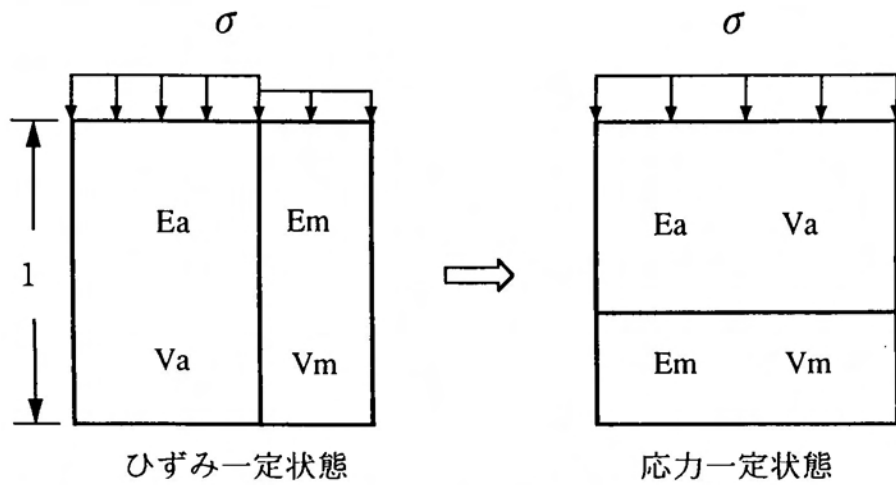


図2. 1 二相複合体モデル (応力平衡化の概念図)

つぎに、持続载荷後の応力一定状態におけるひずみ ε_n は式 (2. 2) で求められる。

$$\varepsilon_n = \sigma (V_m / E_m + V_a / E_a) \quad (2. 2)$$

したがって、終局時の遅れ弾性 ε_d は式 (2. 3) となる。

$$\varepsilon_d = \varepsilon_n - \varepsilon_e = \sigma (V_m / E_m + V_a / E_a - 1 / E_c) \quad (2. 3)$$

ここに、式中の容積割合 V は配合条件から、また、マトリックス相のヤング係数 E_m は実験から求められる。しかし、骨材相のそれ (E_a) は直接求めることが困難であるため、本論文では、式 (2. 1) の関係から逆算した見掛けのヤング係数を用いて検討した。ただし、その値は骨材内部の微細な既存ひびわれなどのために真のヤング係数とは異なる。なお、本論文では遅れ弾性の表示法として、遅れ弾性を载荷時または除荷時の弾性ひずみで除した値を遅れ弾性係数 ϕ と定義した。

したがって、終局時の遅れ弾性係数 ϕ_n は式 (2. 4) で求められる。

$$\phi_n = (V_m/E_m + V_a/E_a) E_c - 1 \quad (2.4)$$

なお、後述する実測結果と解析結果との比較検討には、応力平衡化の速度が骨材寸法で相違することを考慮し、骨材相を粒径で数種に区分した多相モデル（四相複合体）を用いたが、基本的な考え方は前述と同様である。

2.3.2 力学モデル解析

前節で述べた複合モデル解析は、分散系の複合体内部における応力とひずみの関係を求めただけに止まり、遅れ弾性の経時変化を定式化し得るものではなかった。そこで、以下では同解析と直接対応できる新しい考え方に立脚した力学モデルを考案し、遅れ弾性の経時変化を定式化するための解析法を検討した。

ところで従前の研究では、遅れ弾性の経時変化を表示する力学モデルとして Voigtモデルが適用されてきたが、同モデルは時間依存現象を解析するための便宜的な手段でしかなく、実際の複合体内部におけるひずみ機構を直接説明し得るものではなかった。

ここに提案する力学モデルはこれらの欠点を改善した新しい考え方に基づくものである。図2.2に前述の二相複合体モデルに対応する力学モデル（以下、この種のモデルを総称して応力平衡化回転モデルと呼ぶ）を示す。

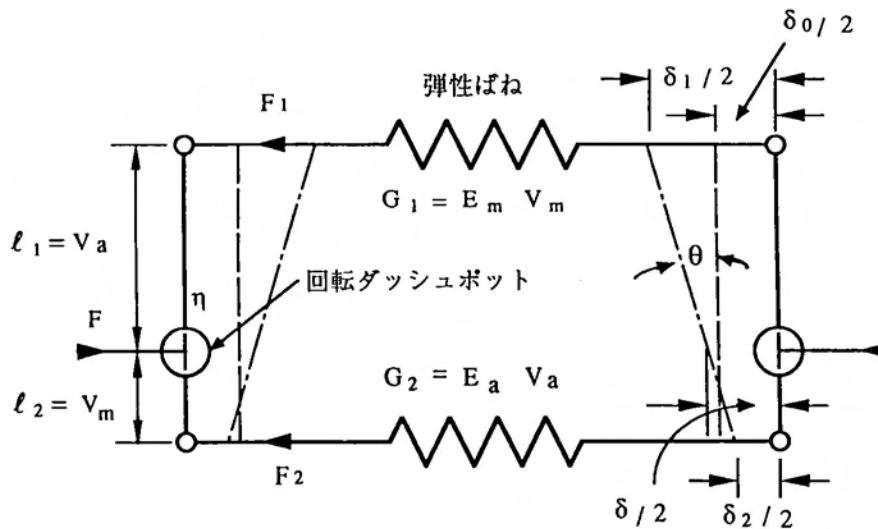


図2.2 二相複合体に対する応力平衡化回転モデル（基本モデル）

図2. 2に示す応力平衡化回転モデルは、前述の二相複合体モデルにおけるマトリックス相と骨材相それぞれの弾性要素を表すばね（ばね定数： G_1 、 G_2 ）、マトリックス相の粘性要素を表す回転ダッシュポット（粘性係数： η ）、ならびに弾性各相の容積割合を表す腕（腕の長さ： l_1 、 l_2 ）から構成されている。

いま、同モデルに外力 F が作用した直後は、回転ダッシュポットは回転変位を生じないため、弾性各相を表すばね G_1 と G_2 の変形 δ は等しくなる。これは二相複合体モデルにおけるひずみ一定状態を表している。しかし、その力が持続されると、回転ダッシュポットには回転モーメント M が作用しているため、二相複合体モデルにおける骨材粒子の回転変位による再配列に対応する変化、ここでは回転ダッシュポットの回転変位（角変位 θ ）が徐々に進み、最終的には $M=0$ 、すなわち、二相複合体モデルにおける応力一定状態で、このモデルは安定することになる。ここに回転ダッシュポットの微小時間当たりの角変位（ $d\theta/dt$ ）は、回転モーメント M に比例し、回転粘性係数 η に反比例すると仮定する。なお、図中の実線は無載荷状態を、破線は載荷直後の状態を、また、一点鎖線は t 時間後の状態を表している。

同モデルに一定外力 F が作用するとき、 t 時間後における力の釣合い式と変形の適合条件式は、以下のようなになる。

$$F = F_1 + F_2 \quad (2.5)$$

$$F_1 = \delta_1 G_1 \quad F_2 = \delta_2 G_2 \quad (2.6)$$

$$\theta = (\delta_1 - \delta_2) / 2(l_1 + l_2) \quad (2.7)$$

$$d\theta/dt = (F_2 l_2 - F_1 l_1) / \eta \quad (2.8)$$

$$\delta = \delta_2 + 2 l_2 \theta = (l_1 \delta_2 + l_2 \delta_1) / (l_1 + l_2) \quad (2.9)$$

式(2.7)と式(2.8)から F_2 を消去して整理すると、両式の関係から F_1 に関する次式の微分方程式が得られる。

$$dF_1/dt + 2(l_1 + l_2)^2 G_1 G_2 F_1 / \eta (G_1 + G_2) - 2(l_1 + l_2) l_2 G_1 G_2 F / \eta (G_1 + G_2) = 0$$

したがって、 F_1 の一般解として式(2.10)が求められる。

$$F_1 = C F e^{\alpha t} + \ell_2 F / (\ell_1 + \ell_2) \quad (2.10)$$

ここに、 C :境界条件から定まる積分定数

$$\alpha = -2(\ell_1 + \ell_2)^2 G_1 G_2 / \eta (G_1 + G_2)$$

e :指数関数

なお、積分定数 C は、境界条件 $t = 0$ で、 $F_1 = G_1 F / (G_1 + G_2)$ を代入することにより、式(2.11)が得られる。

$$C = (\ell_1 G_1 - \ell_2 G_2) / (\ell_1 + \ell_2)(G_1 + G_2) \quad (2.11)$$

つぎに、式(2.9)から F_2 を消去し、式(2.10)を代入すると、

$$\begin{aligned} \delta &= (\ell_1^2 G_1 + \ell_2^2 G_2) F / (\ell_1 + \ell_2)^2 G_1 G_2 \\ &\quad - (\ell_1 G_1 - \ell_2 G_2) C F e^{\alpha t} / (\ell_1 + \ell_2) G_1 G_2 \end{aligned}$$

となり、境界条件 $t = 0$ で、 $\delta = \delta_0 = F / (G_1 + G_2)$ を代入して整理すると、 t 時間後におけるモデルの変形 δ は、式(2.12)となる。

$$\delta = F / (G_1 + G_2) + C F \{ (\ell_1 + \ell_2) \ell_2 / \eta + \alpha / G_2 \} (1 - e^{\alpha t}) / \alpha \quad (2.12)$$

したがって、 t 時間後における遅れ弾性変形 δd および遅れ弾性係数 ϕ は、

$$\delta d = \delta - \delta_0 = C F \{ (\ell_1 + \ell_2) \ell_2 / \eta + \alpha / G_2 \} (1 - e^{\alpha t}) / \alpha \quad (2.13)$$

$$\phi = \delta d / \delta_0 = (G_1 + G_2) C \{ (\ell_1 + \ell_2) \ell_2 / \eta + \alpha / G_2 \} (1 - e^{\alpha t}) \quad (2.14)$$

で求められる。

いま、モデル要素値として、ばね定数を $G_1 = V_m E_m$ 、 $G_2 = V_a E_a$ 、腕の長さを $l_1 = V_a$ 、 $l_2 = V_m$ とすれば、式 (2. 12) の変形 δ の初期値および終局値はそれぞれ前述の複合モデル解析における弾性ひずみ ε_e と終局ひずみ ε_n に一致する。すなわち、ここに提案した応力平衡化回転モデルは先に述べた複合体内部におけるひずみ一定状態から応力一定状態へと移行する間の過渡現象を表示することができる。

なお、後述する実測結果とモデル解析結果との比較には、図 2. 3 に示す力学モデルを用いた。その解析結果を式 (2. 15) と式 (2. 16) に示す。

$$\begin{aligned} \delta d = & D_1 F \{ (\ell_5 + \ell_6) \ell_6 / \eta_3 + \beta_1 / G_4 \} (1 - e^{-\beta_1 t}) / \beta_1 \\ & + D_2 F \{ (\ell_5 + \ell_6) \ell_6 / \eta_3 + \beta_2 / G_4 \} (1 - e^{-\beta_2 t}) / \beta_2 \\ & + D_3 F \{ (\ell_5 + \ell_6) \ell_6 / \eta_3 + \beta_3 / G_4 \} (1 - e^{-\beta_3 t}) / \beta_3 \end{aligned} \quad (2. 15)$$

$$\begin{aligned} \phi = & \Sigma G_1 \{ D_1 \{ (\ell_5 + \ell_6) \ell_6 / \eta_3 + \beta_1 / G_4 \} (1 - e^{-\beta_1 t}) / \beta_1 \\ & + D_2 \{ (\ell_5 + \ell_6) \ell_6 / \eta_3 + \beta_2 / G_4 \} (1 - e^{-\beta_2 t}) / \beta_2 \\ & + D_3 \{ (\ell_5 + \ell_6) \ell_6 / \eta_3 + \beta_3 / G_4 \} (1 - e^{-\beta_3 t}) / \beta_3 \} \end{aligned} \quad (2. 16)$$

ここに、係数 D_i : 境界条件から定まる定数

係数 β_i : モデル要素値から定まる係数

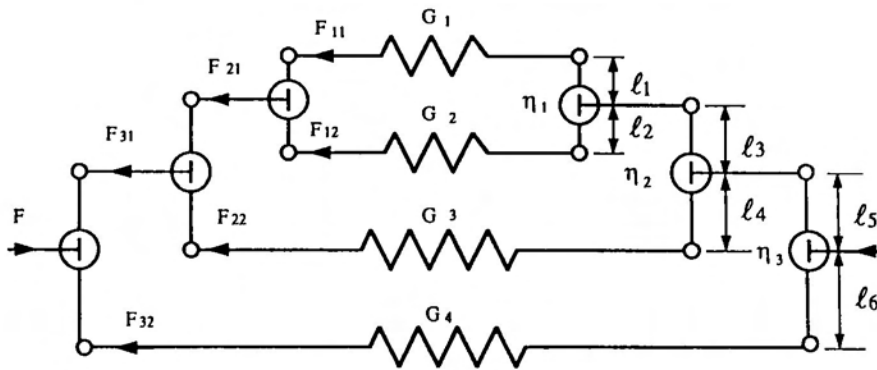


図 2. 3 四相複合体に対する応力平衡化回転モデル

以上の解析は載荷時に対するものであるが、除荷後の遅れ弾性曲線は重ね合わせの原理を適用すれば、容易に求めることができる。

2. 3. 3 応力平衡化回転モデルと従来の力学モデルとの関係

前節で述べた応力平衡化回転モデルと図2. 4に示す従来の力学モデルとは以下で述べるように同じ解析結果になる。ただし、応力平衡化回転モデルは著者が考える分散系の複合体内部における遅れ弾性の機構を直接表示し得るのに対し、従来のそれは単に弾性要素と粘性要素とを組み合わせただけのものであり、そのモデル要素値の意味は明確ではない。

図2. 4に示すモデルは、
 載荷時の弾性変形を表すばね
 (ばね定数 : g_1) と遅れ弾
 性を表すVoigtモデル (ばね
 定数 : g_2 , 粘性係数 : ξ)
 から構成されており、このモ
 デルに一定外力 F が作用する
 ときの t 時間後における変形 δ は、式 (2. 17) で求められる。⁴⁸⁾

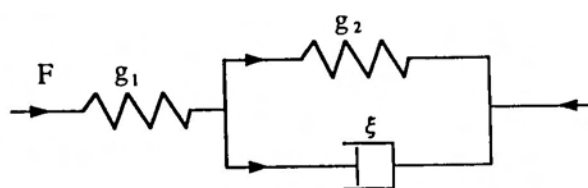


図2. 4 従来の力学モデル

$$\delta = F/g_1 + F(1 - e^{-t/\tau})/g_2 \quad (2. 17)$$

ここに、 $\tau = -g_2/\xi$

したがって、式 (2. 17) と応力平衡化回転モデルの解析式 (2. 12) との関係を整理すると、両モデルの要素間には式 (2. 18) のような関係が得られる。

$$\begin{aligned} g_1 &= G_1 + G_2 \\ g_2 &= (\ell_1 + \ell_2)^2 G_1 G_2 (G_1 + G_2) / (\ell_1 G_1 - \ell_2 G_2)^2 \\ \xi &= (G_1 + G_2)^2 \eta / 2(\ell_1 G_1 - \ell_2 G_2)^2 \end{aligned} \quad (2. 18)$$

式 (2. 18) のように従来の力学モデルの変形要素は、応力平衡化回転モデルのそれと比較した場合、数種の要素から成り立っていることがわかる。したがって、複合体の変形挙動を表す力学モデルを検討する際には、構成各相の変

形特性、その容積割合、ならびに複合体内部における構成状態の三要因を含むべきである。この点で応力平衡化回転モデルは従来の力学モデルより優れていると考えられる。

2. 4 レジンコンクリートの遅れ弾性に関する基礎的実験

前節で述べた遅れ弾性の生成機構に対する考え方および解析法の妥当性を検証するため、本実験では、セメントコンクリートの代わりに、高温養生した不飽和ポリエステルレジンコンクリートを用いて検討した。以下に、その主な理由を記す。

- (1) マトリックスが不飽和ポリエステル樹脂であるため、供試体とひずみゲージとの接着効果が良好であり、通常のヤング係数などの測定に使用されるワイヤーストレインゲージで長期間安定した測定が可能である。
- (2) 短時間の高温養生でマトリックスの力学特性が安定し、高強度で、しかも、骨材粒子とマトリックスとの界面に付着ひびわれやずれを生じにくいため、遅れ弾性の生成機構を検証する上で好都合である。
- (3) セメントコンクリートの場合は無載荷状態でも水分の逸散に起因する大きな乾燥収縮ひずみを生じるが、高温養生したレジンコンクリートはそのような収縮現象を生じないため、クリープひずみの測定精度が高い。

2. 4. 1 実験概要

本実験では、遅れ弾性の生成機構を検証するため、高温養生した不飽和ポリエステルレジンコンクリートを用い、載荷日数と除荷後のひずみ-時間曲線との関係を調べた。

表2. 1に使用材料の比重を、表2. 2にレジンの成分と配合を、表2. 3に材料分離と打込みやすさを考慮して定めたレジンコンクリートの配合を示す。

表2. 1 使用材料の比重

レジン		炭酸カルシウム粉末	細骨材(海砂)		粗骨材(角閃岩)	
硬化前	硬化後		表乾	絶乾	表乾	絶乾
1.11	1.21	2.70	2.55	2.52	2.94	2.92

表2. 2 レジンの成分と配合 (質量比)

基 材	希釈剤	硬化促進剤	硬化剤
1000	60	6	7

注). 基材:不飽和ポリエステル 希釈剤:スチレンモノマー
 硬化促進剤:ナフテン酸コバルト
 硬化剤:メチルエチルケトンパーオキサイト 55%
 ジメチルフタレート 45%

表2. 3 レジンコンクリートの配合 (容積割合)

	レジン	炭酸カルシウム粉末	細骨材	粗骨材
打設前	0.221	0.109	0.241	0.429
打設後	0.180	0.090	0.250	0.480

実験に用いたφ7.5×15cmの円柱供試体は、材令3日で温度70℃、6時間に渡る高温養生を行い、その後、養生時の残留ひずみを除去するため、4日間恒温室内(温度20±1℃)に静置した。クリープ試験は、材令7日でフラットジャッキ式の圧縮クリープ試験装置に供試体2本を1組としてセットし、圧縮強度の約1/3に相当する一定圧縮応力度 $\sigma = 310 \text{ kgf/cm}^2$ を導入して行った。その後、所定の日数で除荷して遅れ弾性を測定した。ひずみ測定は、使用した粗骨材の最大寸法(最大寸法20mm)および偏心载荷の影響を考慮して、供試体表面の中央対称2箇所に貼付した70mmのひずみゲージを用いて行った。なお、同時に無载荷供試体のひずみも測定したが、その値は $\pm 10 \times 10^{-6}$ 程度であり、これは、主に恒温室内の温度変化に起因するものと考えられる。

表2. 4にコンクリート、モルタルおよびペースト(増量材としての炭酸カルシウム粉末を含む)の諸特性を示す。本実験に用いた不飽和ポリエステルレジン硬化時に大きな容積収縮を生じ、しかも、打設時には練り板などにかんがりの量のレジンが付着するため、硬化後の供試体中に占めるレジン容積は配合

表2. 4 レジンコンクリートの諸特性

	単位質量	圧縮強度	ヤング係数($\times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$)	
	(t/m^3)	(kgf/cm^2)	初期係数	割線係数
コンクリート	2.48	1010	3.38	3.06
モルタル	2.11	1220	2.39	2.28
ペースト	1.73	1570	1.11	1.08

計算の値と相違することになる。そこでレジンの容積収縮を調べるため、予め硬化前後の比重測定を行った。その結果、本実験に用いたレジンの容積収縮ひずみは 8.3%であった。同結果と表 2. 4 に示すコンクリート、モルタルおよびペーストの単位容積質量から解析に用いる硬化後の各材料の容積割合を推定した。その結果を表 2. 2 に示す。^{76)~78)}

2. 4. 2 実験結果および考察

本実験の測定結果を表 2. 5 に、また、実測ひずみ-時間曲線を図 2. 5 に示す。同図のように高温養生した不飽和ポリエステルレジンコンクリートのクリープひずみはその大半が回復性の成分、すなわち、遅れ弾性であることがわかる。ただし、載荷日数の増加に伴い若干ではあるが明らかに非回復性の成分

表 2. 5 時間依存ひずみの実測結果

載荷日数	ϵ_e	ϵ_c	ϵ_r	ϵ_d	ϵ_e/ϵ_r	ϵ_c/ϵ_r	ϵ_d/ϵ_r
日間	$\times 10^{-6}$	$\times 10^{-6}$	$\times 10^{-6}$	$\times 10^{-6}$			
2	1017	175	933	132	1.09	0.188	0.141
7	953	226	870	183	1.10	0.260	0.210
14	1029	273	929	207	1.10	0.294	0.223
21	1041	293	942	212	1.11	0.311	0.225
35	974	311	886	205	1.10	0.351	0.231

注). ϵ_e : 載荷時の弾性ひずみ ϵ_c : 載荷期間中のクリープひずみ
 ϵ_r : 除荷時の弾性ひずみ ϵ_d : 除荷後30日間の遅れ弾性ひずみ

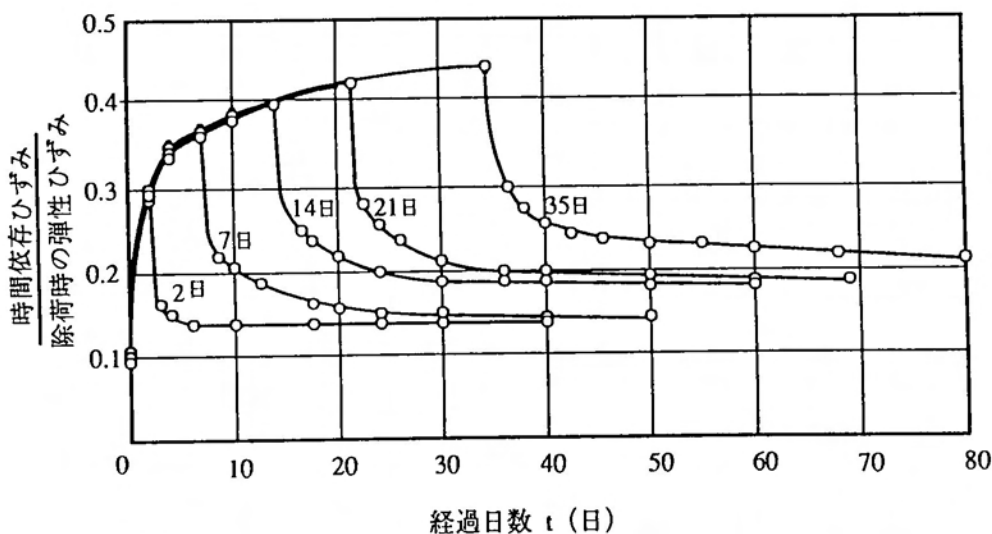


図 2. 5 レジンコンクリートの実測ひずみ-時間曲線

も増大する傾向が見られる。なお、表2. 5に示すように載荷時の弾性ひずみが除荷時のそれより10%程度大きくなっている。これは、本実験の場合、供試体に所定の応力を導入するのに2分程度を要したため、その間の初期クリープひずみ、および載荷時に高応力を受ける骨材粒子内部の微細なひびわれに起因するものと考えられる。

図2. 5のように除荷後の遅れ弾性は載荷日数と密接に関連しており、この結果から、遅れ弾性成分が載荷期間中に発生することがわかる。特に載荷期間が短い2日間載荷の場合は、除荷後も急速に安定しているが、載荷期間が7日間以上の場合は、除荷後1日程度で急速に安定する成分と、その後徐々に回復する成分とを含み、遅れ弾性が完全に安定するまでには相当な日数を要することがわかる。

2. 5 実測結果とモデル解析結果との比較

モデル解析には前節で述べた図2. 3の応力平衡化回転モデルを用いたが、これは、骨材粒径の違いで応力平衡化の速度、ここでは回転ダッシュポットの回転粘性係数が異なることを考慮したためである。本解析では、骨材を5mm以下の細骨材、10mmふるいを通る粗骨材および10mmふるいに留まる粗骨材に三分割して検討した。以下に解析に用いたモデル要素値を示す。

$$l_1 = V_s = 0.250 \quad (\text{細骨材容積})$$

$$l_2 = V_m = 0.270 \quad (\text{ペースト容積})$$

$$l_3 = V_{g1} = 0.190 \quad (10\text{mmふるいを通る粗骨材容積})$$

$$l_4 = l_1 + l_2 = 0.520 \quad (\text{モルタル容積})$$

$$l_5 = V_{g2} = 0.290 \quad (10\text{mmふるいに留まる粗骨材容積})$$

$$l_6 = l_3 + l_4 = 0.710$$

$$G_1 = V_m E_m = 0.270 \times 11.1 \times 10^4 = 3.00 \times 10^4 = 1.00 G$$

$$G_2 = V_s E_s = 0.250 \times 38.4 \times 10^4 = 9.60 \times 10^4 = 3.20 G$$

$$G_3 = V_{g1} E_g = 0.190 \times 44.2 \times 10^4 = 8.40 \times 10^4 = 2.80 G$$

$$G_4 = V_{g2} E_g = 0.290 \times 44.2 \times 10^4 = 12.82 \times 10^4 = 4.28 G$$

$$\eta_1 = 0.01 G, \quad \eta_2 = 5.0 G, \quad \eta_3 = 400 G$$

以上の要素値を式(2.16)に代入すると、遅れ弾性係数 ψ は式(2.19)で求められる。ただし、式中の t は日単位である。

$$\psi = 0.095 \times (1 - e^{-5.30t}) + 0.112 \times (1 - e^{-0.311t}) + 0.202 \times (1 - e^{-0.0106t}) \quad (2.19)$$

表2.6に遅れ弾性係数の実測値と解析値を、図2.6にモデル解析曲線を示す。同表のように解析結果は実測のそれとほぼ一致しており、この結果から、分散系の複合体内部で生じる遅れ弾性現象は、図2.3に示す応力平衡化回転モデルで適確に解析できるものと考えられる。

表2.6 遅れ弾性係数(ψ)の実測値と解析値との比較

除荷後の日数		1/2	1	2	5	10	20	30	∞	
実測値	載荷日数	2	0.110	0.120	0.126	0.134	0.138	0.141	0.142	—
		7	0.109	0.126	0.144	0.165	0.182	0.203	0.210	—
		14	0.109	0.123	0.149	0.179	0.204	0.216	0.223	—
		21	0.113	0.136	0.157	0.183	0.207	0.221	0.225	—
		35	0.110	0.136	0.163	0.191	0.215	0.230	0.231	—
モデル解析値	日数	2	0.095	0.109	0.120	0.136	0.145	0.148	0.149	0.151
		7	0.102	0.122	0.143	0.173	0.191	0.196	0.198	0.208
		14	0.104	0.125	0.149	0.183	0.204	0.211	0.216	0.234
		21	0.105	0.126	0.150	0.185	0.207	0.219	0.222	0.246
		35	0.105	0.127	0.151	0.187	0.209	0.220	0.224	0.270
		∞	0.105	0.127	0.151	0.193	0.210	0.246	0.262	0.409

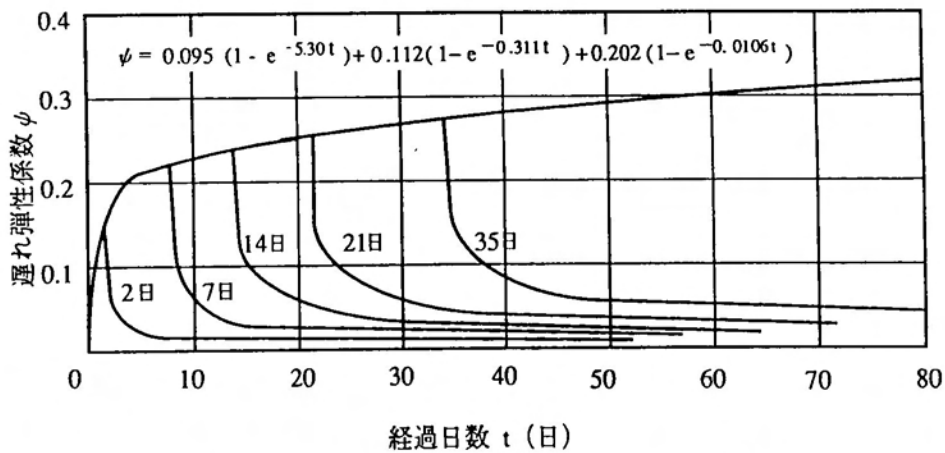


図2.6 応力平衡化回転モデルによる解析曲線

本節では、高温養生したレジンコンクリートの実測クリープ曲線と本研究で提案した力学モデルによる遅れ弾性の解析曲線との比較検討を行ったが、実測結果と解析のそれとはほぼ一致しており、この結果から、遅れ弾性は複合体を構成する各素材のヤング係数差に起因する回復性の時間依存ひずみであることを立証し得たものと考えらる。

2. 6 まとめ

本章では、クリープひずみの一成分である遅れ弾性の生成機構に対する考え方を述べ、その考え方に基づく新しい力学モデル解析法を提案し、さらに同解析法の妥当性を検証するために行った不飽和ポリエステルレジンコンクリートの遅れ弾性に関する基礎的実験について述べてきたが、以下に本研究の結果を要約する。

- (1). 高温養生した不飽和ポリエステルレジンコンクリートの初期クリープはその大半が遅れ弾性である。
- (2). 遅れ弾性は、载荷期間中に発生する回復性のひずみ成分である。
- (3). 遅れ弾性の生成機構は、複合体を構成する各素材のヤング係数差に起因し、複合体内部におけるひずみ一定状態から応力一定状態へと移行する間のひずみ増大現象、すなわち、応力平衡化現象であるとして説明できる。
- (4). 遅れ弾性現象は、本研究で提案した応力平衡化回転モデルで適確に解析することができる。

第3章 コンクリートの時間依存ひずみ に関する基礎的実験

3. 1 緒言

コンクリートの時間依存ひずみについては、1章で概説したように、これまでも膨大な量の実験的研究が行われ、その定性的な性状に関してはほぼ解明されていると考えられる。しかしながら、ひずみの生成機構や定量化のための予測法に関してはまだ十分であるとは言えない現状にある。^{1)~4)}

本章では、従前の研究結果を踏まえながら、過去10年間に行ってきたコンクリートの時間依存ひずみの各種影響要因に関する基礎的実験の概要および結果を述べるとともに、同結果と既存の二三の予測式による予測結果との比較検討を行い、各予測式の適合性や問題点などについて検討した結果を述べる。

3. 2 時間依存ひずみの影響要因に関する基礎的実験

コンクリートの時間依存ひずみの影響要因には、使用材料、配合、打設方法、養生方法などの内的要因と、環境条件、載荷条件などの外的要因とに大別できる。ただし、個々の要因が単独ではなく相互に影響し合うため、すべての条件を実験的に究明することは極めて困難である。したがって、今後はひずみの生成機構を考慮した理論的なひずみ予測法を確立すべきであるが、そのためにはひずみの生成機構を追求解明する過程で、独自にある程度の実験を行うことが必要であると考えられる。

3. 2. 1 実験概要

コンクリートの時間依存ひずみは前記したように多くの要因の影響を受けるため、実験条件のわずかな違いで実測結果に大きなばらつきを生じることがある。そこで本実験では、測定精度をなるべく高めるために供試体の作製や時間依存ひずみの試験方法を以下のような同一条件下で行った。⁶⁾¹⁾

(1) コンクリートは、100 ℓ用強制ミキサで3分間練り混ぜた。ただし、単位水量の少ない配合に関しては、流動化剤（主成分：メラミンスルホン酸塩系複合物）を後添加し、スランプを10~15 cm にして打設した。

- ② 供試体の作製および締固めは、JIS A 1138 に準じて、突き棒と木づちで行った。
- ③ 脱型後の供試体は、試験開始まで恒温水槽内（温度 $20 \pm 2^\circ\text{C}$ ）で養生した。
- ④ 供試体は一部を除き、 $\phi 15 \times 30$ cm 円柱供試体を用いた。
- ⑤ 時間依存ひずみの測定には、供試体中央部に埋設した埋め込み型ひずみゲージ（ゲージ長さ 100 mm）を用い、恒室内（温度 $20 \pm 1^\circ\text{C}$ 、湿度 $65 \pm 5\%$ ）で行った。
- ⑥ クリープ試験は、図 3. 1 に示すフラットジャッキ式の圧縮クリープ試験装置を用い、供試体に載荷時強度の1/4 程度の圧縮応力を導入して行った。なお、フラットジャッキの油圧は、載荷直後は数時間間隔で、その後は1～3日間隔で調整を行い、一定圧力に保持した。

ただし、本実験のコンクリート打設は5月中旬から8月初旬にかけて行った関係上、練混ぜ時の材料温度が 20°C から 30°C 程度まで相違した。

3. 2. 2 実験結果

および考察

使用材料の諸特性を表 3. 1 に示す。同表からわかるように材料特性値に多少のばらつきが見られるが、これは、測定誤差だけでなく、実験期間中の材料自体の変動も含まれている。本実験で検証した項目を表 3. 2 に示す。実験VIを除き、時

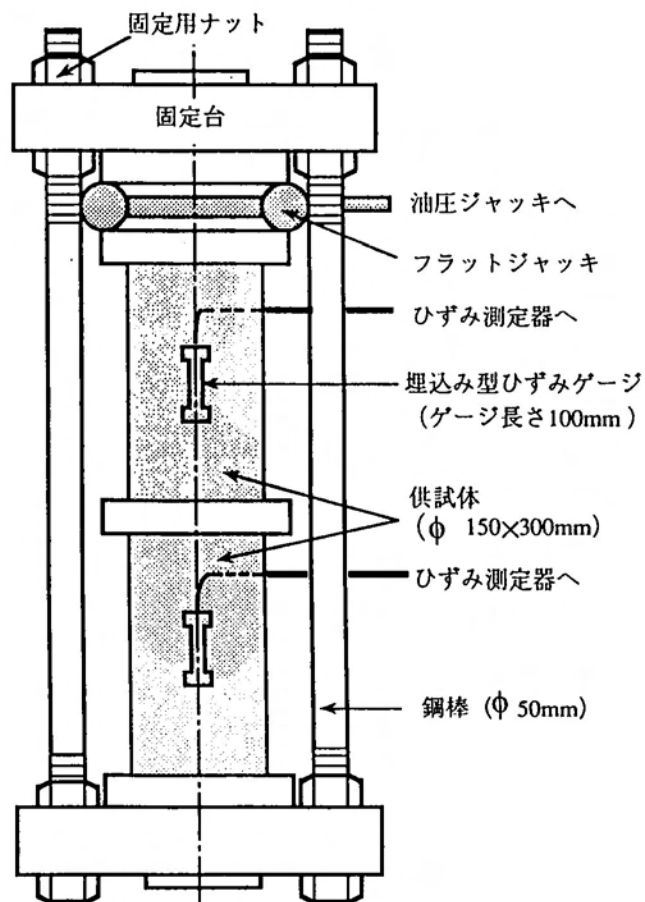


図 3. 1 クリープ試験装置

間依存ひずみの実測結果は載荷および無載荷供試体各1本から求めた値である。なお、本論文ではクリープの表示法として、クリープひずみを載荷時の弾性ひずみで除した値、すなわち、クリープ係数を用いた。また、普通ポルトランドセメントを用いたコンクリートを普通コンクリート、早強ポルトランドセメントを用いたそれを早強コンクリートと呼ぶことにする。

表3. 1 使用材料の諸特性

セメント	普通:比重 3.14~3.16	早強:比重 3.13~3.14
細骨材	海砂:表乾比重 2.56~2.57	吸水率 1.26~1.36%
	川砂:表乾比重 2.52	吸水率 3.52%
粗骨材 (最大寸法 20 mm)	角閃岩:表乾比重 2.95~2.98	吸水率 0.61~0.80%
	安山岩:表乾比重 2.73	吸水率 0.75%
	石灰岩:表乾比重 2.70	吸水率 0.21%

表3. 2 実験計画一覧表

	固定要因	変動要因
実験Ⅰ (配合)	骨材:海砂、角閃岩 開始材令:普通 7日、早強 3日 載荷期間:普通 1000日間 :早強 500日間	セメント:普通、早強 配合:9種類 (W=160, 180, 200kg/m ³ C=300, 360, 420kg/m ³)
実験Ⅱ (材令)	配合:W=180kg/m ³ , C=360kg/m ³ 骨材:海砂、角閃岩 載荷期間:350日	セメント:普通、早強 開始材令:3日、7日、28日
実験Ⅲ (骨材)	配合:W=180kg/m ³ , C=360kg/m ³ セメント:普通 開始材令:7日、載荷期間:350日	骨材:川砂、海砂 角閃岩、安山岩、石灰岩 細骨材率:37%, 40%, 42%
実験Ⅳ (乾燥 材令)	配合:W=180kg/m ³ , C=360kg/m ³ 材料:普通、海砂、角閃岩 載荷期間:130日間	乾燥、載荷開始材令の相違 乾燥 7日、および同時乾燥 :7日、14日、28日、91日
実験Ⅴ (収縮)	配合:W=180kg/m ³ , C=360kg/m ³ 材料:普通、海砂、角閃岩 測定期間:1000日間	開始:3日、7日、28日、91日 部材寸法:15cm角、20cm角 40cm角柱(長さ:60cm)
実験Ⅵ (変動)	材料:普通、海砂、角閃岩 開始材令:7日、	配合:W=180kg/m ³ , C=360kg/m ³ 載荷期間:300日間、測定本数:各6本

(1) . 配合の影響

実験Ⅰでは、配合の違いが時間依存ひずみに及ぼす影響を検討するため、セ

メントに普通および早強ポルトランドセメント、細骨材に海砂、粗骨材に角閃岩砕石（最大寸法 20 mm）を用い、一般構造物の施工に供される配合範囲を考慮して、単位水量を $W=160、180、200\text{kg/m}^3$ 、単位セメント量を $C=300、360、420\text{kg/m}^3$ と変えた9配合のコンクリートに関して、普通コンクリートは材令7日から、早強コンクリートは材令3日から試験を開始した。本実験では単位粗骨材容積を 400 l/m^3 一定としたが、これは粗骨材量の違いが時間依存ひずみに及ぼす影響を除外するためである。表3. 3と表3. 4にそれぞれ普通コンクリートの力学諸特性と乾燥収縮ひずみおよびクリープ係数の実測結果の一覧を、また、表3. 5と表3. 6に早強コンクリートに関する結果を示す。表3. 5に示す早強コンクリートの単位水量 180kg/m^3 、単位セメント量 420kg/m^3 の特性値が他の値と比較して大幅に相違しており、打設時の材料計量間違いによるものと考えられるため、同配合の測定結果は以下の考察では除外した。図3. 2に実測ひずみ-時間曲線の一例を示す。

図3. 3に試験開始時の圧縮強度とヤング係数との相関関係を示す。なお、図中の式は両者の回帰式を、()内の値は相関係数を示している。これによると実測結果に多少のばらつきはあるものの、両者間には強い相関が見られる。この結果から判断して、本実験のコンクリート打設はほぼ良好であったと考えられる。

図3. 4には乾燥収縮ひずみと単位水量との関係を示す。同図からわかるように乾燥収縮ひずみは全体的に単位水量の増加に伴って大きくなっている。ただし、単位セメント量の違いによる影響はあまり見られない。このように乾燥収縮ひずみは単位セメント量より単位水量の違いによる影響を強く受けることがわかる。また、図3. 5に乾燥収縮ひずみと乾燥開始時のヤング係数との相関関係を示す。これによると両者間にはあまり強い相関は見られない。

クリープ係数と単位水量との関係を示した図3. 6によると、クリープ係数は、単位水量の多い、単位セメント量の少ない配合、いわゆる貧配合のものほど大きくなることがわかる。また、図3. 7にクリープ係数と載荷開始時のヤング係数との相関関係を示したが、この場合は両者間に強い相関が見られる。このようにクリープ係数は、前述の乾燥収縮ひずみとは異なり、単位水量と単位セメント量との影響を強く受けることがわかる。

表3. 3 普通コンクリートの諸特性 (配合)

配合 C W	空気量 (%)	スランプ (cm)	f'c(kgf/cm ²)		Ec(×10 ⁵ kgf/cm ²)	
			7日	28日	7日	28日
300 160	3.6	4(14)	254	377	2.56	3.11
300 180	2.5	15	194	304	2.43	2.73
300 200	3.6	20	141	224	2.17	2.34
360 160	2.7	2(15)	308	440	2.81	3.45
360 180	3.6	8	260	369	2.57	2.93
360 200	2.9	16	238	325	2.37	2.69
420 160	3.0	0(15)	441	572	2.82	3.58
420 180	3.3	6	355	481	2.67	3.35
420 200	2.9	10	289	405	2.50	2.93

注). f'c:圧縮強度 Ec:ヤング係数 スランプ():流動化後

表3. 4 普通コンクリートの時間依存ひずみの実測結果 (配合)

配合 kg/m ³	εe ×10 ⁻⁶	特性値	測定日数(日)							
			1	10	50	100	200	500	1000	1100
C=300 W=160	248 (155)	ε sh φa	49	164	401	475	557	640	630	637
C=300 W=180	211 (124)	ε sh φa	32	154	402	495	587	676	663	670
C=300 W=200	235 (150)	ε sh φa	18	135	361	448	587	669	666	697
C=360 W=160	264 (147)	ε sh φa	53	170	372	445	514	595	595	601
C=360 W=180	295 (191)	ε sh φa	55	171	424	499	578	662	654	660
C=360 W=200	266 (165)	ε sh φa	47	164	409	486	569	641	631	638
C=420 W=160	251 (153)	ε sh φa	60	184	380	448	520	597	602	614
C=420 W=180	292 (185)	ε sh φa	69	195	430	510	591	683	686	696
C=420 W=200	282 (155)	ε sh φa	60	180	410	487	563	658	657	666
C=360 W=180	295 (185)	ε sh φw	-5	-6	1	-11	-6	-7	-49	-47
			0.29	0.58	0.79	0.89	0.96	1.23	1.51	0.26

注). C:単位セメント量 W:単位水量 εe:載荷時の弾性ひずみ

():除荷時の弾性ひずみ ε sh:乾燥収縮ひずみ(×10⁻⁶)

φa:空気中のクリープ係数 φw:水中のクリープ係数

表3. 5 早強コンクリートの諸特性 (配合)

配合 C W	空気量 (%)	スランプ (cm)	f'c(kgf/cm ²)		Ec(×10 ⁵ kgf/cm ²)	
			3日	28日	3日	28日
300 160	3.6	3(10)	239	348	2.54	2.97
300 180	2.8	9	171	326	2.32	2.99
300 200	2.0	14	143	243	2.28	2.80
360 160	2.0	4(12)	310	425	2.77	3.20
360 180	3.7	10	266	410	2.65	3.01
360 200	2.4	16	232	393	2.65	3.08
420 160	2.3	2(12)	428	550	3.15	3.60
420 180	1.7	3(14)	479	610	3.40	3.75
420 200	2.6	10	299	445	2.74	2.98

注). f'c:圧縮強度 Ec:ヤング係数 スランプ():流動化後

表3. 6 早強コンクリートの時間依存ひずみの実測結果 (配合)

配合 kg/m ³	εc ×10 ⁻⁶	特性値	測定日数(日)							
			1	10	50	100	200	350	500	
C=300 W=160	185	ε sh	36	148	306	380	502	564	584	
		φ a	0.51	1.10	1.52	1.66	2.04	2.26	2.33	
C=300 W=180	227	ε sh	16	144	321	414	553	607	629	
		φ a	0.47	1.04	1.45	1.59	1.96	2.22	2.32	
C=300 W=200	268	ε sh	26	141	312	419	575	623	642	
		φ a	0.49	1.07	1.58	1.95	2.46	2.81	2.94	
C=360 W=160	271	ε sh	50	166	320	389	519	542	578	
		φ a	0.41	0.78	1.16	1.28	1.40	1.57	1.66	
C=360 W=180	245	ε sh	48	178	333	417	563	588	631	
		φ a	0.43	0.91	1.33	1.42	1.61	1.84	1.92	
C=360 W=200	195	ε sh	63	195	398	496	665	724	748	
		φ a	0.48	0.99	1.32	1.57	1.99	2.35	2.44	
C=420 W=160	234	ε sh	57	179	319	369	472	544	561	
		φ a	0.51	0.96	1.30	1.40	1.62	1.72	1.82	
C=420 W=200	312	ε sh	58	189	363	449	608	622	670	
		φ a	0.40	0.79	1.17	1.35	1.40	1.70	1.80	
C=360 W=180	251	ε sh	-3	-8	-14	-14	-15	-11	-8	
		φ w	0.36	0.74	1.01	1.04	1.29	1.48	1.53	

注). C:単位セメント量 W:単位水量 εe:載荷時の弾性ひずみ

ε sh:乾燥収縮ひずみ(×10⁻⁶)

φ a:空気中のクリープ係数 φ w:水中のクリープ係数

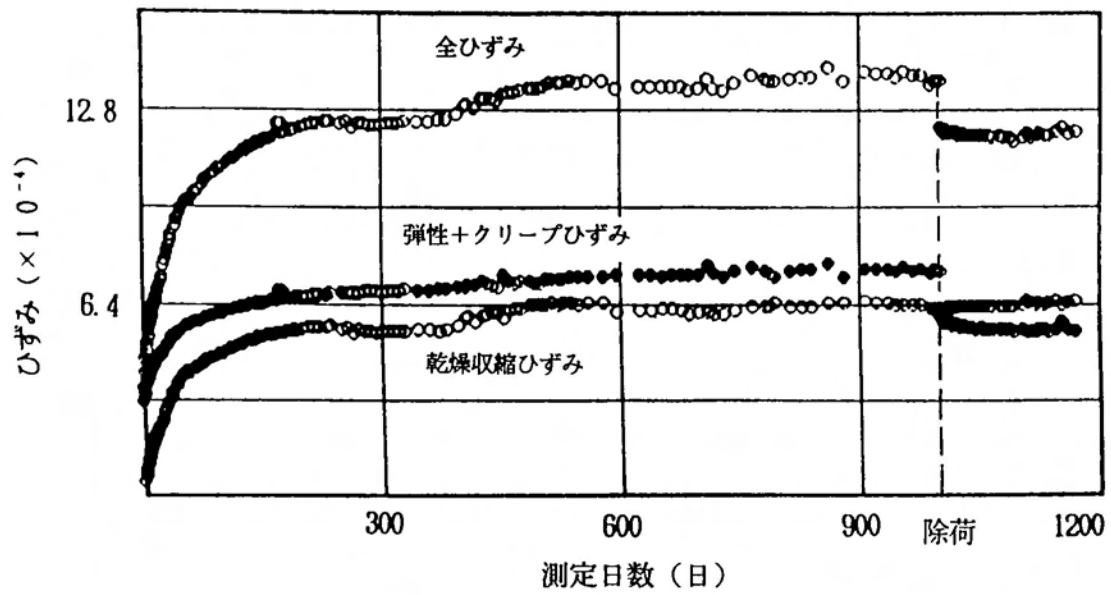


図3. 2 普通コンクリートの実測ひずみ-時間曲線
 (配合条件 : $W=160\text{kg/m}^3$ $C=300\text{kg/m}^3$)

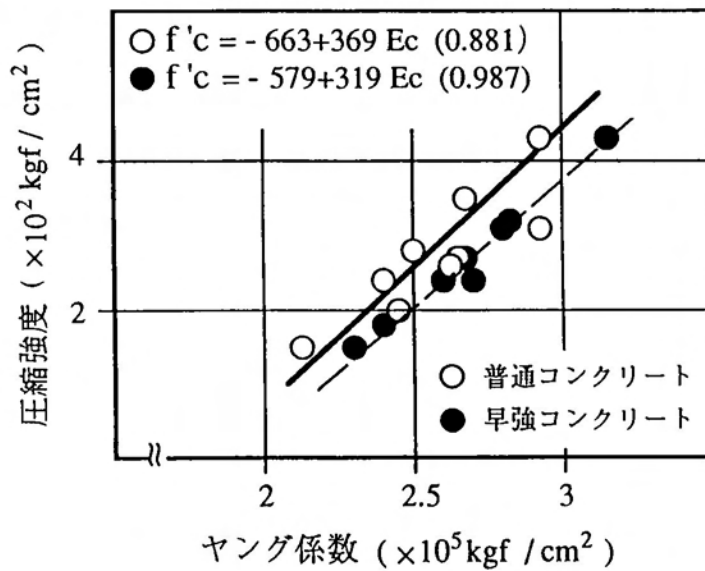


図3. 3 圧縮強度とヤング係数との関係

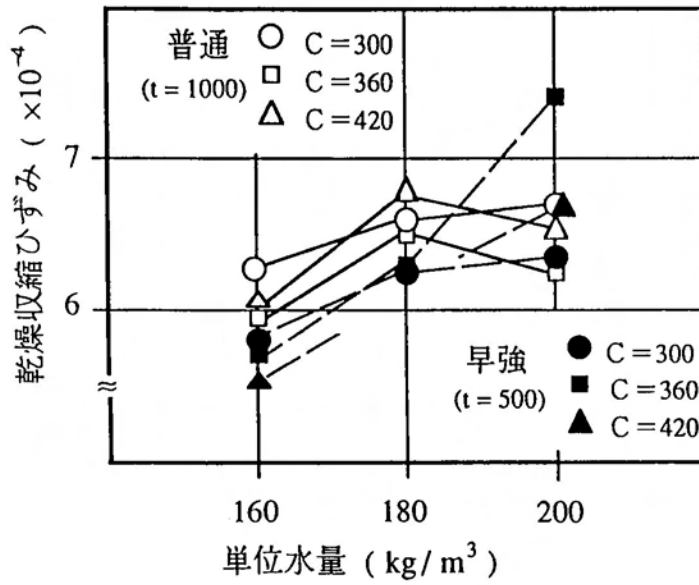


図3. 4 乾燥収縮ひずみと
単位水量との関係

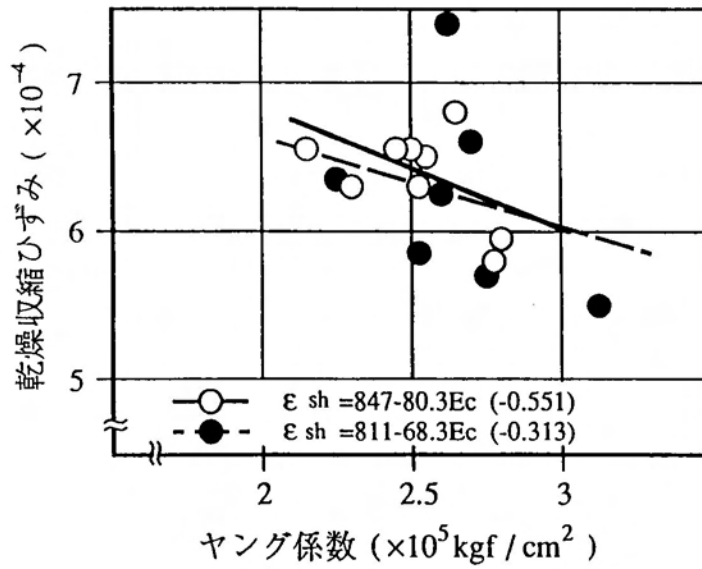


図3. 5 乾燥収縮ひずみと
ヤング係数との関係

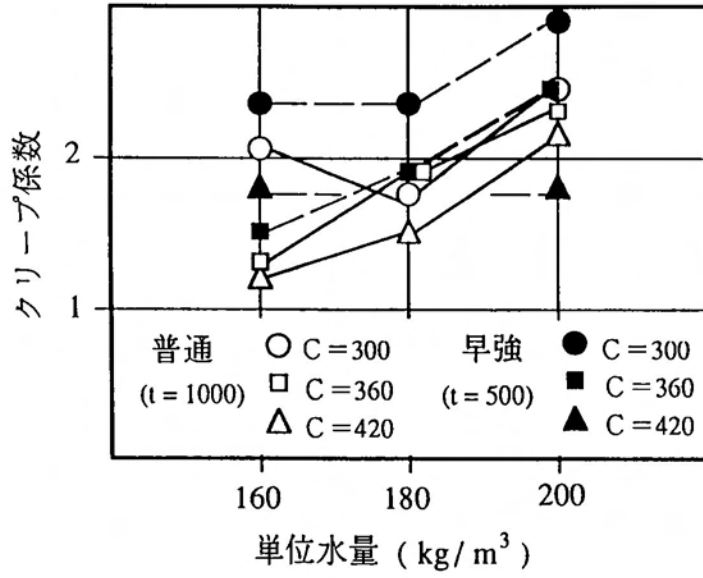


図3. 6 クリープ係数と
単位水量との関係

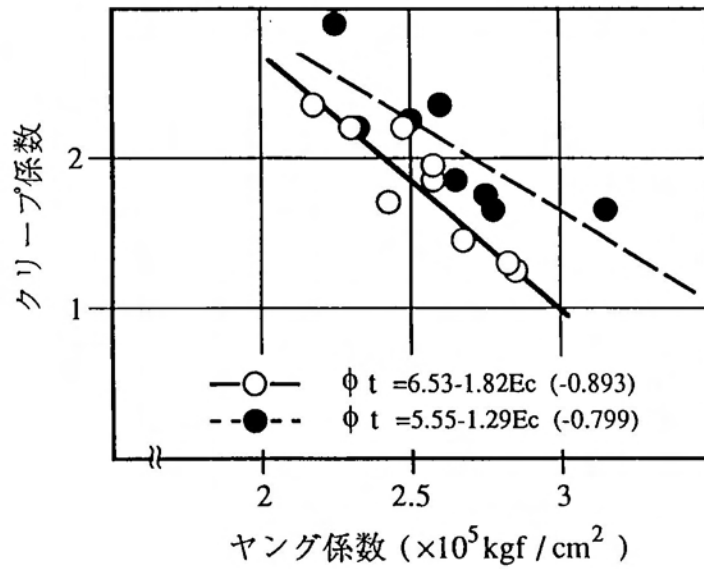


図3. 7 クリープ係数と
ヤング係数との関係

上記のように配合が両特性値に及ぼす影響には若干の違いが見られる。これは、乾燥収縮とクリープではひずみの生成原因が本質的に相違するためと考えられる。すなわち、乾燥収縮は水分の逸散に伴う内的な毛細管張力の作用に起因するひずみ成分であり、したがって、単位水量の多い配合では、セメントペースト密度が粗になるため、毛細管張力は小さくなるが、一方では、コンクリートのヤング係数が減少し、クリープひずみが増大するため、後者の影響で乾燥収縮ひずみが大きく得られたものと考えられる。しかしながら、単位セメント量の多い配合では、ペースト密度が密になるため、毛細管張力は大きくなるが、コンクリートのヤング係数が増大し、クリープひずみが減少するため、結果として、これら両要因の影響で乾燥収縮ひずみがあまり相違しなかったものと考えられる。一方、クリープは一定外力の作用に起因するひずみ成分であるため、貧配合のものほどクリープ係数が大きくなる結果が得られたものと考えられる。なお、本実験では水中における無載荷供試体のひずみ変化も実測したが、表3.4と表3.6に示すようにその値は微小であり無視できるものと考えられる。^{26) 80) 85)}

(2) . 材令の影響

実験Ⅱ、ⅣおよびⅤでは、試験開始材令の違いが時間依存ひずみに及ぼす影響を検討するため、セメントに普通および早強ポルトランドセメント、細骨材に海砂、粗骨材に角閃岩砕石を用い、単位水量 180kg/m^3 、単位セメント量 360kg/m^3 の配合に関して、試験開始材令を3日から91日まで変えた実験を行った。表3.7～表3.10にコンクリートの諸特性を、図3.8に実測ひずみ-時間曲線の一例を、また、表3.11～表3.13に乾燥収縮ひずみおよびクリープ係数の実測結果の一覧を、表3.14に乾燥収縮ひずみの実測結果の一覧を示す。

図3.9に乾燥収縮ひずみと乾燥開始材令との関係を示したが、各実験の結果でその傾向は多少相違するものの、全体的な傾向として、乾燥収縮ひずみは乾燥開始材令が遅れるほど若干減少するようである。これは、乾燥開始材令が遅れるほどセメントペーストがち密になり、乾燥時の毛細管張力は大きくなるが、ヤング係数の増加やクリープひずみの減少のためと考えられる。なお、実測値のばらつきは主に個々の供試体の粗骨材量の違いやその分布の不均一性に

起因するものと思われる。

図3. 10にクリープ係数と載荷開始材令との関係を示す。載荷開始と同時に乾燥を受けるときのクリープ係数は、同図からわかるように本実験の測定終了時点では材令に関係なくほぼ等しいが、載荷材令が遅れるほどヤング係数が大きくなることやクリープが長期現象であることを考慮すると、終局時のクリープ係数は載荷開始材令が遅れるほど大きくなるものと考えられる。同様な結果は、水中でのクリープ係数（基本クリープ）にも見られる。一方、載荷開始以前に乾燥を受けるときのクリープ係数は、載荷開始材令が遅れるほど若干小さくなるようである。⁸⁾¹⁾

表3. 7 普通コンクリートの諸特性（材令）

配 合	空気量	スランプ	f'c(kgf/cm ²)			Ec(×10 ⁵ kgf/cm ²)			
			C	W	(%)	(cm)	3日	7日	28日
360	180	4.5	13	149	224	345	1.98	2.31	2.73

注). f'c:圧縮強度 Ec:ヤング係数

表3. 8 早強コンクリートの諸特性（材令）

配 合	f'c(kgf/cm ²)					Ec(×10 ⁵ kgf/cm ²)						
	C	W	3日	7日	28日	91日	1年	3日	7日	28日	91日	1年
360	180	2.6	266	379	460	473	488	2.46	2.89	3.04	3.49	3.59

注). 空気量:2.6% スランプ:10 cm

f'c:圧縮強度 Ec:ヤング係数

表3. 9 普通コンクリートの諸特性（乾燥材令）

配 合	空気量	スランプ	f'c(kgf/cm ²)				Ec(×10 ⁵ kgf/cm ²)				
			C	W	(%)	(cm)	7日	14日	28日	91日	7日
360	180	3.6	8	269	348	380	415	2.89	3.08	3.00	3.31
				—	360	391	425	—	2.91	3.11	3.34

注). f'c:圧縮強度 Ec:ヤング係数

上段の値:水中養生 下段の値:材令7日から空气中養生

表3. 10 普通コンクリートの諸特性（材令）

材 令		3日	7日	14日	28日	58日	91日	1年	2年
f'c	水 中	172	255	303	350	388	412	460	479
	空 気 中	—	—	340	347	390	404	379	391
Ec	水 中	2.36	2.57	2.71	2.73	3.10	3.28	3.54	3.49
	空 気 中	—	—	2.68	3.13	3.15	3.11	3.15	3.20

注). f'c:圧縮強度(kgf/cm²) Ec:ヤング係数(×10⁵kgf/cm²)

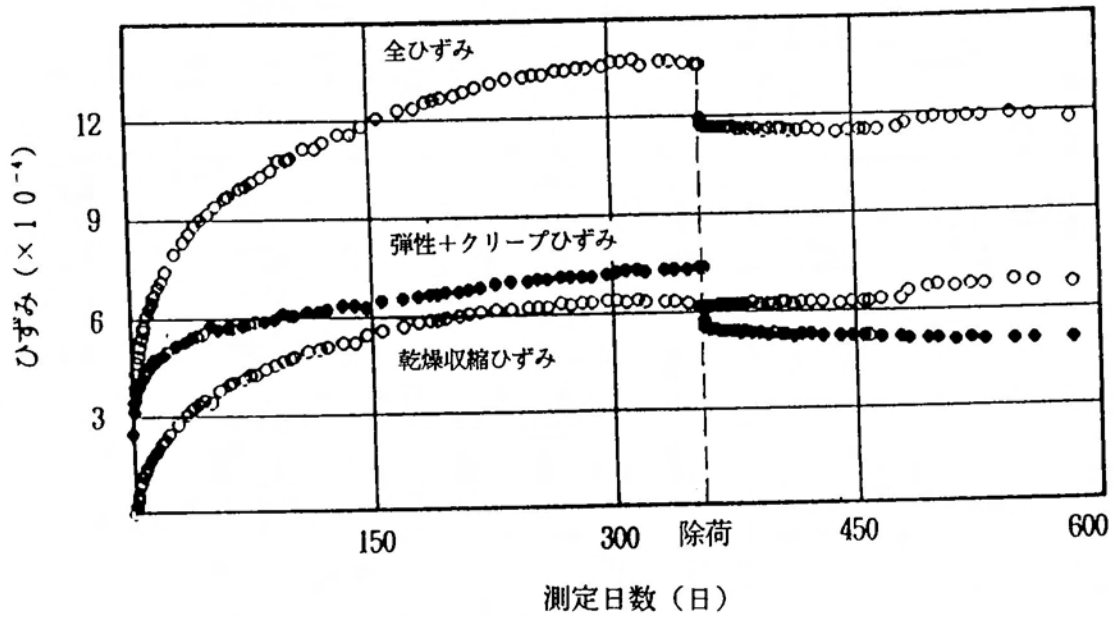


図3. 8 早強コンクリートの実測ひずみ-時間曲線
 (配合条件: $W=180\text{kg/m}^3$ $C=360\text{kg/m}^3$ 、載荷材令: 28日)

表3. 11 普通コンクリートの時間依存ひずみの実測結果 (乾燥)

開始 材令	ϵ_e $\times 10^{-6}$	特性値	測定日数(日)						
			1	10	50	100	140	240	
7日	236	ϵ_{sh}	30	170	343	423	469	529	
7日	(182)	ϕ_a	0.44	0.97	1.54	1.81	1.94	0.65	
7日	226	ϵ_{sh}	16	91	223	294	351	454	
14日	(188)	ϕ_a	0.40	0.78	1.35	1.73	1.94	0.61	
7日	242	ϵ_{sh}	6	51	132	199	248	340	
28日	(218)	ϕ_a	0.41	0.73	1.26	1.61	1.84	0.55	
7日	271	ϵ_{sh}	1	17	71	144	185	201	
91日	(246)	ϕ_a	0.27	0.60	1.03	1.42	1.58	0.41	
14日	231	ϵ_{sh}	34	184	355	442	506	619	
14日	(181)	ϕ_a	0.33	0.83	1.36	1.70	1.87	0.66	
28日	244	ϵ_{sh}	21	170	336	423	476	576	
28日	(202)	ϕ_a	0.32	0.80	1.32	1.73	1.91	0.57	
91日	243	ϵ_{sh}	19	148	339	458	510	538	
91日	(220)	ϕ_a	0.22	0.59	1.32	1.85	2.10	0.44	

注). 開始材令上段の値:乾燥開始材令 下段の値:載荷開始材令
 ϵ_e : 載荷時の弾性ひずみ (): 除荷時の弾性ひずみ
 ϵ_{sh} : 乾燥収縮ひずみ ($\times 10^{-6}$) ϕ_a : 空気中のクリープ係数

表3. 12 普通コンクリートの時間依存ひずみの実測結果 (材令)

開始 材令	ϵe $\times 10^{-6}$	特性値	測定日数(日)						
			1	10	50	100	200	350	450
3日	207(118) 207(94)	ϵsh	17	187	398	504	620	679	706
		ϕa	0.46	1.13	1.73	2.02	2.19	2.30	0.32
		ϕw	0.36	0.72	1.06	1.15	1.23	1.28	0.32
7日	254(154) 301(150)	ϵsh	19	178	377	480	605	653	685
		ϕa	0.44	0.89	1.39	1.61	1.95	2.20	0.42
		ϕw	0.34	0.62	0.93	1.06	1.16	1.26	0.32
28日	257(200) 257(178)	ϵsh	17	185	378	491	601	645	677
		ϕa	0.35	0.73	1.08	1.49	1.92	2.14	0.38
		ϕw	0.33	0.54	0.87	1.07	1.21	1.32	0.34

注). ϵe : 載荷時の弾性ひずみ (): 除荷時の弾性ひずみ

ϵsh : 乾燥収縮ひずみ($\times 10^{-6}$)

ϕa : 空気中のクリープ係数 ϕw : 水中のクリープ係数

表3. 13 早強コンクリートの時間依存ひずみの実測結果 (材令)

開始 材令	ϵe $\times 10^{-6}$	特性値	測定日数(日)						
			1	10	50	100	200	350	450
3日	277 (160)	ϵsh	70	232	443	546	667	681	685
		ϕa	0.47	0.86	1.12	1.29	1.50	1.75	0.35
7日	312 (218)	ϵsh	66	232	431	546	658	667	673
		ϕa	0.38	0.75	1.06	1.26	1.45	1.67	0.34
28日	231 (177)	ϵsh	64	230	408	518	623	615	617
		ϕa	0.36	0.70	1.12	1.38	1.61	1.87	0.29

注). ϵe : 載荷時の弾性ひずみ (): 除荷時の弾性ひずみ

ϵsh : 乾燥収縮ひずみ ϕa : 空気中のクリープ係数

表3. 14 普通コンクリートの乾燥収縮ひずみの実測結果

開始 材令	測定日数(日)						
	1	10	50	100	200	500	1000
3日	25	157	328	448	591	634	679
7日	31	169	335	471	621	665	708
28日	34	191	404	572	674	722	743
91日	25	207	429	518	559	618	623

注). 単位: $\times 10^{-6}$

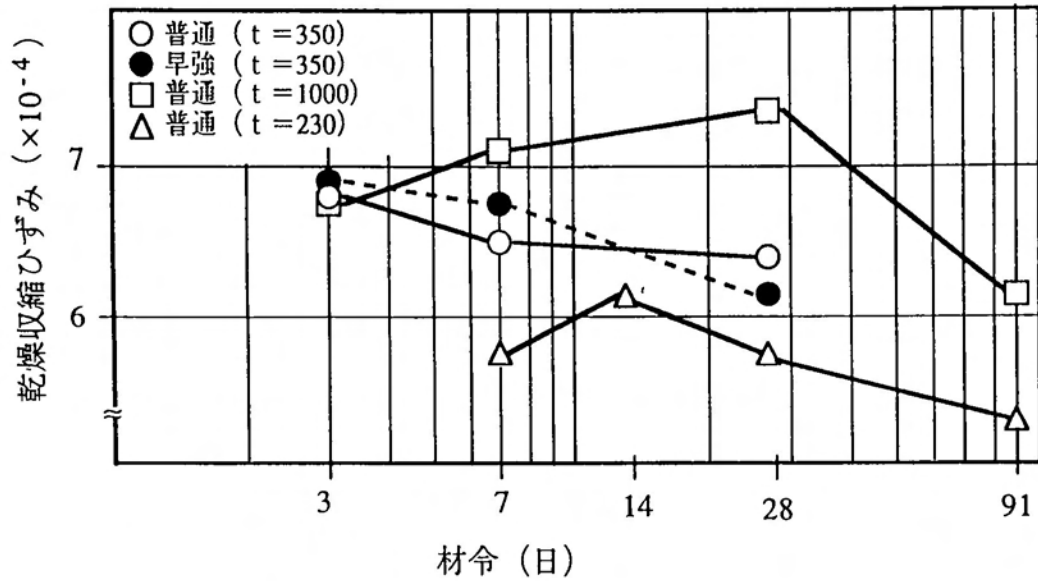


図3. 9 乾燥収縮ひずみと
試験開始材令との関係

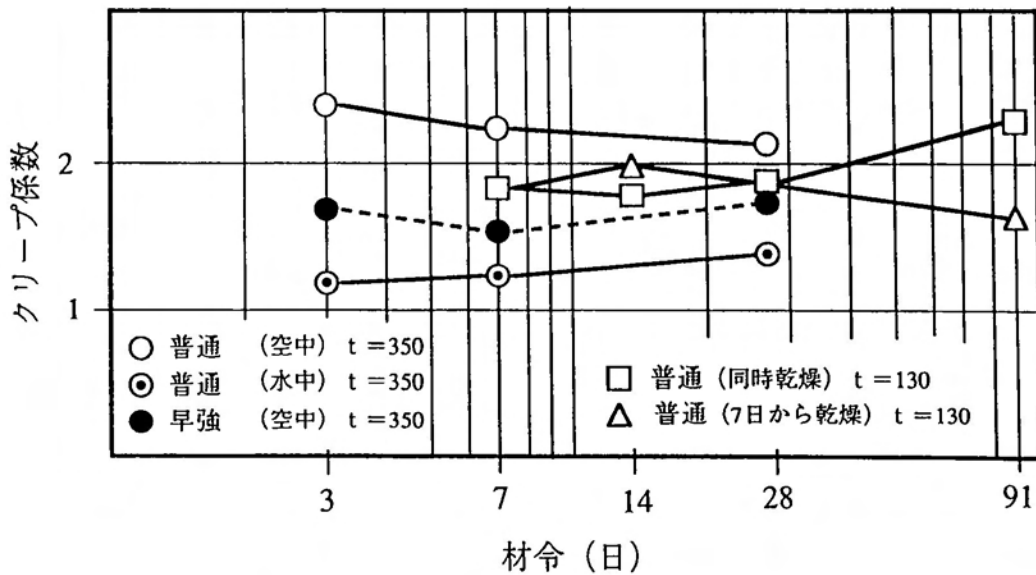


図3. 10 クリープ係数と
試験開始材令との関係

(3) . 骨材の影響

実験Ⅲでは、時間依存ひずみに及ぼす使用骨材の影響を検討するため、セメントに普通ポルトランドセメント、細骨材に海砂および川砂、粗骨材に最大寸法 20mm の角閃岩、安山岩および石灰岩砕石を用い、単位水量 180kg/m^3 、単位セメント量 360kg/m^3 の配合に関して材令 7 日から実験を行った。表 3. 15 と表 3. 16 にコンクリートの諸特性を、また、表 3. 17 と表 3. 18 に乾燥収縮ひずみおよびクリープ係数の実測結果の一覧を、図 3. 11 に実測ひずみ-時間曲線の一例を示す。

表 3. 15 に示すように配合条件が同じであれば、圧縮強度は使用骨材の違いによる影響をあまり受けないが、一方、ヤング係数は大幅に相違することがわかる。これは、強度特性には適用できない複合則がヤング係数にはほぼ成立するためであり、したがって、以下の検討では使用骨材の影響をコンクリートのヤング係数に置き換えて比較検討した。

図 3. 12 に乾燥収縮ひずみと試験開始時のヤング係数との相関関係を示すが、両者間には強い相関が見られる。このように乾燥収縮ひずみは使用骨材の品質で大幅に相違することがわかる。これは、骨材粒子がセメントペースト部で生じる乾燥収縮ひずみを拘束する効果を有しているためであり、したがって、拘束効果の小さな低品質の骨材を使用する際には、乾燥収縮ひずみが増大することに特に留意しなければならない。

一方、クリープ係数と試験開始時のヤング係数との関係は、図 3. 13 に示すように両者にはほとんど相関が見られない。これは、骨材の変形特性が載荷時の弾性ひずみとその後のクリープひずみとに同程度の影響を及ぼすためであると考えられる。

なお、(1) で述べた配合要因に対するヤング係数との相関関係と、ここで述べた骨材のそれとでは、図 3. 5 と図 3. 12 および図 3. 7 と図 3. 13 の対比からわかるように両者の関係が全く相違する点に留意すべきである。すなわち、他者の実測結果を基に、例えば多変量解析法を用いて予測式を算定する際には、使用された骨材の変形特性を十分考慮したうえで解析すべきことは勿論である。⁸²⁾

表3. 15 普通コンクリートの諸特性 (材料)

材 料	空気量 (%)	スランプ (cm)	f'c(kgf/cm ²)		Ec(×10 ⁵ kgf/cm ²)	
			7日	28日	7日	28日
細骨材 粗骨材						
海砂 角閃岩	4.5	13	224	345	2.31	2.73
川砂 角閃岩	4.0	14	190	326	1.98	2.49
海砂 安山岩	4.0	11	211	336	2.60	3.10
海砂 石灰岩	3.7	14	233	330	3.00	3.48

注). f'c:圧縮強度 Ec:ヤング係数

表3. 16 普通コンクリートの諸特性 (細骨材率)

細骨材率 (%)	空気量 (%)	スランプ (cm)	f'c(kgf/cm ²)		Ec(×10 ⁵ kgf/cm ²)	
			7日	28日	7日	28日
37	3.4	10	244	359	2.90	3.13
40	4.0	15	239	353	2.71	3.01
43	4.5	16	226	338	2.46	2.84

注). 単位水量 180kg/m³ 単位セメント量 360kg/m³

細骨材:川砂 粗骨材:石灰岩

f'c:圧縮強度 Ec:ヤング係数

表3. 17 普通コンクリートの時間依存ひずみの実測結果 (骨材)

骨 材 種 類	εe ×10 ⁻⁶	特性値	測 定 日 数 (日)						
			1	10	50	100	200	350	450
川 砂 角閃岩	183 (116)	εsh	46	230	470	597	724	740	740
		φa	0.50	1.03	1.52	1.83	2.12	2.42	0.40
海 砂 角閃岩	254 (154)	εsh	19	178	377	480	605	653	685
		φa	0.44	0.89	1.39	1.61	1.95	2.20	0.42
海 砂 安山岩	248 (167)	εsh	27	165	341	477	595	630	635
		φa	0.27	0.79	1.34	1.44	1.73	1.97	0.32
海 砂 石灰岩	202 (154)	εsh	14	90	224	284	356	367	376
		φa	0.22	0.66	1.18	1.43	1.82	2.17	0.31

注). εe:載荷時の弾性ひずみ ():除荷時の弾性ひずみ

εsh:乾燥収縮ひずみ φa:空気中のクリープ係数

表3. 18 普通コンクリートの時間依存ひずみの実測結果（細骨材率）

s / a (%)	ϵ_e $\times 10^{-6}$	特性値	測定日数(日)							
			1	10	50	100	200	350	450	
37 T=7	224 (185)	ϵ_{sh}	31	135	295	363	446	464	481	
		ϕ_a	0.38	0.85	1.24	1.67	2.29	2.68	0.35	
40 T=7	256 (219)	ϵ_{sh}	22	127	288	359	451	475	494	
		ϕ_a	0.37	0.92	1.55	1.92	2.43	2.72	0.23	
43 T=7	215 (177)	ϵ_{sh}	20	134	318	399	503	527	539	
		ϕ_a	0.39	0.96	1.58	2.01	2.60	2.92	0.35	
37 T=28	187 (179)	ϵ_{sh}	28	124	266	345	396	416	432	
		ϕ_a	0.31	0.66	1.42	1.66	2.29	2.60	0.36	
40 T=28	210 (201)	ϵ_{sh}	27	132	299	393	462	485	499	
		ϕ_a	0.32	0.75	1.44	1.90	2.46	2.75	0.33	
43 T=28	273 (243)	ϵ_{sh}	32	146	266	426	497	513	530	
		ϕ_a	0.29	0.77	1.16	1.91	2.48	2.78	0.33	

注). s / a : 細骨材率 T: 乾燥および荷重開始材令

ϵ_e : 荷重時の弾性ひずみ (): 除荷時の弾性ひずみ

ϵ_{sh} : 乾燥収縮ひずみ ϕ_a : 空気中のクリープ係数

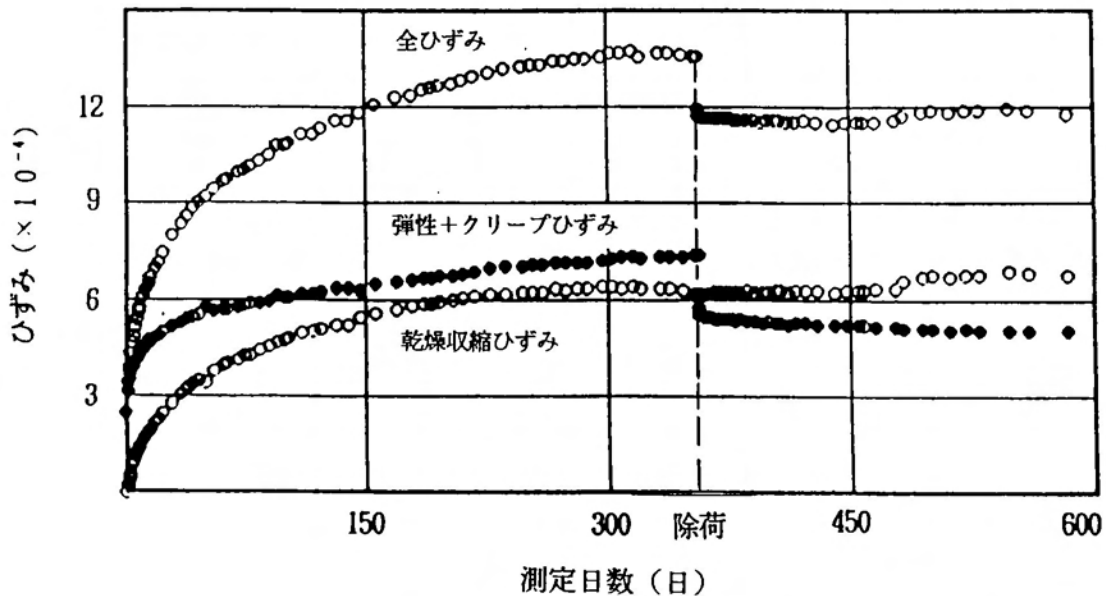


図3. 11 普通コンクリートの実測ひずみ-時間曲線
(使用骨材: 海砂、安山岩砕石)

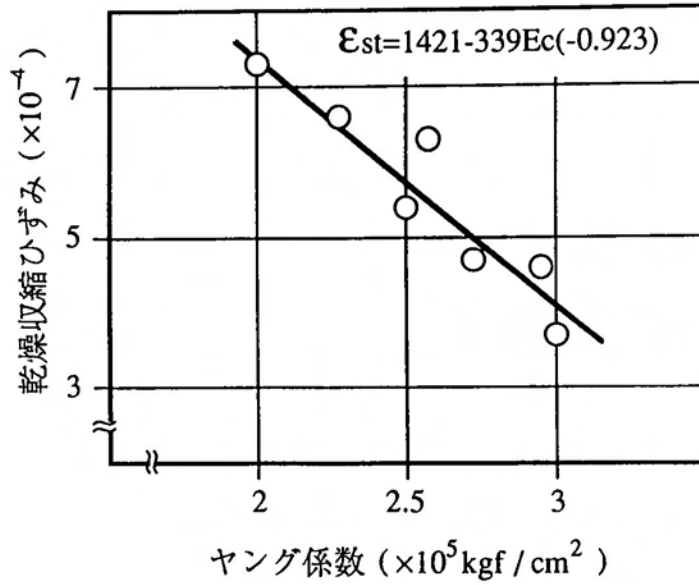


図3. 12 乾燥収縮ひずみと
ヤング係数との関係 (骨材)

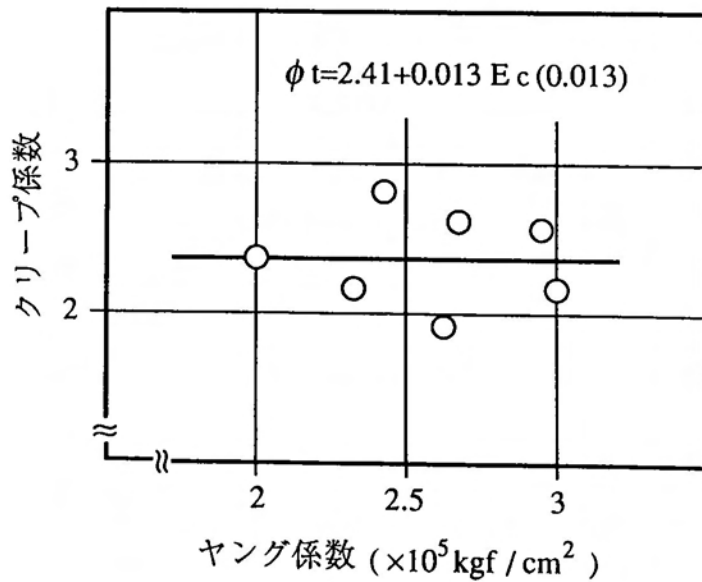


図3. 13 クリープ係数と
ヤング係数との関係 (骨材)

(4) . 部材寸法の影響

実験Vでは、部材寸法の違いが乾燥収縮ひずみに及ぼす影響を検討するため、セメントに普通ポルトランドセメント、細骨材に海砂、粗骨材に角閃岩砕石を用い、単位水量 $180\text{kg}/\text{m}^3$ 、単位セメント量 $360\text{kg}/\text{m}^3$ の配合に関して材令7日から実験を行った。表3. 19にコンクリートの諸特性を、表3. 20に乾燥収縮ひずみの実測結果の一覧を、図3. 14に乾燥収縮ひずみ-時間曲線を示す。

図3. 14のように乾燥収縮ひずみ-時間曲線の形状は部材寸法の違いで大幅に相違することがわかる。これは、部材寸法が大きくなるほど水分の逸散が遅れ、その結果、初期の乾燥収縮ひずみが小さくなるためである。なお、測定日数が1500日後でも20cm角柱の乾燥収縮ひずみは15cm角柱のその8割強、40cm角柱のそれは8割弱であることや、(2)で述べた乾燥開始材令の影響から判断して、乾燥収縮ひずみの終局値は部材寸法が大きくなるほど若干小さくなるものと考えられる。

部材寸法の違いがクリープ係数に及ぼす影響に関しては実験を行っていないが、表3. 4、表3. 6および表3. 12のように水中でのクリープ係数が空気中でのその6~7割程度であることから判断して、マスコンクリートのクリープ係数は水中のそれ(ϕ_w)にほぼ近似するものと考えられる。⁸¹⁾

表3. 19 普通コンクリートの諸特性 (収縮)

配 合	空気量	スランプ	$f'c(\text{kgf}/\text{cm}^2)$			$E_c(\times 10^5 \text{kgf}/\text{cm}^2)$			
			C	W	(%)	(cm)	3日	7日	28日
360	180	4.9	12	149	248	369	2.37	2.65	3.13

注). $f'c$:圧縮強度 E_c :ヤング係数

表3. 20 普通コンクリートの乾燥収縮ひずみの実測結果 (寸法)

部材寸法	測定日数(日)							
	(cm)	1	10	50	100	200	500	1000
15×15×60	49	155	328	449	599	657	705	677
20×20×60	37	119	258	355	471	534	583	562
40×40×60	12	54	152	229	334	432	519	530

注). 単位: $\times 10^{-6}$

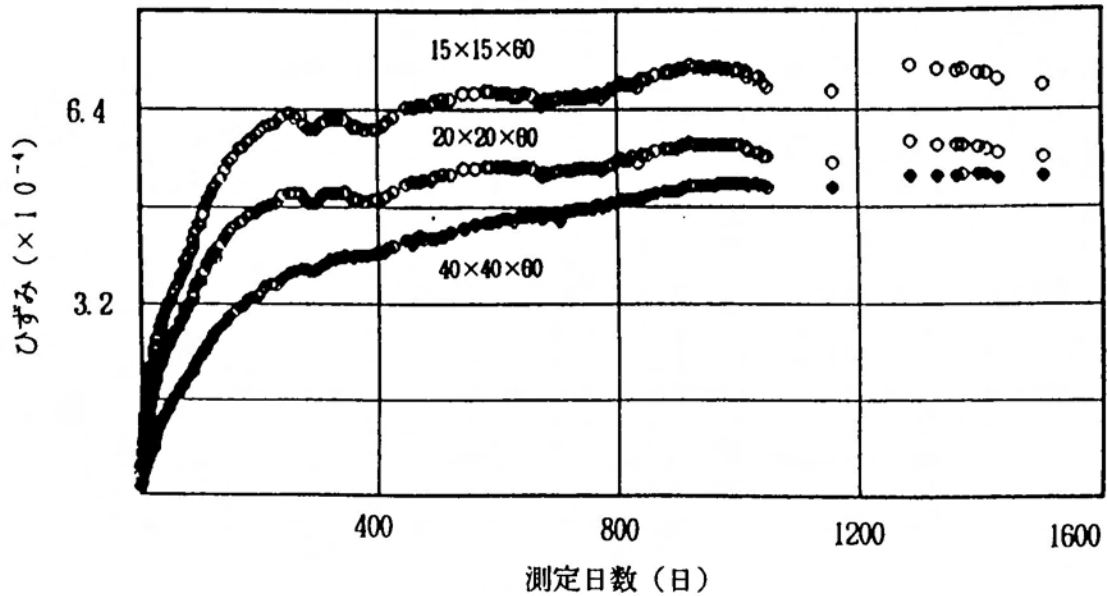


図3. 14 普通コンクリートの乾燥収縮ひずみ—時間曲線（部材寸法）

(5) . セメントの影響

実験ⅠおよびⅡでは、それぞれ配合と材令の影響を検討するため、普通および早強ポルトランドセメントを用いて実験を行った。実験Ⅰの場合は両セメント間で試験開始材令が相違するため厳密には比較できないが、乾燥収縮ひずみは図3. 4および図3. 9に見られるようにセメントの違いによる影響をあまり受けないようである。しかしながら、クリープ係数は、後述する実験Ⅱの結果とは異なり、図3. 6のように測定日数1000日間の普通コンクリートの方が測定日数 500日間の早強のそれより全体的に若干小さくなっている。一方、実験Ⅱの場合、乾燥収縮ひずみは図3. 9に示すように実験Ⅰの結果と同様であるが、クリープ係数に関しては、図3. 10のように実験Ⅰとは全く逆の結果になっている。ただし、従前の実測結果から判断して、クリープ係数は、実験Ⅱのように普通コンクリートの方が早強のそれより1～2割程度大きくなるものと考えられる。⁸²⁾

(6) . 細骨材率の影響

実験Ⅲでは、使用骨材の品質が時間依存ひずみに及ぼす影響を検討するための研究の一環として、低品質の川砂と高品質の石灰岩砕石を用いて細骨材率の違いによる影響を検討した。表3. 16にコンクリートの諸特性を、表3. 18に乾燥収縮ひずみおよびクリープ係数の実測結果の一覧を示している。

表3. 18のように両特性値とも細骨材率が増すほど若干大きくなっている。これは、骨材の粒径が小さくなるほどセメントペースト部で生じる時間依存ひずみを拘束する効果が低減することや、特に本実験の場合、吸水率の大きな低品質の川砂を用いたため、細骨材率が大きくなるほど川砂が増加したことに起因したものと考えられる。したがって、細骨材と粗骨材との品質が同程度であれば、本実験ほどの差異は生じなかったものと考えられる。⁸²⁾

(7) . 遅れ弾性（回復クリープ）

本実験では、一部の供試体を除き、除荷後の遅れ弾性を100日間測定した。載荷日数130日間の実験Ⅳに対する遅れ弾性係数（遅れ弾性を除荷時の弾性ひずみで除した値）は0.4~0.6、載荷日数350日間の実験Ⅱおよび実験Ⅲのそれらは0.3~0.4、載荷日数1000日間の実験Ⅰのそれらは0.2~0.3であった。これは、載荷期間が長くなるほどセメントペーストのヤング係数が大きくなり、骨材相とペースト相とのヤング係数差が減少することに関連しているものと考えられる。この結果から判断して、特に若材令で載荷応力が変化するような構造部材の場合は、遅れ弾性の影響を無視できないようである。⁸³⁾

(8) . 実測値のばらつき

実験Ⅵでは、セメントに普通ポルトランドセメント、細骨材に海砂、粗骨材に角閃岩砕石を用い、単位水量 180kg/m^3 、単位セメント量 360kg/m^3 の配合に関して、同一バッチから作製した無載荷および載荷供試体各6本を用いて乾燥収縮ひずみおよびクリープ係数の実測値のばらつきを検討した。なお、コンクリートの諸特性値のばらつきも $\phi 10 \times 20\text{cm}$ 円柱供試体各6本を用いて実測した。表3. 21に圧縮強度およびヤング係数の測定結果を、表3. 22と図3. 15に乾燥収縮ひずみの実測結果を、表3. 23と図3. 16にクリープ係数の測定結果を

示す。

表3. 21のように圧縮強度およびヤング係数の変動係数は、材令7日のヤング係数の実測値を除外すれば、2～3%程度である。なお、圧縮強度のばらつき要因には、供試体の締固めの違い、粗骨材量およびその分布の不均一性、偏心载荷の影響などが、ヤング係数には、その他さらに、ひずみゲージの貼付不良や計測誤差などが含まれる。

表3. 22に示すように乾燥収縮ひずみの変動係数は2～3%と、圧縮強度やヤング係数のそれらと大差ないが、測定日数が増すほど変動係数は若干大きくなる傾向が見られる。これは、供試体内部の粗骨材量の違

いやその分布の不均一性がひずみ量に徐々に影響を及ぼすためと考えられる。なお、乾燥収縮ひずみのばらつき要因には、前述の他に、ひずみの測定に用いた埋め込み型ひずみゲージの埋設位置や傾きの影響も含まれるが、本実験の場合、乾燥収縮ひずみのばらつきが圧縮強度やヤング係数のそれらと大差ないことから判断して、ひずみ測定に起因するばらつきは無視できるものと考えられる。

表3. 23に示すようにクリープ係数の変動係数は8～10%と、乾燥収縮ひずみのその3倍程度である。これは、クリープ係数の場合、無载荷および载荷供試体それぞれのばらつきと载荷時の弾性ひずみのばらつきが累加されるためである。ただし、クリープ係数の変動係数は、乾燥収縮ひずみのそれとは逆に、

表3. 21 諸特性のばらつき (変動係数:%)

	平均値	変動幅	変動係数
圧縮強度 7日	254	246~261	2.2
(kgf/cm ²) 28日	361	341~375	3.1
91日	405	395~420	2.1
ヤング係数 7日	2.63	2.46~2.83	5.0
(×10 ⁵ kgf/cm ²) 28日	3.21	3.14~3.30	2.2
91日	3.48	3.35~3.56	2.2

表3. 22 乾燥収縮ひずみのばらつき

測定日数	平均値	変動幅	変動係数
50日	304	296~313	1.9
100日	389	380~401	2.1
200日	485	455~488	2.7
300日	546	527~574	3.2

表3. 23 クリープ係数のばらつき

測定日数	平均値	変動幅	変動係数
50日	1.29	1.02~1.43	10.0
100日	1.50	1.24~1.73	9.3
200日	1.90	1.52~2.15	8.5
300日	2.09	1.72~2.41	8.1

測定日数が増すほど減少する傾向が見られる。これは、クリープ試験の場合、供試体に一定外力が作用しているため、無載荷のそれに比べて供試体内部の応力状態がより均一であることに起因しているものと考えられる。ちなみに、載荷供試体6本の300日後における全ひずみの変動係数は 0.7% (平均値： 1337×10^{-6} 、変動幅： $1319 \sim 1348 \times 10^{-6}$) と微小である。なお、クリープ係数のばらつき要因には、前述の他に、持続荷重の大きさの違いによる影響も含まれるが、本実験の場合、載荷供試体の応力導入時における弾性ひずみの変動係数が同材令のヤング係数のそれとほぼ等しいことから判断して、持続荷重の違いによる影響はほとんど無視できるものと考えられる。⁸⁷⁾

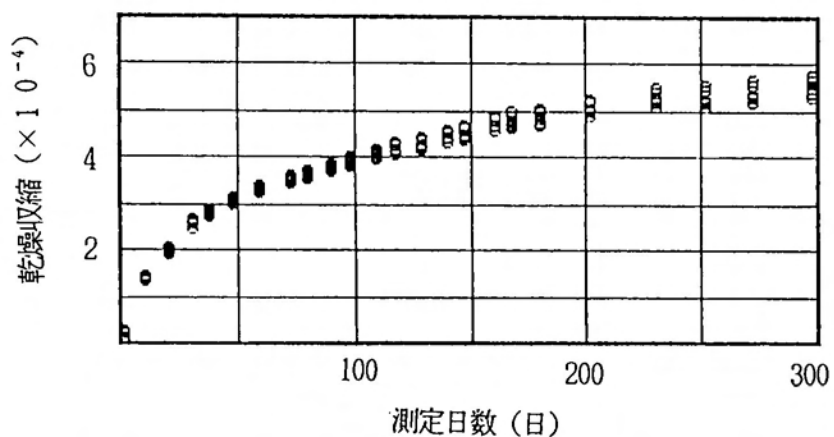


図3. 15 乾燥収縮ひずみ-時間曲線のばらつき

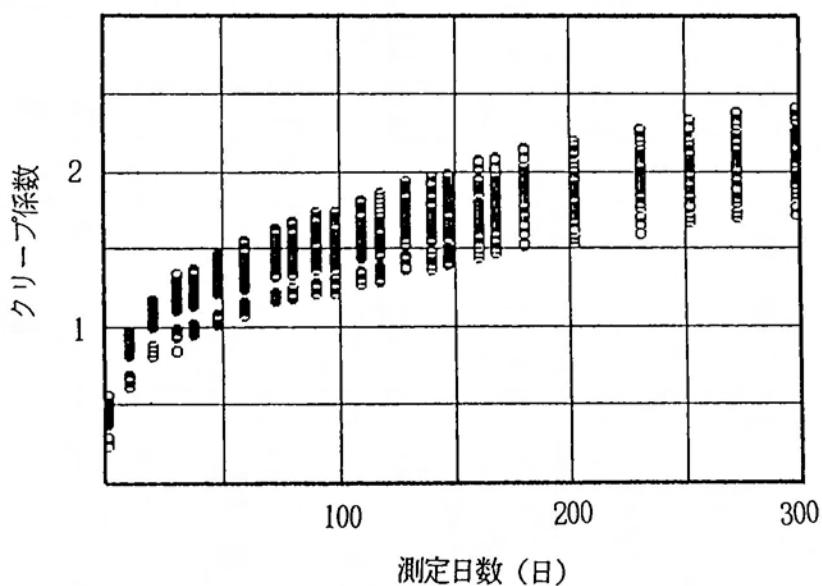


図3. 16 クリープ係数-時間曲線のばらつき

3. 3 実測値と予測値との比較検討

本節では、既存の予測式として、現行のコンクリート標準示方書で推奨されている ACI-209 委員会式（以下、ACI式と呼ぶ）⁵⁰⁾ および Bazant・Panula Model-II 式（以下、BP式と呼ぶ）⁴³⁾、さらに、CEB-FIP Model Code 1990 式（以下、CEB 式と呼ぶ）¹⁴⁾ による予測結果と前節で述べた実測結果との比較を行い、各予測式の適合性や問題点について検討した。なお、これらの予測式は、従前の実測結果に基づき統計処理して求められた経験式である。以下に、各予測式の概略を示す。

(ACI式)

$$\text{乾燥収縮ひずみ } \varepsilon_{sh}(t, t_s) = \varepsilon_{sh\infty}(t - t_s) / \{A + (t - t_s)\} \quad (3. 1)$$

ここに、 $\varepsilon_{sh\infty}$: 乾燥収縮ひずみの終局値

(材令、湿度、寸法、スランプ、細骨材率、セメント量、空気量の関数)

A: 定数 t_s : 乾燥開始材令

$$\text{クリープ係数 } \phi(t, t_0) = \phi_{\infty}(t - t_0)^{0.6} / \{B + (t - t_0)^{0.6}\} \quad (3. 2)$$

ここに、 ϕ_{∞} : クリープ係数の終局値

(材令、湿度、寸法、スランプ、細骨材率、空気量の関数)

B: 定数 t_0 : 載荷開始材令

(CEB式)

$$\text{乾燥収縮ひずみ } \varepsilon_{sh}(t, t_s) = \varepsilon_{sh\infty} \left\{ (t - t_s) / \{C + (t - t_s)\} \right\}^{0.5} \quad (3. 3)$$

ここに、 $\varepsilon_{sh\infty}$: 乾燥収縮ひずみの終局値

(セメントの種類、圧縮強度、湿度の関数)

C: 部材寸法の関数

$$\text{クリープ係数 } \phi(t, t_0) = \phi_{\infty} \left\{ (t - t_0) / \{D + (t - t_0)\} \right\}^{0.3} \quad (3. 4)$$

ここに、 ϕ_{∞} : クリープ係数の終局値 (圧縮強度、寸法、湿度の関数)

D: 部材寸法と湿度の関数

t_0 : 載荷開始材令 (セメントの種類と温度の関数)

(BP式)

$$\text{乾燥収縮ひずみ } \varepsilon_{sh}(t, t_s) = \varepsilon_{s\infty} \left\{ (t - t_s) / \{E + (t - t_s)\} \right\}^{0.5} \quad (3. 5)$$

ここに、 $\varepsilon_{sh\infty}$:乾燥収縮ひずみの終局値

(湿度、圧縮強度、水量、セメント量、細骨材量、粗骨材量の関数)

E:部材形状寸法と乾燥開始材令の関数

$$\text{クリープ係数 } \phi(t, t_0, t_s) = \phi_b + \phi_d \quad (3.6)$$

ここに、 $\phi_b = F\{(t_0)^{-m} + 0.05\}(t - t_0)^n$:基本クリープ係数

$$\phi_d = G\{1 + (t_0 - t_s)/(10E)\}^{-0.5}\{1 + 3E/(t - t_0)\}^{-0.35}t_0^{-m/2}$$

:乾燥クリープ係数

F、m、n:圧縮強度の関数 G:湿度、強度、配合、乾燥開始材令の関数

3. 3. 1 乾燥収縮ひずみの実測値と予測値との比較検討

以下に示す実測値と予測値との比較図では、予測式の曲線設定に対する適合性が判断できるように、図中の測点は各実験の実測結果の一覧に示す測定日数に対応する値を図示している。

図3. 17に前節で述べた実験の全実測値とACI式による予測値との関係を示す。これによるとACI式は、全体的に若干過小に予測しているが、使用骨材の違いや実測値自体のばらつきを考慮すれば、ほぼ妥当であると考えられる。ただし、ACI式は、式(3. 1)に示すように乾燥収縮ひずみはその終局値の半分に達するまでの日数を定数で表しているため、図3. 18のように部材寸法が大きくなるほど実測値と予測値とに差異を生じており、曲線式の設定に改善の余地があると考えられる。

図3. 19に全実測値とCEB式による予測値との関係を示す。CEB式はACI式のそれよりさらに若干過小に予測している。ただし、図3. 20のように曲線式の設定に対する適合性はACI式より良好であることがわかる。これは、CEB式の場合、乾燥収縮ひずみはその終局値の半分に達するまでの日数を式(3. 3)に示すように部材寸法の関数で表しているためである。

図3. 21に全実測値とBP式による予測値との関係を示すが、これによると実測値とBP式による予測値とには幾分差異が見られる。これは、BP式の場合、図3. 22のように特に貧配合の乾燥収縮ひずみを極端に過大予測しているためである。また、全体的な適合性もACI式やCEB式のそれより劣るようである。

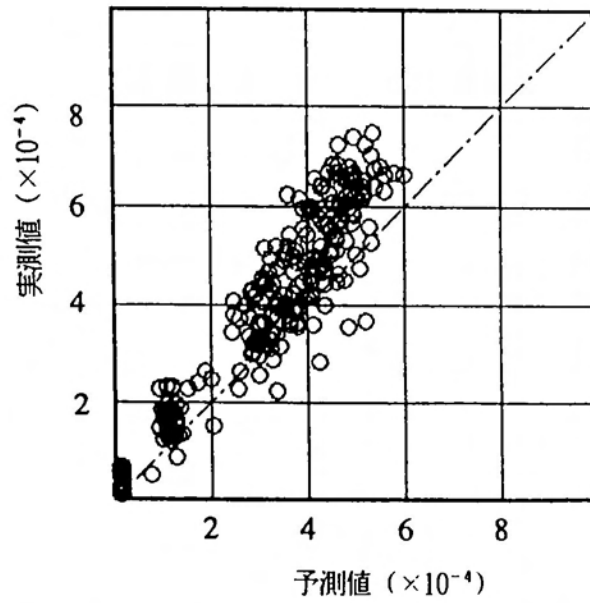


図3. 17 乾燥収縮ひずみの全実測値と
ACI予測値との関係

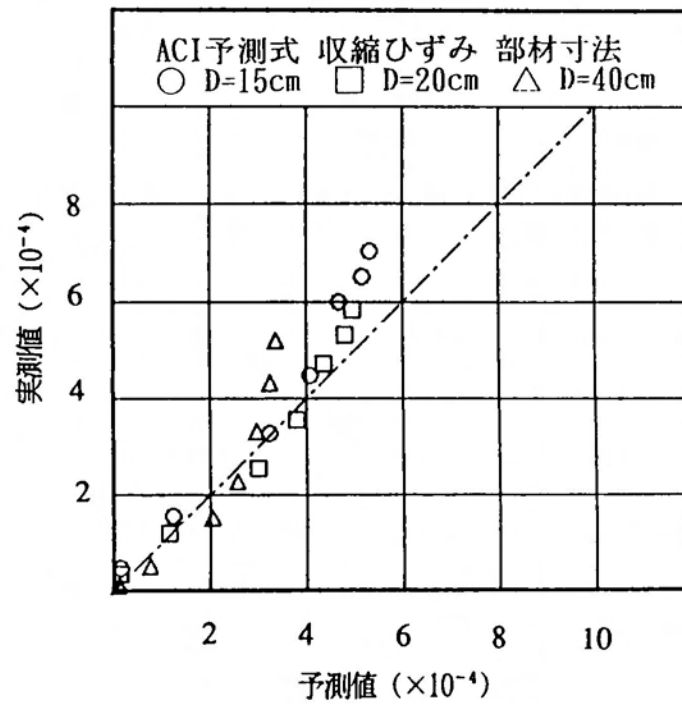


図3. 18 乾燥収縮ひずみの実測値と
ACI予測値との関係 (寸法)

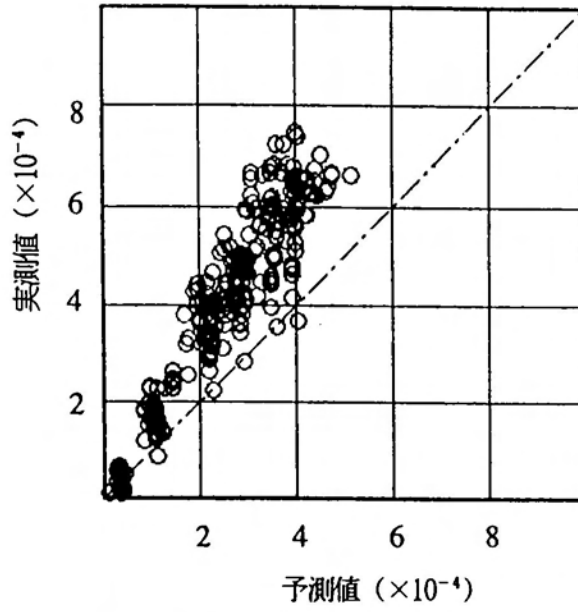


図3. 19 乾燥収縮ひずみの全実測値と
CEB予測値との関係

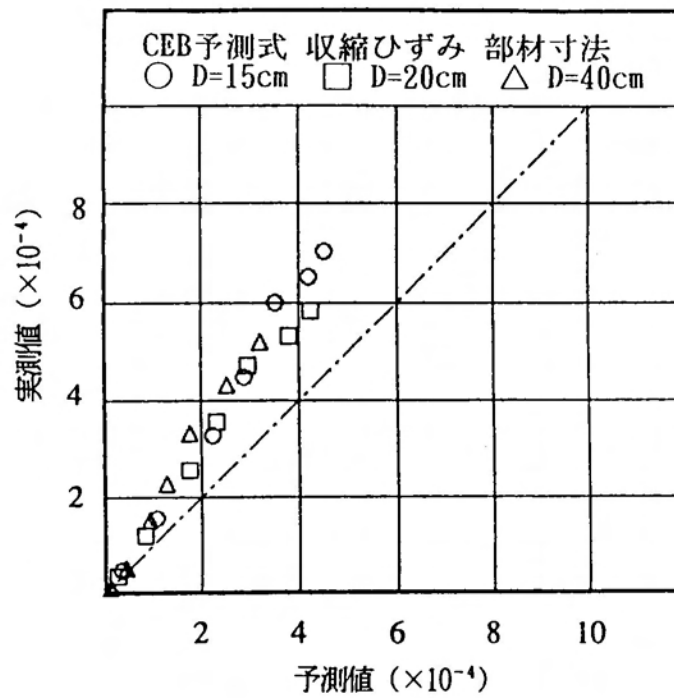


図3. 20 乾燥収縮ひずみの実測値と
CEB予測値との関係 (寸法)

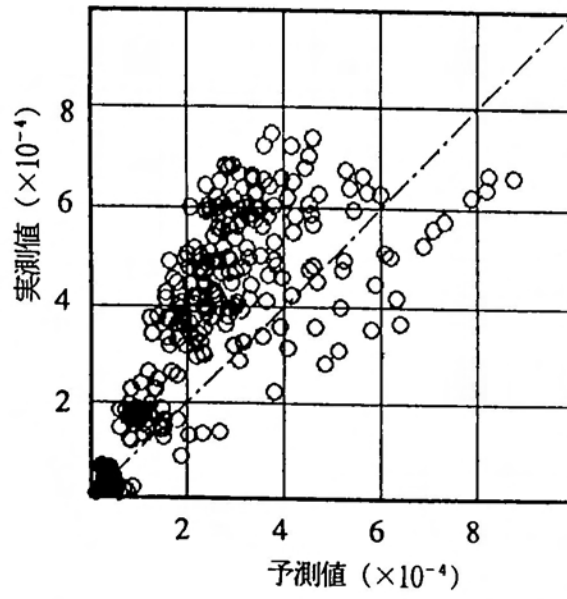


図3. 21 乾燥収縮ひずみの全実測値と
BP予測値との関係

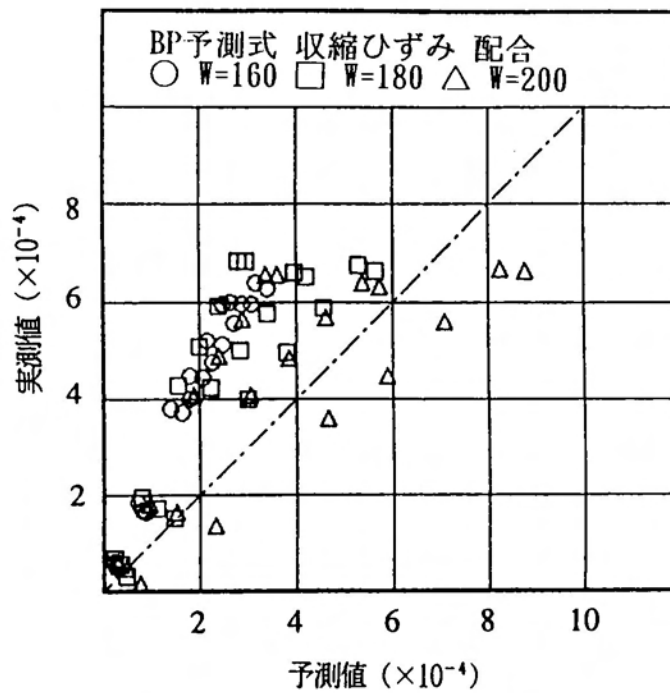


図3. 22 乾燥収縮ひずみの実測値と
BP予測値との関係 (配合)

なお、いずれの予測式にも骨材品質に対する影響要因が含まれていないため、使用骨材が相違した場合、図3. 23～図3. 25に示すように実測値と予測値とに大きな差異を生じており、この点については今後改善すべきであると考えられる。⁸⁴⁾

3. 3. 2 クリープ係数の実測値と予測値との比較検討

図3. 26に全実測値とACI式による予測値との関係を示す。ACI式は、これからわかるように全体的に若干過小予測しているが、前節で述べたように実測値自体に大きなばらつきがあることを考慮すれば、予測精度は高いと考えられる。ただし、図3. 27のように载荷開始と同時に乾燥を受ける場合、载荷材令が遅れるほど長期クリープを過小に予測することや、载荷初期のクリープ係数を若干過小予測することなどについて今後改善の余地が残されている。

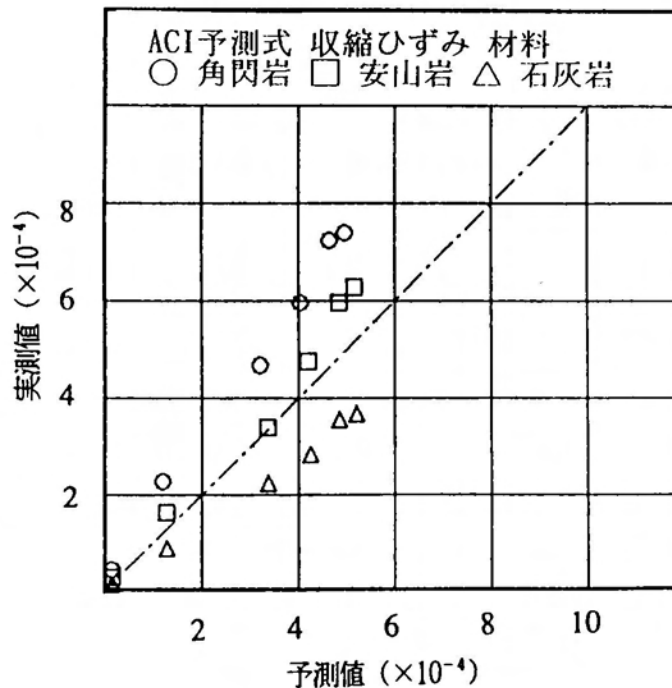


図3. 23 乾燥収縮ひずみの実測値と
ACI予測値との関係（骨材）

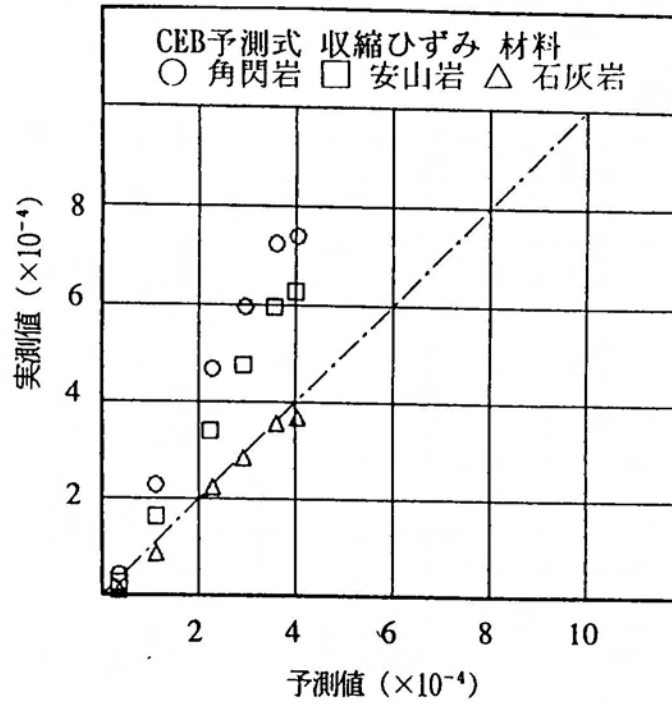


図3. 24 乾燥収縮ひずみの実測値と
CEB予測値との関係 (骨材)

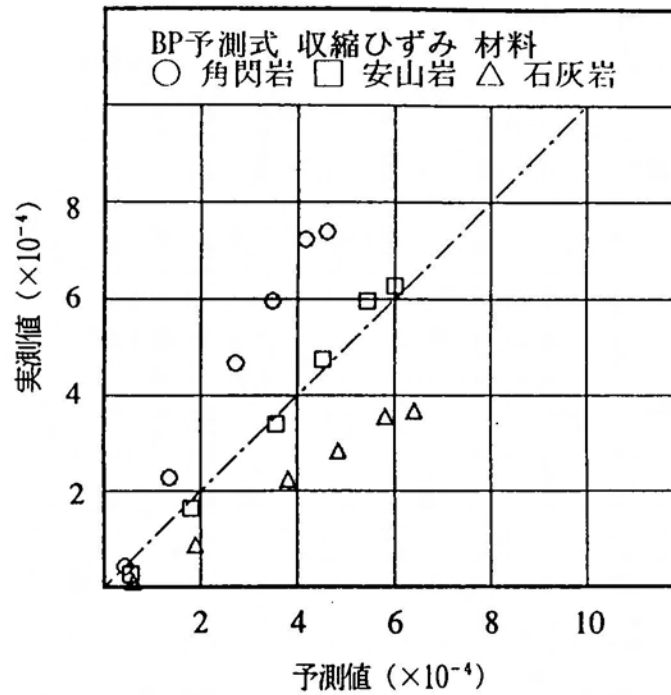


図3. 25 乾燥収縮ひずみの実測値と
BP予測値との関係 (骨材)

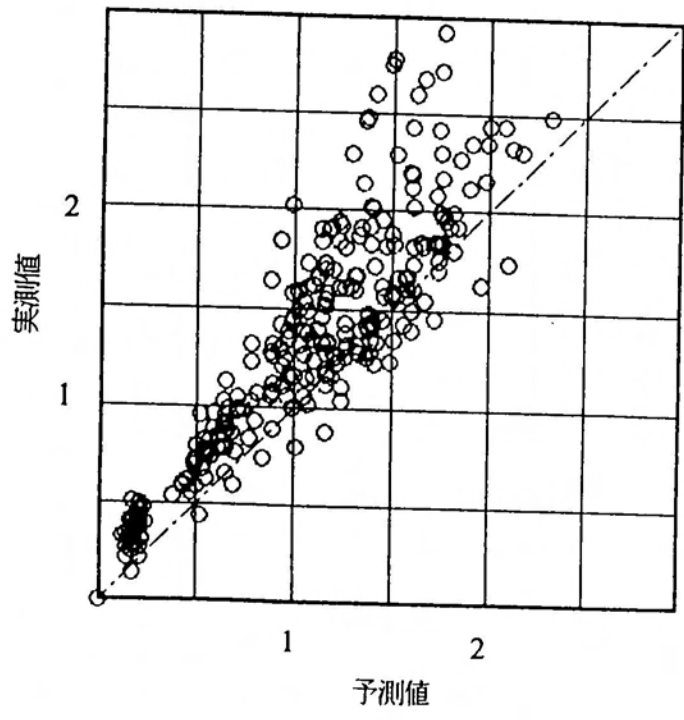


図3. 26 クリープ係数の全実測値と
ACI予測値との関係

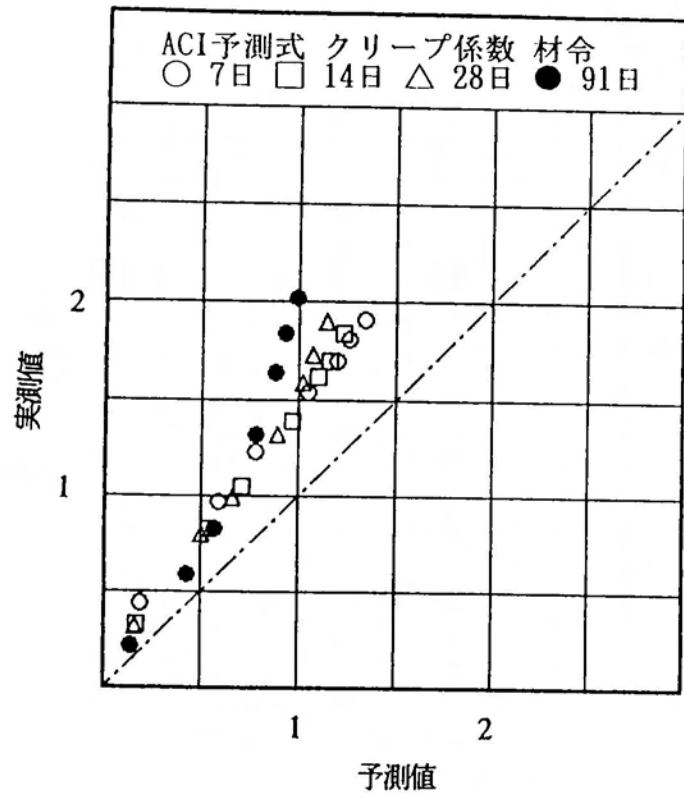


図3. 27 クリープ係数の実測値と
ACI予測値との関係 (材令)

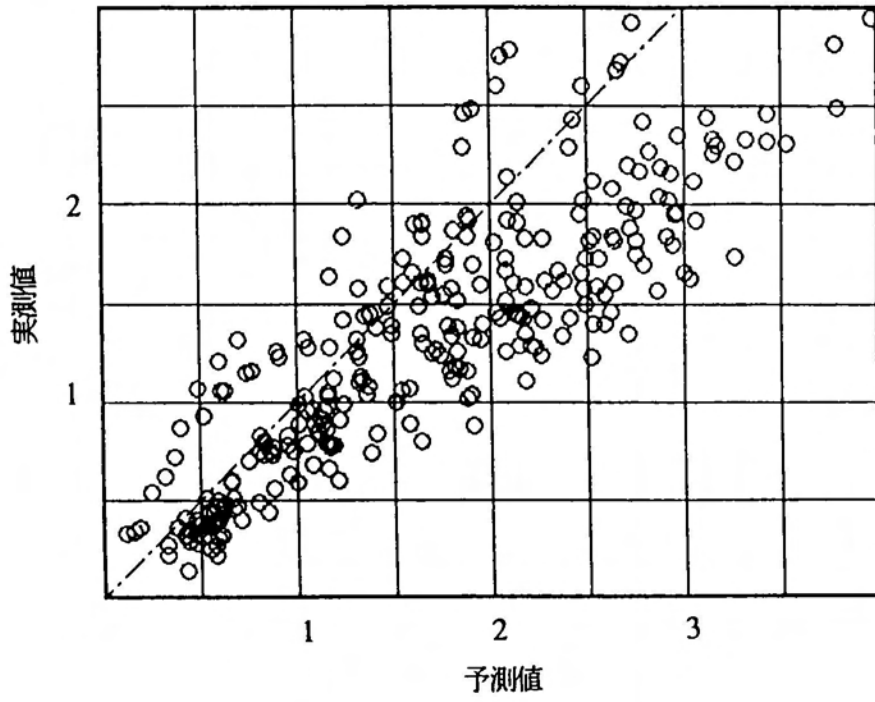


図3. 28 クリープ係数の全実測値と
CEB予測値との関係

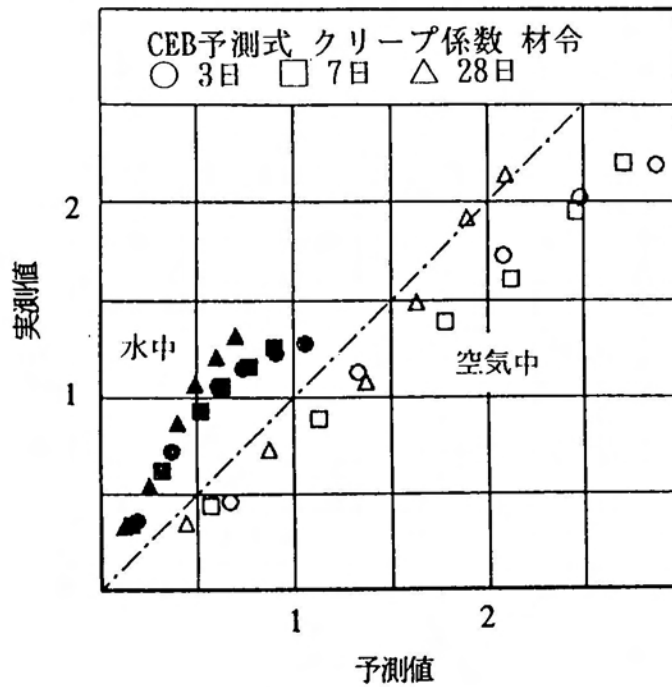


図3. 29 クリープ係数の実測値と
CEB予測値との関係 (材令)

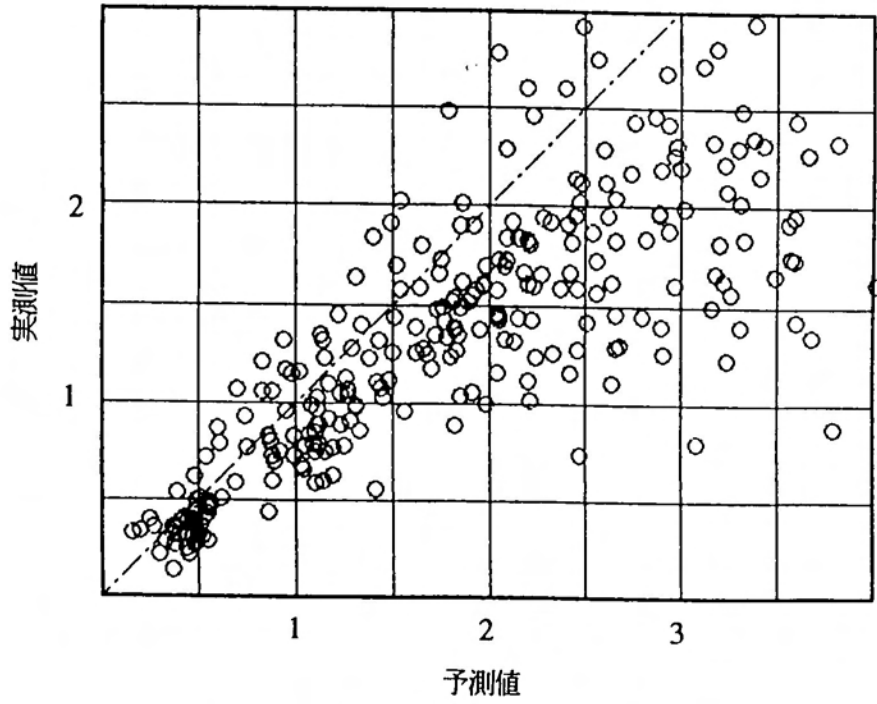


図 3. 30 クリープ係数の全実測値と
BP予測値との関係

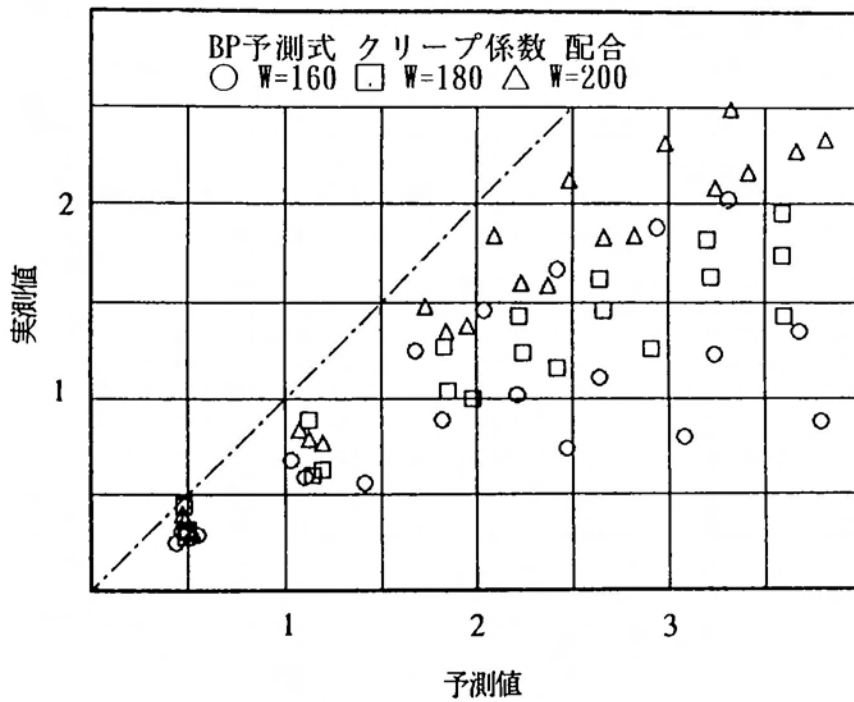


図 3. 31 クリープ係数の実測値と
BP予測値との関係 (配合)

図3. 28に全実測値とCEB式による予測値との関係を示す。CEB式は全体的に過大予測していることがわかる。これは、図3. 29のように乾燥クリープを過大に予測しているためであり、逆に基本クリープは過小に予測していることがわかる。このように CEB式は湿度の影響要因に対する予測に問題があるように思われる。

図3. 30に全実測値とBP式による予測値との関係を示す。BP式は、CEB式よりさらに過大に予測しており、乾燥収縮ひずみと同様、適合性が良好であるとは言い難い。これは、図3. 31のように配合要因に対する予測が適切でないためと考えられる。ただし、低品質の川砂を用いた結果や基本クリープのそれとはほぼ一致している。

以上のように各予測式の予測結果自体にも大きな違いが見られるが、これは、研究者間で使用骨材や試験方法が相違するため、予測式の算定に用いられた基礎データ自体に大きなばらつきがあることに起因するものと考えられる。

3. 4 まとめ

本章では、コンクリートの時間依存ひずみの影響要因に関する基礎的実験の結果、ならびに同結果と既存の予測式との比較検討について述べたが、以下に本研究の結果を要約する。

- (1). 乾燥収縮ひずみは、単位セメント量より単位水量の影響を強く受け、単位水量が増すほど大きくなる。
- (2). クリープ係数は、単位セメント量と単位水量との影響を受け、貧配合のものほど大きくなる。また、同一骨材を使用した場合、载荷開始時のヤング係数と強い相関が見られる。
- (3). 乾燥収縮ひずみは、乾燥開始材令が遅れるほど若干小さくなる。
- (4). 载荷と同時に乾燥を受けるときのクリープ係数は、材令が遅れるほど初期の値は小さくなるが、終局値は大きくなると考えられる。
- (5). 乾燥収縮ひずみは、部材寸法が大きくなるほど若干小さくなる。
- (6). 水中における無载荷供試体の膨張ひずみは微量である。
- (7). クリープ係数は、水中での値が空気中でのその6～7割であることか

ら判断して、部材寸法が大きくなるほど小さくなると考えられる。

(8). 乾燥収縮ひずみは、同一配合条件の場合、使用骨材の品質で大幅に相違し、乾燥開始時のヤング係数と強い相関が見られる。

(9). クリープ係数は、同一配合条件の場合、使用骨材の品質の影響をほとんど受けない。

(10). 除荷後の遅れ弾性は、載荷期間が長くなるほど小さくなる。

(11). 同一バッチから作製した供試体の乾燥収縮ひずみの変動係数は 2～3 %であり、圧縮強度やヤング係数のそれらとほぼ等しい。ただし、測定日数が増すほど大きくなる傾向が見られる。

(12). 同一バッチから作製した供試体のクリープ係数の変動係数は 8～10 %であり、乾燥収縮ひずみのそのの 3 倍程度である。ただし、測定日数が増すほど小さくなる傾向が見られる。

(13). ACI式は、乾燥収縮ひずみおよびクリープ係数ともに若干過小に予測するものの、使用骨材の品質や実測値のばらつきの影響を考慮すれば、全体的な適合性は良好である。ただし、曲線式の設定に改善の余地がある。

(14). CEB式は、乾燥収縮ひずみの場合、全体的に過小に予測するが、曲線式の設定は妥当である。ただし、クリープ係数に関しては、乾燥クリープを過大予測し、基本クリープを過小予測しすぎる傾向が見られる。

(15). BP式は、乾燥収縮ひずみおよびクリープ係数ともに配合要因の影響を過大視しすぎており、全体的な適合性はあまり良くない。

(16). 既存の予測式には、骨材品質の影響要因が含まれておらず、今後はこの点について改善すべきである。

第4章 コンクリートの時間依存ひずみの 生成機構と力学モデルによるひずみ予測法の提案

4. 1 緒言

コンクリートの時間依存ひずみは長期的な現象であり¹⁷⁾、しかも、種々な要因がひずみ性状に影響を及ぼすため、限られた実測結果だけから時間依存ひずみを適確に予測することは極めて困難である。したがって、汎用的なひずみ予測法を確立するためには、まず、その生成機構を推測し、同機構を具体化できる理論的な予測法を検討すべきである。

本章では、このような観点から、時間依存ひずみの生成機構を第3章で述べた実測結果や従前の研究成果を参考にして仮定するとともに、その仮定に基づき、第2章で述べた力学モデルに新たに非回復性のひずみ成分を加え、コンクリートのひずみ性状全体を解析できるようにした力学モデルの提案と、さらに、同モデルの要素値を一般化することにより、任意条件下におけるひずみ予測を可能にした準理論的なモデル予測法について述べる。⁷⁹⁾

4. 2 時間依存ひずみの生成機構

コンクリートの時間依存ひずみの生成機構に関しては、これまでも粘弾性説、シーページ説、塑性変形説など種々な仮説^{1)~3)}が提唱されているが、本研究ではこれまでに究明された全般的なひずみ性状からその主要な機構を以下のように考えた。

- ① クリープひずみのうち、回復性の遅れ弾性は分散系の複合体内部における応力平衡化現象に起因するひずみ成分である。
- ② クリープひずみのうち、非回復性の流動は化学反応過程で水中に溶出した固体物質およびゲル水の内部拡散、あるいは外部への流出に起因するひずみ成分である。
- ③ 乾燥収縮ひずみは、水分の逸散に伴って水隙間に形成される内的な毛細管張力の作用に起因する弾性ひずみとクリープひずみとの和である。

なお、①の遅れ弾性の生成機構に関しては、第2章で詳述した関係上、ここ

では割愛する。

②の流動の機構に関しては、セメントペースト中のゲル水の圧出によるとする、いわゆるシーページ説が最も有力視されている。この説によれば、確かに載荷初期の急激なひずみ増大現象を説明できるが、クリープが数十年も継続すること¹⁷⁾、ゲル水の圧出とは無関係な炭酸化でもクリープが増大すること¹⁸⁾、また、水分を含まないレジンコンクリートにもセメントコンクリートとほぼ同様なクリープ現象が見られること⁷¹⁾などを考慮すれば、単にシーページ説だけでは流動のすべてを説明できないように思われる。そこで本研究では、巨視的な観点から、長期的な流動の機構を以下のように考えるに至った。

図4. 1に示す概念図のように、コンクリートに力が作用している状態で、セメントペースト部で何等かの化学変化（セメントの水和反応、炭酸化、あるいは可溶成分の溶出）を生じると、それまで力を受け持っていた結合材の一部が液状化して力を受け持てなくなり、その結果、力の作用方向にひずみが増大する。これが流動の主要な機構であろうと考えた。換言すれば、流動

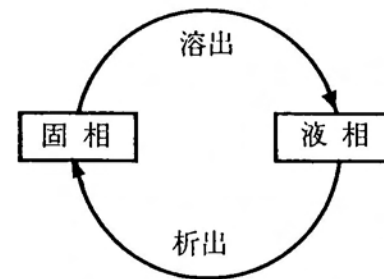


図4. 1 流動機構の概念図

は載荷期間中に生じる化学反応と力の作用との相乗効果に起因するひずみ成分であり、したがって、流動現象は化学反応が完了するまで長期間継続すると考えられる。ここに、コンクリート中の水分は、粘性体としての役目だけでなく、固体物質の溶出に必要な媒体としての役目も果たしていると考えられる。このように考えれば、シーページ説では説明できない現象³⁾、例えば、空気中で養生された供試体を水中で載荷したときのクリープひずみが、最初から水中養生された供試体のそれより大きくなるとする実測結果も説明可能である。すなわち、空気中で養生された供試体を水中で載荷すると、未水和セメント粒子の水和や可溶成分（例えば、水酸化カルシウム）の溶出が加速され、その結果、水中養生を継続されたものよりクリープひずみが大きくなると考えられる。なお、この考え方は、Wittmanら³⁵⁾のクリープの速度過程理論、すなわち、セメントペースト中のゲル粒子が力の作用でその静止位置から引き離されて移動でき

るとする説と類似している。いずれにせよ、コンクリートの時間依存ひずみの生成機構を解明するためには、その間の化学反応過程の影響を詳細に検討すべきであろう。^{49) 54~57) 59) 60)}

③の乾燥収縮ひずみの機構に関しては、すでに長滝ら²⁵⁾の研究でも指摘されているように、通常の施工環境（相対湿度 40~100%）下の場合、乾燥収縮ひずみは水分の逸散に伴って水隙間に形成される毛細管張力の作用に起因する弾性ひずみとクリープひずみとの和であると考えられる。したがって、本論文でも後述する力学モデル中に毛細管張力を仮想した内的な吸引力を組み込むことにより、クリープ現象の一環として乾燥収縮ひずみを求めた。

4. 3 応力平衡化回転モデルによるひずみ予測法

コンクリートの時間依存現象を解析するための手段として、これまでも種々な力学モデルが提案されてきた。しかしながら、それらのモデルには複合体を構成する各素材の容積割合を表す要素が含まれておらず、そのため、コンクリートのように長期間化学反応が継続する材料の時間依存現象を解析するのに、従来の力学モデルでは十分に説明することができなかった。ところで、ここに提案する応力平衡化回転モデルは、第2章で述べたように複合体を構成する各素材の容積割合を表す要素を加え、さらに前節で述べたひずみの生成機構を具体化するために考案した力学モデルであり、これを用いれば、水和反応に伴うヤング係数の材令変化は勿論のこと、これまでに究明された低応力レベル下での複雑な時間依存現象のすべてをほぼ適確に予測することが可能である。⁷³⁾

4. 3. 1 応力平衡化回転モデルの解析

図4. 2に示す応力平衡化回転モデルは、第2章で述べた遅れ弾性を表示できる基本モデル（図2. 2参照）に流動成分を追加したもので、変形要素として2個の弾性ばね（ばね定数： G_1 、 G_2 ）、3個の回転ダッシュポット（回転粘性係数： η 、 η_1 、 η_2 ）、ならびにそれらの要素を繋ぐ6本の腕（腕の長さ： $l_1 \sim l_{22}$ ）から構成されている。このモデルに外力Fが作用した直後は、回転ダッシュポットが角変位（ θ ）しないため、図4. 2の破線で示すようにすべての要素が平行移動する。しかし、その力が持続されると回転ダッシュポッ

トが徐々に角変位するため、 t 時間後には一点鎖線のように変形する。

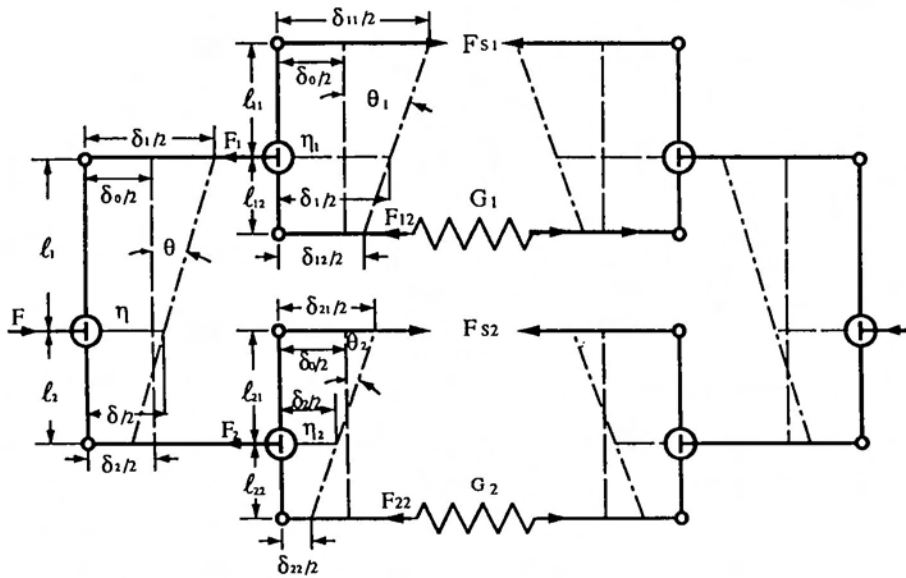


図4. 2 無筋コンクリートに対する応力平衡化回転モデル

モデル解析に際して、以下のような仮定を用いる。

- ① コンクリートを骨材相とマトリックス相からなる二相材料にモデル化する。
- ② 骨材とマトリックスとの界面には付着ひびわれやずれは生じない。
- ③ 乾燥時の毛細管張力をマトリックス相と骨材相それぞれに作用する内的な吸引力 F_{s1} と F_{s2} に置き換え、湿度一定条件の場合、それらの力を式(4. 1)のように仮定する。

$$\begin{aligned} F_{s1} &= \beta l_{12}(1 - e^{-\alpha t}) \\ F_{s2} &= \gamma l_{22}(1 - e^{-\alpha t}) \end{aligned} \quad (4. 1)$$

ここに、係数 α 、 β および γ : 相対湿度や部材寸法などから定まる定数

t : 乾燥後の経過時間 (日数)

- ④ 回転ダッシュポットの単位時間当たりの角変位 θ は、回転モーメント M に比例し、回転粘性係数 η に反比例する。 ($d\theta/dt = M/\eta$)
- ⑤ モデル要素値は全て定数で、回転ダッシュポットの角変位は微小であるとして線形解析する。

いま、同モデルに一定外力 F と吸引力 F_{s1} および F_{s2} が同時に作用するとき、 t 時間後の力の釣り合い式および変形の適合式は、以下ようになる。

$$F = F_1 + F_2 = F_{12} - F_{s1} + F_{22} - F_{s2} \quad (4. 2)$$

$$F_{12} = \delta_{12} G_1 \quad (4. 3)$$

$$F_{22} = \delta_{22} G_2 \quad (4. 4)$$

$$d\theta_1/dt = \theta_1 = (\ell_{11} F_{s1} + \ell_{12} F_{12}) / \eta_1 \quad (4. 5)$$

$$\delta_1 = \delta_{12} + 2\ell_{12}\theta_1 \quad (4. 6)$$

$$d\theta_2/dt = \theta_2 = (\ell_{21} F_{s2} + \ell_{22} F_{22}) / \eta_2 \quad (4. 7)$$

$$\delta_2 = \delta_{22} + 2\ell_{22}\theta_2 \quad (4. 8)$$

$$\theta = (\delta_1 - \delta_2) / 2(\ell_1 + \ell_2) \quad (4. 9)$$

$$d\theta/dt = (\ell_2 F_2 - \ell_1 F_1) / \eta \quad (4. 10)$$

$$\delta = (\ell_1 \delta_2 + \ell_2 \delta_1) / (\ell_1 + \ell_2) \quad (4. 11)$$

式 (4. 9) を微分すると、式 (4. 10) との関係から、セメントペースト部に作用する力 F_1 に関する式 (4. 12) の微分方程式が得られる。

$$dF_1/dt + a F_1 = -\{(\alpha b + c)\beta\ell_{12} + (\alpha d + e)\gamma\ell_{22}\} e^{\alpha t} + c\beta\ell_{12} + e\gamma\ell_{22} + f F \quad (4. 12)$$

ここに、 $a = 2G_1G_2\{\ell_{12}^2/\eta_1 + \ell_{22}^2/\eta_2 + (\ell_1 + \ell_2)/\eta\}/(G_1 + G_2)$

$$b = -G_2/(G_1 + G_2)$$

$$c = -2G_1G_2\ell_{12}(\ell_{11} + \ell_{12})/\eta_1(G_1 + G_2)$$

$$d = G_1/(G_1 + G_2)$$

$$e = 2G_1G_2\ell_{22}(\ell_{21} + \ell_{22})/\eta_2(G_1 + G_2)$$

$$f = 2G_1G_2\{\ell_{22}^2/\eta_2 + \ell_2(\ell_1 + \ell_2)/\eta\}/(G_1 + G_2)$$

式 (4. 12) から F_1 の一般解として、式 (4. 13) が得られる。

$$F_1 = C_3 e^{-\alpha t} + g e^{\alpha t} + h \quad (4. 13)$$

ここに、 C_3 : 境界条件から定まる積分定数

$$g = -\{(\alpha b + c)\beta l_{12} + (\alpha d + e)\gamma l_{22}\} / (\alpha + a)$$

$$h = (\beta c l_{12} + \gamma e l_{22} + f F) / a$$

したがって、 F_1 の解を式(4.6)と式(4.8)に代入して整理すると、セメントペースト部の変形 δ_1 と骨材部のそれ δ_2 が求められる。

$$\delta_1 = (F_1 + F s_1) / G_1 + 2 l_{12}^2 \{(\ell_{11} + \ell_{12})\beta(t - e^{\alpha t} / \alpha) + (-C_3 e^{-\alpha t} / a + g e^{\alpha t} / \alpha + h t)\} / \eta_1 + C_1 \quad (4.14)$$

$$\delta_2 = (F - F_1 + F s_2) / G_2 + 2 l_{22}^2 \{(\ell_{21} + \ell_{22})\gamma(t - e^{\alpha t} / \alpha) + (F t + C_3 e^{-\alpha t} / a - g e^{\alpha t} / \alpha - h t)\} / \eta_2 + C_2 \quad (4.15)$$

ここに、 C_1 および C_2 ：境界条件から定まる積分定数

これらの値を式(4.11)に代入すると、 t 時間後のモデルの変形 δ を求めることができる。

4.3.2 応力平衡化回転モデルと従来の力学モデルとの関係

一定外力 F だけが作用するときの応力平衡化回転モデルの t 時間後における変形 δ は、式(4.16)で求められる。同式は、短期クリープ曲線の表示に適用される図4.3のBurgersモデルの解⁴⁸⁾、式(4.17)と同じ形式である。

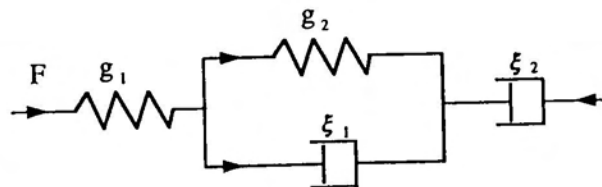


図4.3 Burgersモデル

$$\begin{aligned}
\delta = & F / (G_1 + G_2) + 2 (\ell_{12}^2 \ell_{22}^2 \eta + \ell_1^2 \ell_{22}^2 \eta_1 + \ell_2^2 \ell_{12}^2 \eta_2) \\
& F t / \{ \ell_{12}^2 \eta \eta_2 + \ell_{22}^2 \eta \eta_1 + (\ell_1 + \ell_2)^2 \eta_1 \eta_2 \} \\
& + \{ (\ell_{12}^2 G_1 \eta_2 - \ell_{22}^2 G_2 \eta_1) \eta + (\ell_1 G_1 - \ell_2 G_2) \eta_1 \eta_2 \}^2 \\
& F (1 - e^{-\tau t}) / \{ G_1 G_2 (G_1 + G_2) \\
& \{ \ell_{12}^2 \eta \eta_2 + \ell_{22}^2 \eta \eta_1 + (\ell_1 + \ell_2)^2 \eta_1 \eta_2 \}^2 \} \quad (4. 16)
\end{aligned}$$

$$\delta = F / g_1 + F t / \xi_1 + F (1 - e^{-\tau t}) / g_2 \quad (4. 17)$$

ここに、 $\tau = -g_2 / \xi_2$

したがって、両モデルの要素間には式 (4. 18) のような関係が得られる。

$$\begin{aligned}
g_1 = & G_1 + G_2 \\
\xi_1 = & \{ \ell_{12}^2 \eta \eta_2 + \ell_{22}^2 \eta \eta_1 + (\ell_1 + \ell_2)^2 \eta_1 \eta_2 \} \\
& / 2 (\ell_{12}^2 \ell_{22}^2 \eta + \ell_1^2 \ell_{22}^2 \eta_1 + \ell_2^2 \ell_{12}^2 \eta_2) \\
g_2 = & G_1 G_2 (G_1 + G_2) \{ \ell_{12}^2 \eta \eta_2 + \ell_{22}^2 \eta \eta_1 + (\ell_1 + \ell_2)^2 \eta_1 \eta_2 \}^2 \\
& / \{ (\ell_{12}^2 G_1 \eta_2 - \ell_{22}^2 G_2 \eta_1) \eta + (\ell_1 G_1 - \ell_2 G_2) \eta_1 \eta_2 \}^2 \\
\xi_2 = & \eta \eta_1 \eta_2 (G_1 + G_2)^2 \{ \ell_{12}^2 \eta \eta_2 + \ell_{22}^2 \eta \eta_1 \\
& + (\ell_1 + \ell_2)^2 \eta_1 \eta_2 \} / 2 \{ (\ell_{12}^2 G_1 \eta_2 - \ell_{22}^2 G_2 \eta_1) \eta \\
& + (\ell_1 G_1 - \ell_2 G_2) \eta_1 \eta_2 \}^2 \quad (4. 18)
\end{aligned}$$

式 (4. 18) のように Burgersモデルの各要素は、さらに数種の変形要素から成り立っていることがわかる。したがって、後述するようにセメントの化学反応過程を考慮しようとするとき、Burgersモデルの各要素値の時変数を決定することは極めて困難である。これに対し、応力平衡化回転モデルの場合、数値計算は煩雑になるが、セメントの化学反応過程を適切に定式化できれば、汎用的なひずみ予測法に適用することが可能である。

4. 3. 3 数値計算法

前述の力学モデル解析では要素値が定数であるとして線形解析したが、本来、コンクリートの時間依存ひずみを求めるためには、試験期間中のセメントの化

学反応により要素値が経時変化するとして非線形解析すべきである。しかし、要素値の時変数が複雑であるため、実際には非線形解析することは極めて困難である。そこで、本解析では時間間隔を適切に区切り、その区間内では要素値が一定であるとして、以下のように数値計算を行った。

まず、載荷または乾燥開始時の材令 T_0 における要素値を用いて、 F_1 、 δ_1 および δ_2 の初期値を式 (4. 19) から求める。

$$\begin{aligned} F_1 &= G_1 F / (G_1 + G_2) \\ \delta_1 &= \delta_2 = \delta_0 = F / (G_1 + G_2) \end{aligned} \quad (4. 19)$$

つぎに、経過時間 $t_0 = 0 \leq t \leq t_1$ 区間における各増分 ΔF_1 、 $\Delta \delta_1$ および $\Delta \delta_2$ は、材令 $T = T_0 + (t_0 + t_1)/2$ での要素値がこの区間内で一定であるとして、式 (4. 20) から求める。

$$\begin{aligned} \Delta F_1 &= C_3 (e^{-\alpha t_1} - e^{-\alpha t_0}) + g (e^{\alpha t_1} - e^{\alpha t_0}) \\ \Delta \delta_1 &= (\Delta F_1 + \Delta F_{s1}) / G_1 + 2 \ell_{12} [(\ell_{11} + \ell_{12}) \beta \{(t_1 - t_0) \\ &\quad - (e^{\alpha t_1} - e^{\alpha t_0}) / \alpha\} + \ell_{12} \{-C_3 (e^{-\alpha t_1} - e^{-\alpha t_0}) / a \\ &\quad + g (e^{\alpha t_1} - e^{\alpha t_0}) / \alpha + h (t_1 - t_0)\}] / \eta_1 \\ \Delta \delta_2 &= (-\Delta F_1 + \Delta F_{s2}) / G_2 + 2 \ell_{22} [(\ell_{21} + \ell_{22}) \gamma \{(t_1 - t_0) \\ &\quad - (e^{\alpha t_1} - e^{\alpha t_0}) / \alpha\} + \ell_{22} \{F (t_1 - t_0) \\ &\quad + C_3 (e^{-\alpha t_1} - e^{-\alpha t_0}) / a - g (e^{\alpha t_1} - e^{\alpha t_0}) / \alpha \\ &\quad - h (t_1 - t_0)\}] / \eta_2 \end{aligned} \quad (4. 20)$$

$$\begin{aligned} \text{ここに、} C_3 &= (F_1 - g e^{\alpha t_0} - h) e^{\alpha t_0} \\ \Delta F_{s1} &= \beta \ell_{12} (e^{\alpha t_0} - e^{\alpha t_1}) \\ \Delta F_{s2} &= \gamma \ell_{22} (e^{\alpha t_0} - e^{\alpha t_1}) \end{aligned}$$

したがって、 t_1 時間後の F_1 、 δ_1 および δ_2 の値は、それぞれの初期値に式 (4. 20) で求めた増分を加算することにより、式 (4. 21) で求められる。

$$\begin{aligned}
F_1 &= F_1 + \Delta F_1 \\
\delta_1 &= \delta_1 + \Delta \delta_1 \\
\delta_2 &= \delta_2 + \Delta \delta_2
\end{aligned}
\tag{4. 21}$$

また、変形 δ はこれらの値を式(4. 11)に代入することにより求められる。以下、同様な逐次計算を行うことにより、 t 時間後の変形 δ を求めることができる。

4. 3. 4 モデル要素値の決定

応力平衡化回転モデルを汎用的なひずみ予測法に適用するためには、そのモデル要素値を一般化することが重要な課題である。しかしながら、セメントの水和反応自体が十分に解明されていない現状^{15) 60)}では、モデル要素値のすべてを理論的に決定することは極めて困難である。そこで本研究では、従前の研究結果や第3章で述べた基礎的実験を参考に以下のように各要素値を試行的に決定した。なお、今後は各要素値の決定に対する詳細な研究が必要であると考えられる。

(1) . 腕の長さ (容積割合)

骨材の容積割合を表す腕の長さ l_1 とセメントペーストのそれ l_2 は、コンクリートの配合条件から、式(4. 22)で求められる。

$$\begin{aligned}
l_2 &= (C / \gamma_c + W / \gamma_w + 10 A_R) / 1000 \\
l_1 &= 1 - l_2
\end{aligned}
\tag{4. 22}$$

ここに、 C : 単位セメント量 (kg/m^3)、 W : 単位水量 (kg/m^3)

A_R : 空気量 (%)、 γ_c : セメントの比重、 γ_w : 水の比重

これらの値は配合条件から定まる定数である。なお、本論文では、セメントの完全水和に必要な単位水量を水セメント比(W/C)で0.4とし、完全水和に必要な水量未満の場合は、水和できないセメント粒子を骨材と見なした。

さらにセメントペーストの腕の長さを図4. 4のように三成分に分割した。ただし、セメントの化学反応過程を適切に式化することやその過程と流動との関係を解明することは現状では極めて困難であるため^{54) 55)}、本論文ではコンクリートのヤング係数の材令変化を考慮して、水中環境下での任意材令Tにおける弾性相および流動相それぞれの腕の長さ ℓ_{11} と ℓ_{12} を式(4. 23)のように決定した。なお、キャピラリー水および空隙部(腕の長さ ℓ_{13})は力を受け持てないと考えた。

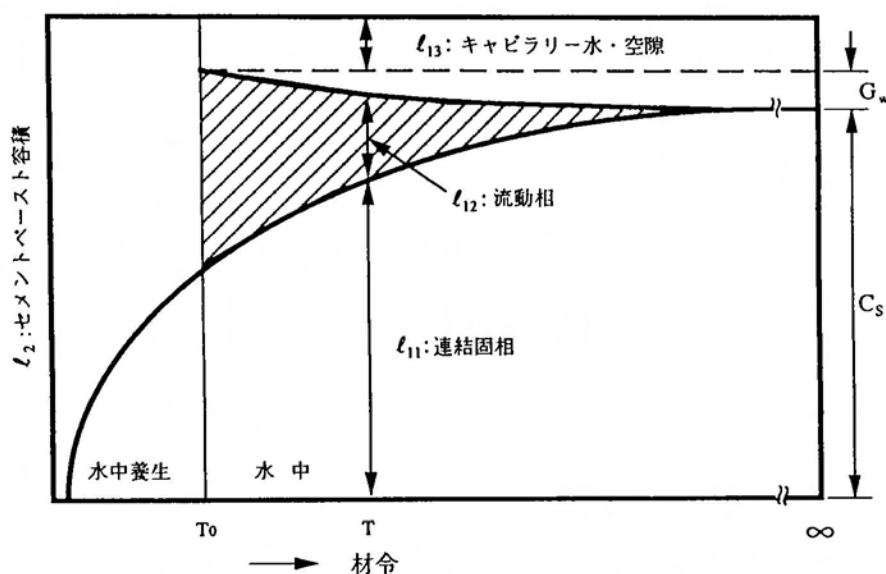


図4. 4 セメントペースト部の腕の長さ変化(水中)

$$\ell_{11} = C_s(1 - e^{AT})$$

$$\ell_{12} = C_s + G_w - \ell_{11} - G_w(1 - e^{CT}) \quad (4. 23)$$

ここに、 $C_s = (C / \gamma_c + 0.17C) / 1000$

: セメントペースト弾性相の終局容積割合

$AT = -A_0(T^{1/4} - 0.6)$: 普通ポルトランドセメントの水和速度係数

$= -A_0(T^{1/4} - 0.2)$: 早強ポルトランドセメントの水和速度係数

$CT = -A_0(T - T_0)^{1/2} e^{BT} / \{7(R_H/100)\}$

: 流動に参与する速度係数

$BT = -A_0(T_0^{1/4} - 0.6)$: 普通ポルトランドセメントの試験開始まで

の水和速度係数

$BT = -A_0(T_0^{1/4} - 0.2)$: 早強ポルトランドセメントの試験開始までの水和速度係数

$G_w = 0.19C(1 - e^{BT})/1000$: 試験開始時のゲル水量

$A_0 = (C/\gamma_c)/(C/\gamma_c + W/\gamma_w + 10A_R)$: セメントペースト濃度

R_H : 相対湿度 (%)

T_0 : 載荷開始材令 (日)

また、部材が材令 T_0 から乾燥されるときは、セメントの水和反応が一部阻害されるため、その影響深さ X を式 (4.24) のように仮定した。ここに、部材表面から深さ X までの部分は乾燥開始時の材令 T_0 における水和状態で停止し、それより内部の部分は完全水和すると仮定する。

$$X = 15(1 - R_H/100)(1 - A_0) \quad (\text{単位: cm}) \quad (4.24)$$

したがって、幅 B 、高さ H の矩形断面の棒部材の場合、図 4.5 のように任意材令 T における各部の腕の長さは、式 (4.25) で求められる。

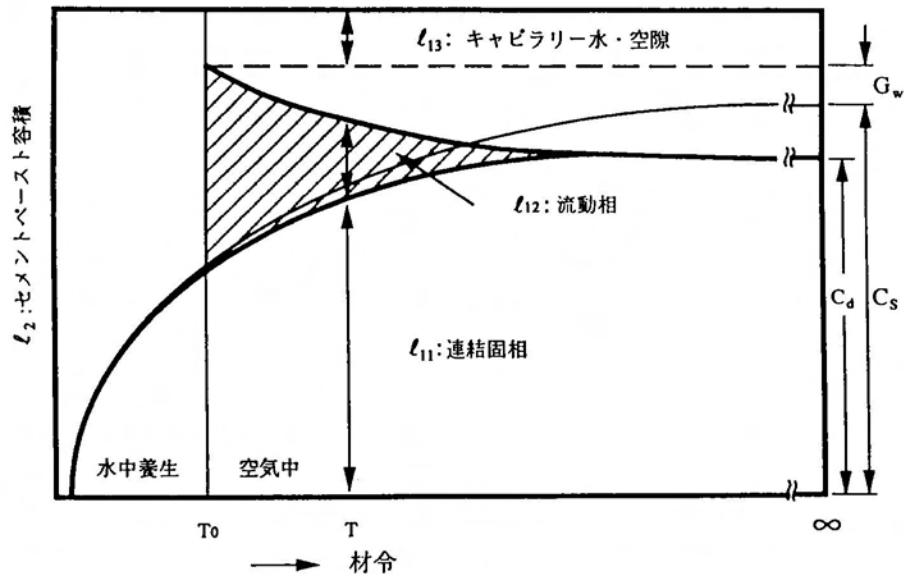


図 4.5 セメントペースト部の腕の長さ変化 (空气中)

$$\begin{aligned} \ell_{11} &= Cs(1 - e^{bT}) + CsD_x\{(1 - e^{aT}) - (1 - e^{bT})\} \\ \ell_{12} &= Cs + G_w - \ell_{11} - (Cs + G_w - Cd)(1 - e^{cT}) \end{aligned} \quad (4.25)$$

ここに、 $Cd = Cs\{1 - (1 - D_x)e^{bT}\}$

: 材令 T_0 から乾燥を受ける部材におけるセメントペースト弾性相の終局容積割合

$D_x = (B - 2X)(H - 2X)/BH$: 完全水和部分の容積割合

つぎに、骨材部の腕の長さ ℓ_1 もセメントペーストとの結合状態に応じて弾性相 ℓ_{21} と流動相 ℓ_{22} に分割した。これは骨材粒子がセメントペーストを介して不連続に分散していることを考慮したためである。

$$\begin{aligned} \ell_{21} &= \ell_1(\ell_{11}/\ell_2)^{1/3} \\ \ell_{22} &= \ell_1\{(\ell_{11} + \ell_{12})/\ell_2\}^{1/3} - \ell_{21} \end{aligned} \quad (4.26)$$

(2) . ばね定数

ばね定数 G_1 および G_2 は、それぞれセメントペースト部と骨材部との弾性特性を表すものであり、式 (4.27) で求められる。

$$\begin{aligned} G_1 &= E_{cp} \ell_{11} \\ G_2 &= E_a \ell_{21} \end{aligned} \quad (4.27)$$

ここに、 E_{cp} : セメントペースト弾性相のヤング係数

E_a : 骨材粒子のヤング係数

本論文では、セメントペースト弾性相のヤング係数を $E_{cp} = 4 \times 10^5 \text{kgf/cm}^2$ 、また、骨材粒子のそれは使用材料の特性に応じて $E_a = 5 \sim 8 \times 10^5 \text{kgf/cm}^2$ とした。

(3) . 回転粘性係数

回転ダッシュポットは分散系の複合体内部における応力平衡化や流動現象を表示するために仮想したモデル要素であり、したがって、回転粘性係数 η も仮

想のものである。本論文では、ひずみ-時間曲線の形状やその影響因子（セメントペースト濃度、水和程度、湿度など）を考慮して、式（4. 28）のように決定した。

$$\eta = 3 \eta_0 (Ea/6 \times 10^5)^6$$

$$\eta_1 = \eta_0 / \ell_{12} \quad \eta_2 = 5 \eta_1 (Ea/6 \times 10^5)^3 \quad (4. 28)$$

ここに、 $\eta_0 = A_0 (R_H/100) \{ (R_H/100)(1 - D_x) + D_x \} \times 10^5$

：回転粘性係数の基準値

（4）． 吸引力

吸引力 F_{s1} および F_{s2} は水分蒸発に伴って微細なゲルの水隙間に形成される毛細管張力を仮想したものであり、したがって、本論文では、乾燥収縮ひずみの曲線形状に影響を及ぼす要因を考慮して、式（4. 1）の係数 α 、 β および γ を式（4. 29）のように決定した。

$$\alpha = -1 / \{ (BH / (B + H)) \} : \text{吸引力の速度定数}$$

$$\beta = \gamma = 500 A_0 \{ 0.96 - (R_H/100)^2 \} : \text{普通ポルトランドセメントの場合}$$

$$= 550 A_0 \{ 0.96 - (R_H/100)^2 \} : \text{早強ポルトランドセメントの場合}$$

$$(4. 29)$$

ここに、 B ：部材幅 H ：部材高さ

4. 4 実測値とモデル予測値との比較検討

本節では、第3章で述べた時間依存ひずみの各種影響要因に関する基礎的実験の結果と、前節で述べた応力平衡化回転モデルによる予測結果との比較検討について述べる。なお、以下では、応力平衡化回転モデルによる予測結果をモデル予測値と呼ぶことにする。

図4. 6に乾燥収縮ひずみの全実測値とモデル予測値との関係を示す。図示するようにモデル予測値は、図4. 7に示す試験開始材令の要因を除外すれば、実測値とほぼ一致していることがわかる。また、図4. 8にクリープ係数の全実測値とモデル予測値との関係を示す。同図からわかるようにクリープ係数の

場合、実測値と予測値とに多少の差異は見られるが、これは、第3章で述べたようにクリープ係数の実測値自体に大きなばらつきがあることに起因している。ちなみに、図4.9は第3章で述べた実験VIの実測クリープ係数の最大値、平均値および最小値とモデル予測値との関係を図示したものである。図4.9のように同一バッチから作製した供試体でも実測値と予測値とに大きな差異を生じていることがわかる。なお、図4.7のようにモデル予測値は試験開始材令の影響を過大視し過ぎているが、これは、前節で述べたモデル要素値の決定において、セメントの水和反応過程を式(4.23)のように簡単な一次反応速度式で表したためであり、この点に関しては、今後、炭酸化収縮の影響も含めて十分に検討すべきであると考えられる。

図4.10に除荷後の遅れ弾性も含めた実測ひずみ-時間曲線の一例を、また、図4.11に同条件に対応する応力平衡化回転モデルによる解析曲線を示す。図に示すように解析曲線は実測のそれとほぼ一致しており、このように応力平衡化回転モデルによるひずみ予測法は、複雑なコンクリートのひずみ挙動全体をほぼ適確に解析できることがわかる。ただし、遅れ弾性の実測曲線が徐々に回復しているのに対し、解析のそれが急速に安定している点に相違が見られる。これは、解析モデルを単純化したためであり、第2章で述べたように骨材寸法の違いによる影響を考慮した複雑なモデルを用いれば、実測曲線に近似させることも可能であると考えられる。

以上、本節では、第3章で述べた実測結果と応力平衡化回転モデルによる予測結果との比較検討について述べたが、ここに提案したモデル予測法は、従来の経験式的な予測法とは異なり、弾性ひずみの経時変化は勿論のこと、複雑な時間依存現象のすべてを同時に解析できる適用範囲の広い予測法であるにも拘わらず、その予測結果は実測のそれとほぼ一致しており、この結果から判断して、本章で提案した時間依存ひずみの生成機構、ならびにモデル予測法の妥当性を十分立証し得たものと考えられる。ただし、セメントの水和反応、炭酸化、あるいは可溶成分の溶出などの化学反応がコンクリートの時間依存ひずみに及ぼす影響を含めて、さらにモデル要素値の決定に関する詳細な研究が今後必要であると考えられる。

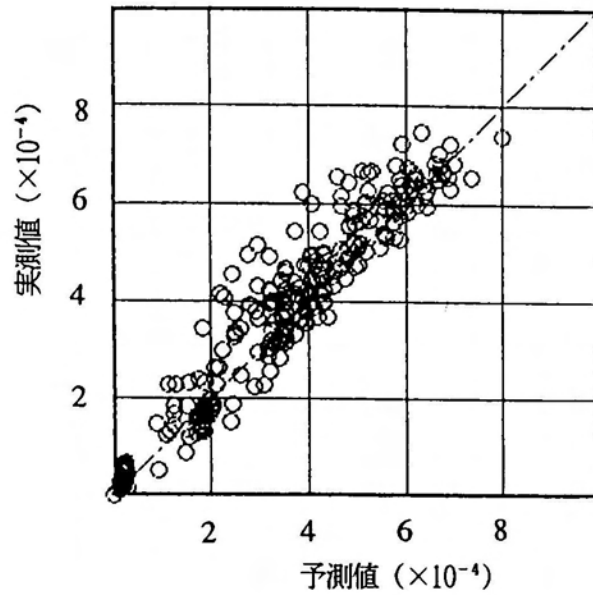


図4. 6 乾燥収縮ひずみの全実測値と
モデル予測値との関係

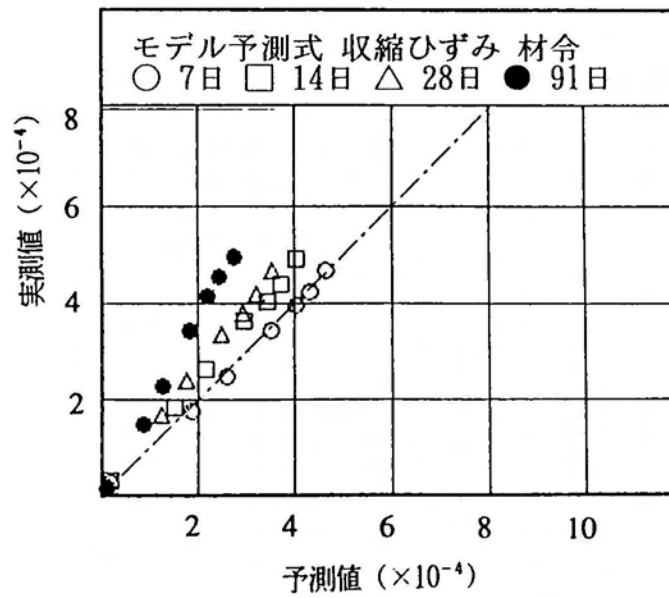


図4. 7 乾燥収縮ひずみの実測値と
モデル予測値との関係 (材令)

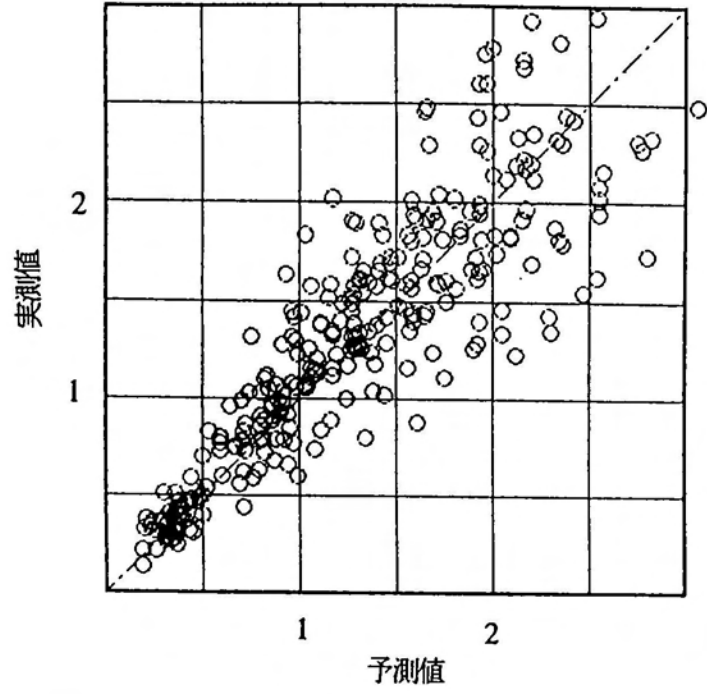


図4. 8 クリープ係数の全実測値
とモデル予測値との関係

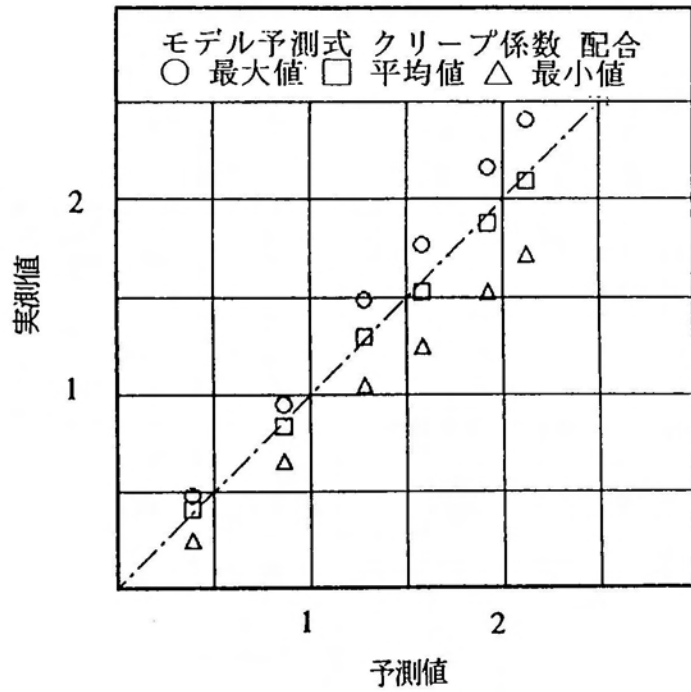


図4. 9 クリープ係数の実測値
とモデル予測値との関係（変動）

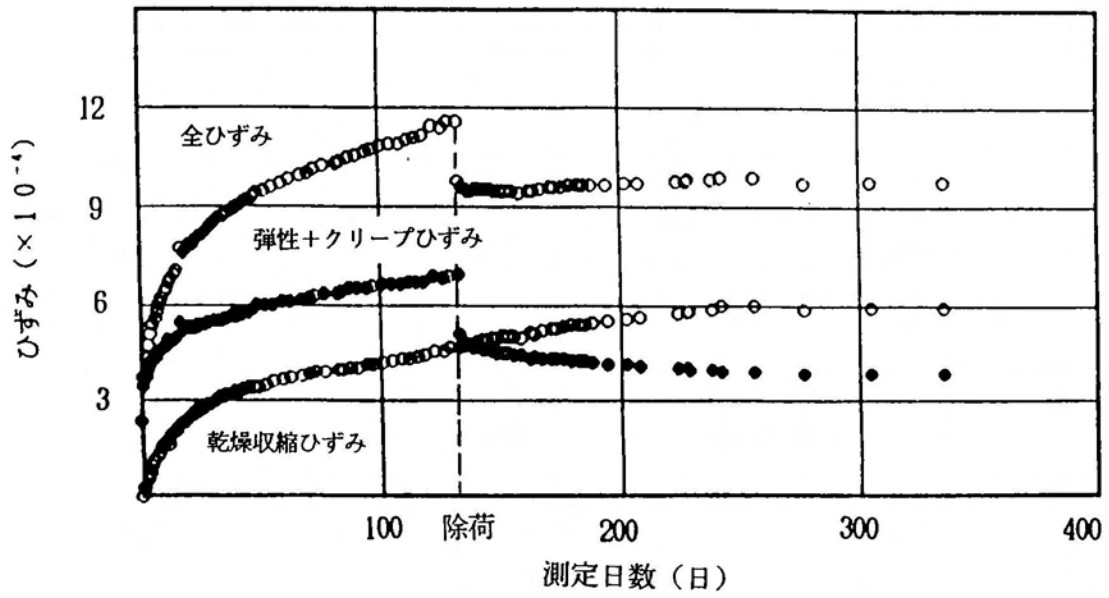


図4. 10 普通コンクリートの実測ひずみ-時間曲線
 (配合条件: W=180kg/m C=360kg/m 載荷材令: 7日)

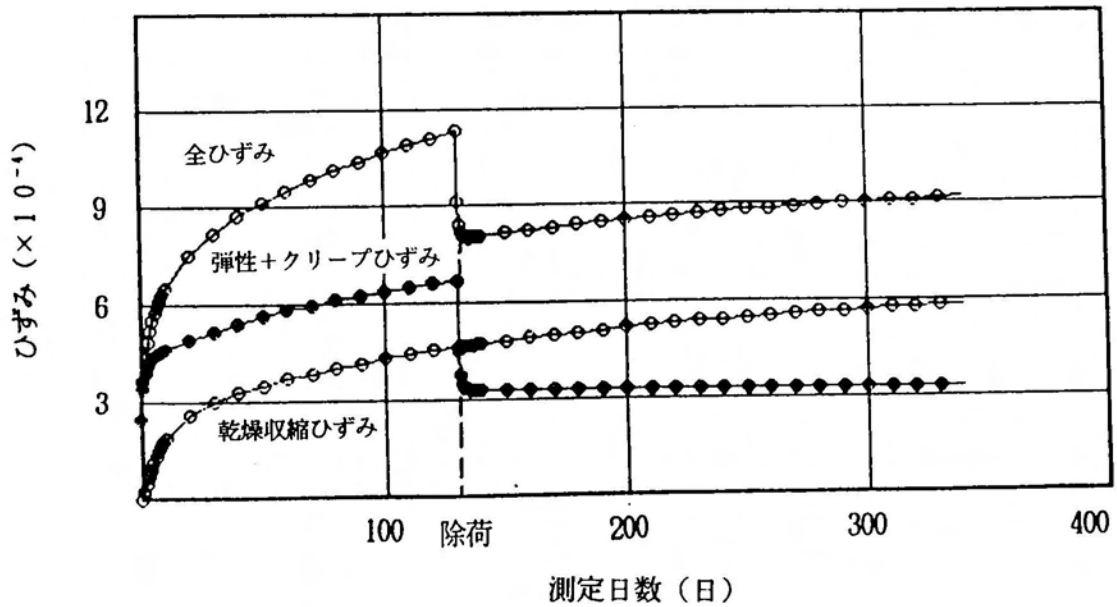


図4. 11 応力平衡化回転モデルによる解析曲線

4. 5 まとめ

本章では、コンクリートの流動機構に対する考え方、その考え方に基づく新力学モデル、同モデルによるひずみ予測法の提案、ならびに第3章で述べた実測値とモデル予測値との比較検討について述べたが、以下に本研究の結果を要約する。

(1). 本章で提案した応力平衡化回転モデルによるひずみ予測法は、複雑なコンクリートのひずみ挙動全体をほぼ適確に予測することができる。ただし、今後、モデル要素値の決定に対する詳細な研究が必要である。

(2). コンクリートの流動現象は、化学反応過程で水中に溶出した固体物質およびゲル水の内部拡散、あるいは外部への流出に起因するひずみ成分である。

(3). 乾燥収縮ひずみは、水分の逸散に伴って水隙間に形成される内的な毛細管張力の作用に起因する弾性ひずみとクリープひずみとの和である。

第5章 コンクリート構造物の 時間依存現象に関する基礎的研究

5. 1 緒言

土木構造物には、死荷重、活荷重、土圧、水圧、あるいは地震力など様々な荷重が作用し、しかも、荷重の作用時期や期間はその種類で異なる。しかしながら、現行の設計法では、荷重が作用する時期についてはあまり考慮されていない。¹³⁾ 鋼構造のように使用状態下では弾性を呈する構造物であれば、荷重の作用時期を無視して設計しても差し支えないが、コンクリートのように大きな時間依存ひずみを生じる材料と鋼材とを複合化したコンクリート構造物では、断面内部の応力状態が経時変化するため、以前に作用していた荷重状態、すなわち、荷重履歴の違いが部材のひびわれ耐力や破壊性状に重大な影響を及ぼすことが懸念される。^{65) 74) 77) 88) ~90)}

本章では、このような観点から、鋼材で補強されたコンクリート部材の断面内部における応力やひずみの経時変化を算定するためのモデル解析法を提案するとともに、荷重履歴の違いが部材のひびわれ耐力や破壊性状に及ぼす影響を検討した基礎的実験の概要および結果について述べる。

5. 2 鉄筋コンクリート柱部材に関する基礎的研究

高速道路、新幹線、モノレールなど高架構造物の施工急増に伴い、近年、土木分野でも建築構造物と同様に柱部材の設計が重要になってきた。特にわが国の場合は地震多発地帯に位置するため、地震時の部材安全性を確保しておくことが不可欠であり¹¹⁾、そのためには、構造物の崩壊原因につながる柱部材の破壊性状を解明しておくことは勿論のことであるが、多くの既設構造物を維持管理あるいは補修していくためには、設計耐用期間中に予想される地震の規模と部材のひびわれ被害状況との関係を明確にしておくことも、今後は重要な課題になると考えられる。柱部材に関しては、主に建築分野で交番載荷^{9) ~12)} や高応力持続下における変形挙動、あるいは破壊性状⁷⁰⁾ などに関する実験的研究が行われているが、特に破壊試験前の荷重履歴の違いが部材のひびわれ耐力や破壊性状に及ぼす影響を検討した実験的研究は著者が知る限り皆無である。

本節では、持続軸圧縮力を受けるRC部材の断面内部における応力およびひずみの経時変化を算定するためのモデル解析法を提案するとともに、破壊試験前の荷重履歴の違いがRC柱のひびわれ耐力や破壊性状に及ぼす影響を検討した基礎的実験の概要および結果について述べる。

5. 2. 1 RC部材の時間依存現象に関するモデル解析法

RC部材の時間依存現象を解析する方法には、Dischinger法やTroost法などすでに多くの解析法が提案されている。しかしながら、それらの解析過程には実際の時間依存現象とは異なる仮定が含まれており、解析精度の面でまだ問題が残されているように思われる。ここに提案するモデル解析法は、計算過程が多少煩雑ではあるが、実際の現象に即した方法であると考えられる。

図5. 1に示す応力平衡化回転モデルは、第4章で提案した力学モデルに軸方向鉄筋を表すばねGsを加え、中心軸圧縮力を受ける対称配筋RC部材の時間依存現象を解析できるようにしたものである。⁸⁾⁹⁾ なお、以下の解析では、軸方向鉄筋を完全弾性体と仮定する。

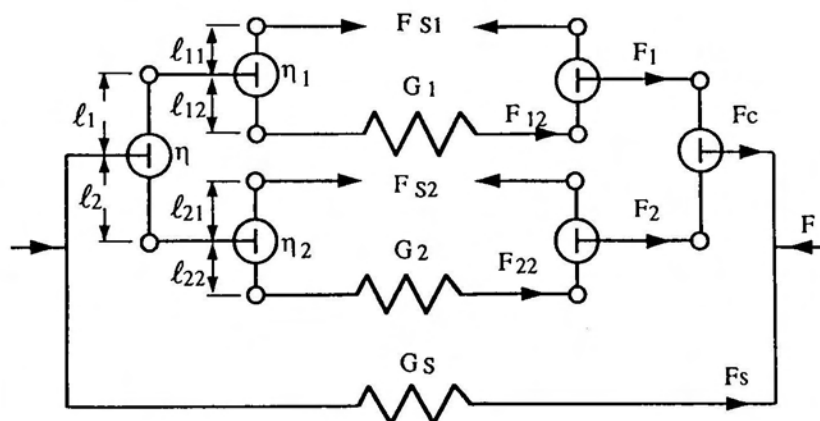


図5. 1 RC部材に対する応力平衡化回転モデル

いま、同モデルに一定外力Fが作用するとき、t時間後における力の釣り合い式および変形の適合条件式は以下ようになる。

$$F = F_c + F_s \quad (5. 1)$$

$$F_c = F_1 + F_2 = F_{12} - F_{s1} + F_{22} - F_{s2} \quad (5. 2)$$

$$F_{12} = \delta_{12} G_1 \quad F_{22} = \delta_{22} G_2 \quad (5. 3)$$

$$F_s = \delta_s G_s = \delta G_s \quad (5. 4)$$

$$d\theta_1/dt = (\ell_{12} F_{12} + \ell_{11} F_{s1}) / \eta_1 \quad (5. 5)$$

$$\delta_1 = \delta_{12} + 2\theta_1 \ell_{12} \quad (5. 6)$$

$$d\theta_2/dt = (\ell_{22} F_{22} + \ell_{21} F_{s2}) / \eta_2 \quad (5. 7)$$

$$\delta_2 = \delta_{22} + 2\theta_2 \ell_{22} \quad (5. 8)$$

$$d\theta/dt = (\ell_2 F_2 - \ell_1 F_1) / \eta \quad (5. 9)$$

$$\theta = (\delta_1 - \delta_2) / 2(\ell_1 + \ell_2) \quad (5. 10)$$

$$\delta = \delta_s = \delta_2 + 2\theta \ell_2 = (\ell_1 \delta_2 + \ell_2 \delta_1) / (\ell_1 + \ell_2) \quad (5. 11)$$

式(5. 10)を微分すると、式(5. 9)との関係からセメントペースト部に作用する力 F_1 と軸方向鉄筋のそれ F_s に関する式(5. 12)の微分方程式が得られる。

$$dF_1/dt + a F_1 + b dF_s/dt + c F_s = d dF_{s1}/dt + e F_{s1} + f dF_{s2}/dt + g F_{s2} + h F \quad (5. 12)$$

ここに、 $a = 2 G_1 G_2 \{ \ell_{12}^2 / \eta_1 + \ell_{22}^2 / \eta_2 + (\ell_1 + \ell_2) / \eta \} / (G_1 + G_2)$

$$b = G_1 / (G_1 + G_2)$$

$$c = 2 G_1 G_2 \{ \ell_{22}^2 / \eta_2 + \ell_2 (\ell_1 + \ell_2) / \eta \} / (G_1 + G_2)$$

$$d = -G_2 / (G_1 + G_2)$$

$$e = -2 G_1 G_2 \ell_{12} (\ell_{11} + \ell_{12}) / (G_1 + G_2)$$

$$f = G_1 / (G_1 + G_2) = b$$

$$g = 2 G_1 G_2 \ell_{22} (\ell_{21} + \ell_{22}) / (G_1 + G_2)$$

$$h = 2 G_1 G_2 \{ \ell_{22}^2 / \eta_2 + \ell_2 (\ell_1 + \ell_2) / \eta \} / (G_1 + G_2) = c$$

$$F_{s1} = \beta \ell_{12} (1 - e^{-\alpha t}) \quad dF_{s1}/dt = -\alpha \beta \ell_{12} e^{-\alpha t}$$

$$F_{s2} = \gamma \ell_{22} (1 - e^{-\alpha t}) \quad dF_{s2}/dt = -\alpha \gamma \ell_{22} e^{-\alpha t}$$

同様に、式(5. 11)と式(5. 4)との関係から、 F_1 および F_s に関する

式 (5. 13) の微分方程式が得られる。

$$\begin{aligned} dF_1/dt + a' F_1 + b' dF_s/dt + c' F_s \\ = d' dF_{s_1}/dt + e' F_{s_1} + f' F \end{aligned} \quad (5. 13)$$

ここに、 $a' = 2 G_1 \{ \ell_{12}^2 / \eta_1 + \ell_1 (\ell_1 + \ell_2) / \eta \}$

$$b' = -G_1 / G_s$$

$$c' = 2 G_1 \ell_1 \ell_2 / \eta$$

$$d' = -1$$

$$e' = -2 G_1 \ell_{12} (\ell_{11} + \ell_{12}) / \eta_1$$

$$f' = 2 G_1 \ell_1 \ell_2 / \eta = c'$$

式 (5. 12) と式 (5. 13) の連立微分方程式を解くと、 F_1 と F_s の一般解として、式 (5. 14) が得られる。

$$\begin{aligned} F_1 &= C_1 e^{\rho_1 t} + C_2 e^{\rho_2 t} + X e^{\alpha t} + Y \\ F_s &= C_3 e^{\rho_1 t} + C_4 e^{\rho_2 t} + X' e^{\alpha t} + Y' \end{aligned} \quad (5. 14)$$

ここに、 C_i : 境界条件から定まる積分定数

$$\rho_1 = \{-B + (B^2 - 4AC)^{1/2}\} / 2A$$

$$\rho_2 = \{-B - (B^2 - 4AC)^{1/2}\} / 2A$$

$$A = b' - b$$

$$B = a b' + c' - a' b - c$$

$$C = a c' - a' c$$

$$X = \{(q b' - q' b) \alpha + (q c' - q' c)\} / (A \alpha^2 + B \alpha + C)$$

$$Y = (r c' - r' c) / C$$

$$X' = \{(q' - q) \alpha + (a q' - a' q)\} / (A \alpha^2 + B \alpha + C)$$

$$Y' = (r' a - r a') / C$$

$$q = -\beta \ell_{12} (\alpha d + e) - \gamma \ell_{22} (\alpha f + g)$$

$$r = \beta \ell_{12} e + \gamma \ell_{22} g + h F$$

$$q' = -\beta \ell_{12} (\alpha d' + e')$$

$$r' = \beta \ell_{12} e' + f' F$$

以上の計算から、 t 時間後におけるモデルの変形 δ は、式 (5. 14) の解を式 (5. 4) に代入すれば求められる。ただし、実際の数値計算は、載荷期間中のセメントの化学反応過程を考慮して、第 4 章で述べたような逐次計算から求めなければならない。また、モデルと実部材との対応から、モデル中のばね定数 G_s および外力 F は以下ようになる。

$$G_s = A_s E_s / A_c, \quad F = N / A_c$$

ここに、 A_s 、 E_s : 軸方向鉄筋の断面積およびヤング係数

A_c : コンクリートの断面積

N : 部材に作用する中心軸圧縮力

5. 2. 2 偏心軸圧縮力を受ける非対称配筋 R C 部材の解析

前節で述べたモデル解析法は中心軸圧縮力を受ける対称配筋 R C 部材に関するものであったが、以下では、同モデルの解析結果を用いて、偏心軸圧縮力を受ける非対称配筋 R C 部材の時間依存現象を解析する方法について述べる。

(1) . 収縮応力度の計算

図 5. 2 のような対称配筋 R C 部材が乾燥を受けるとき、 t 時間後における力の釣り合い式とひずみの適合条件式は以下ようになる。

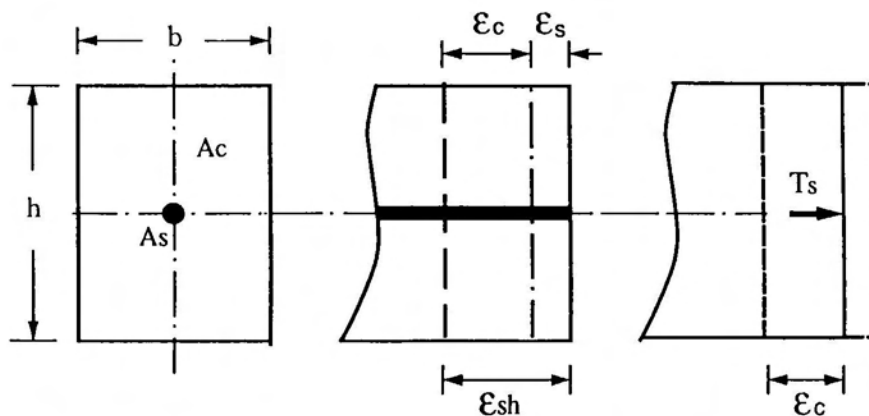


図 5. 2 対称配筋 R C 部材の収縮解析

$$\varepsilon_{sh} = \varepsilon_c + \varepsilon_s = T_s / A_c E_{ct} + T_s / A_s E_s$$

ここに、 ε_{sh} :コンクリートの乾燥収縮ひずみ

ε_c :コンクリートの伸びひずみ

ε_s :軸方向鉄筋の収縮ひずみ

$T_s = \varepsilon_s E_s A_s$:軸方向鉄筋の拘束力

A_c :コンクリートの断面積

E_{ct} :クリープの影響を考慮したコンクリートの見掛けのヤング係数

A_s 、 E_s :軸方向鉄筋の断面積およびヤング係数

したがって、クリープの影響を考慮したコンクリートの見掛けのヤング係数 E_{ct} は、式 (5. 15) で求められる。

$$E_{ct} = T_s / \{ A_c (\varepsilon_{sh} - \varepsilon_s) \} \quad (5. 15)$$

ここに、 T_s :モデル解析で、 $F = 0$ として求めた F_s 値

ε_s :モデル解析で、 $F = 0$ として求めた δ 値

ε_{sh} :モデル解析で、 $F = 0$ および $A_s = 0$ として求めた δ 値

つぎに、図5. 3のような非対称配筋RC部材の t 時間後における力の釣り合い式とひずみの適合条件式は以下のようなになる。

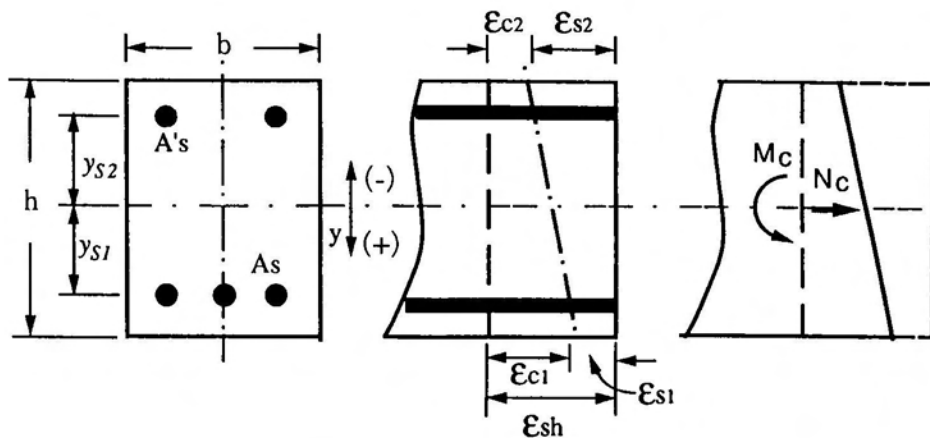


図5. 3 非対称配筋RC部材の収縮解析

$$N_c + T_{s1} + T_{s2} = 0$$

$$M_c + T_{s1} y_{s1} + T_{s2} y_{s2} = 0$$

$$\varepsilon_{sh} = \varepsilon_{c1} + \varepsilon_{s1} = \varepsilon_{c2} + \varepsilon_{s2}$$

ここに、 N_c :コンクリート断面の拘束力

T_{s1} :下部鉄筋の拘束力

T_{s2} :上部鉄筋の拘束力

M_c :コンクリート断面の拘束モーメント

y_{s1} :コンクリート図心軸から下部鉄筋までの距離

y_{s2} :コンクリート図心軸から上部鉄筋までの距離

$\varepsilon_{s1} = T_{s1} / A_{s1} E_s$:下部鉄筋の収縮ひずみ

$\varepsilon_{s2} = T_{s2} / A_{s2} E_s$:上部鉄筋の収縮ひずみ

ε_{c1} :下部鉄筋位置におけるコンクリートの伸びひずみ

ε_{c2} :上部鉄筋位置におけるコンクリートの伸びひずみ

A_{s1} :下部鉄筋の断面積

A_{s2} :上部鉄筋の断面積

以上の式を整理すると、各鉄筋の拘束力 T_{s1} と T_{s2} は式(5.16)となる。

$$T_{s2} = \varepsilon_{sh} A_{s1} E_s / \{ n p_1 \{ (1 + \kappa) + y_{s1} (\kappa y_{s1} + y_{s2}) / \rho c^2 \} + \kappa \}$$

$$T_{s1} = \kappa T_{s2} \quad (5.16)$$

ここに、 $\kappa = p_1 \{ 1 + n p_2 y_{s2} (y_{s2} - y_{s1}) / \rho c^2 \}$

$$/ p_2 \{ 1 + n p_1 y_{s1} (y_{s1} - y_{s2}) / \rho c^2 \}$$

$n = E_s / E_{ct}$:式(5.15)の E_{ct} から求めたヤング係数比

$p_1 = A_{s1} / A_c$:下部鉄筋の鉄筋比

$p_2 = A_{s2} / A_c$:上部鉄筋の鉄筋比

$\rho c = (I_c / A_c)^{1/2}$:コンクリートの断面二次半径

I_c :図心軸に関するコンクリートの断面二次モーメント

以上の計算から、コンクリートの乾燥収縮ひずみに伴う断面各部の収縮応力度は式(5.17)で求められる。

$$\begin{aligned}\sigma_c &= -(T_{s_1} + T_{s_2})/A_c - (T_{s_1} y_{s_1} + T_{s_2} y_{s_2}) y_c / I_c \\ \sigma_{c'} &= -(T_{s_1} + T_{s_2})/A_c - (T_{s_1} y_{s_1} + T_{s_2} y_{s_2}) y_{c'} / I_c \\ \sigma_{s_1} &= T_{s_1}/A_{s_1} \quad \sigma_{s_2} = T_{s_2}/A_{s_2}\end{aligned}\quad (5.17)$$

ここに、 σ_c :部材下縁の応力度

$\sigma_{c'}$:部材上縁の応力度

σ_{s_1} :下部鉄筋の応力度

σ_{s_2} :上部鉄筋の応力度

y_c :コンクリート図心軸から部材下縁までの距離

$y_{c'}$:コンクリート図心軸から部材上縁までの距離

(2) . 軸力による応力度の計算

図5. 4のような対称配筋RC部材の図心に一定軸力Nだけが作用するとき、
t時間後における力の釣り合い式とひずみの適合条件式は以下のようなになる。

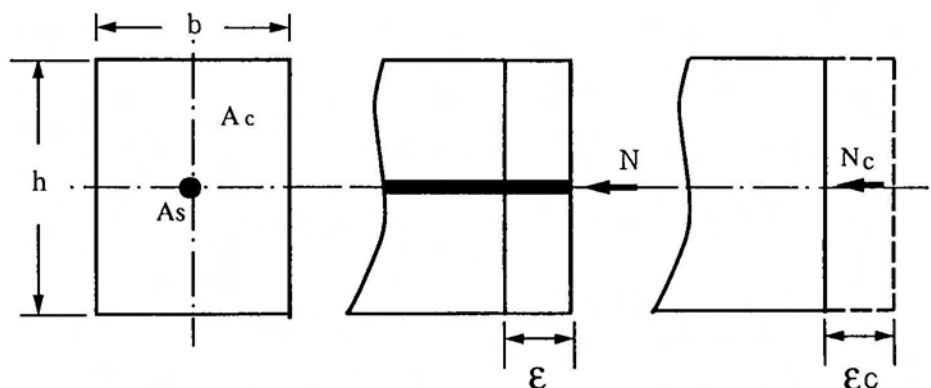


図5. 4 対称配筋RC部材の軸応力解析

$$N = N_c + N_s = \epsilon A_c E'_{ct} + \epsilon A_s E_s$$

ここに、 N_c :コンクリート断面の分担力

N_s :軸方向鉄筋の分担力

ϵ :対称配筋RC部材のひずみ

E'_{ct} :クリープの影響を考慮した軸力作用時の見掛けのヤング係数

したがって、一定軸力作用時のコンクリートの見掛けのヤング係数 E'_{ct} は、

式 (5. 18) で求められる。

$$E' ct = (N - \varepsilon A_s E_s) / \varepsilon A_c \quad (5. 18)$$

ここに、 ε : モデル解析で、 $\beta = \gamma = 0$ および $F = N / A_c$ として求めた δ 値

つぎに、図 5. 5 のような非対称配筋 RC 部材に偏心軸圧縮力 N だけが作用するとき、 t 時間後における力の釣り合い式とひずみの適合条件式は以下のようになる。

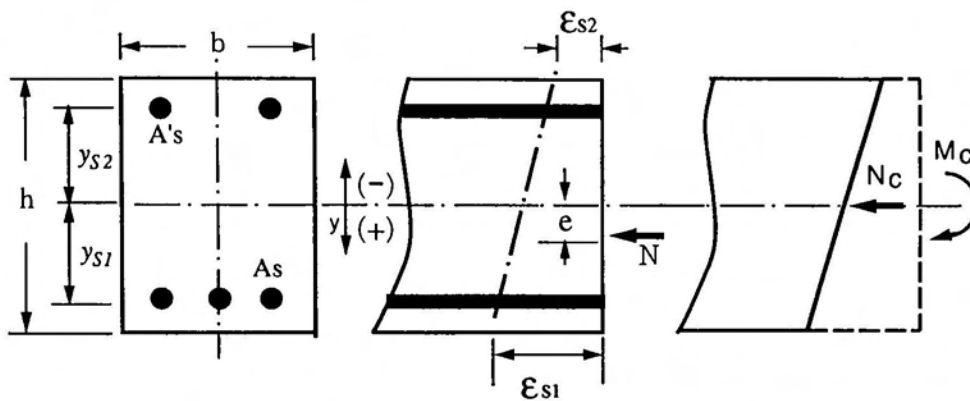


図 5. 5 非対称配筋 RC 部材の軸応力解析

$$N = N_c + N_{s1} + N_{s2}$$

$$N e = M_c + N_{s1} y_{s1} + N_{s2} y_{s2}$$

$$\varepsilon_{s1} = N_{s1} / A_{s1} E_s = N_c / A_c E' ct + M_c y_{s1} / E' ct I_c$$

$$\varepsilon_{s2} = N_{s2} / A_{s2} E_s = N_c / A_c E' ct + M_c y_{s2} / E' ct I_c$$

ここに、 N_c : コンクリート断面の分担力

N_{s1} : 下部鉄筋の分担力

N_{s2} : 上部鉄筋の分担力

M_c : コンクリート断面の分担モーメント

e : 偏心距離

以上の式を整理すると、各鉄筋の分担力 N_{s1} および N_{s2} は、式 (5. 19) で求められる。

$$N_{S_1} = \{(1 + B_3)B_5 - B_2B_6\}N / \{(1 + B_1)(1 + B_3) - B_2B_4\}$$

$$N_{S_2} = \{(1 + B_1)B_6 - B_4B_5\}N / \{(1 + B_1)(1 + B_3) - B_2B_4\} \quad (5. 19)$$

ここに、 $B_1 = n' p_1 (1 + y_{S_1}^2 / \rho c^2)$ $B_2 = n' p_1 (1 + y_{S_1} y_{S_2} / \rho c^2)$

$$B_3 = n' p_2 (1 + y_{S_2}^2 / \rho c^2) \quad B_4 = n' p_2 (1 + y_{S_1} y_{S_2} / \rho c^2)$$

$$B_5 = n' p_1 (1 + e y_{S_1} / \rho c^2) \quad B_6 = n' p_2 (1 + e y_{S_2} / \rho c^2)$$

$$n' = E_s / E'_{ct} : \text{式 (5. 18) の } E'_{ct} \text{ から求めたヤング係数比}$$

したがって、断面各部の応力度は式 (5. 20) で求められる。

$$\sigma_c = (N - N_{S_1} - N_{S_2}) / A_c + (N e - N_{S_1} y_{S_1} - N_{S_2} y_{S_2}) y / I_c$$

$$\sigma_{c'} = (N - N_{S_1} - N_{S_2}) / A_c + (N e - N_{S_1} y_{S_1} - N_{S_2} y_{S_2}) y' / I_c$$

$$\sigma_{S_1} = N_{S_1} / A_{S_1} \quad \sigma_{S_2} = N_{S_2} / A_{S_2} \quad (5. 20)$$

(3) . 非対称配筋 R C 部材の応力度の計算

以上の計算から、非対称配筋 R C 部材が乾燥および偏心軸圧縮力を同時に受けるときの断面各部の応力度は、式 (5. 17) と式 (5. 20) の計算結果を加算することにより求められる。

5. 2. 3 R C 部材のモデル解析例

モデル解析の一例として、中心軸圧縮力を受ける対称配筋 R C 部材の応力移行状態と鉄筋比との関係を図 5. 6 および図 5. 7 に示す。なお、同図には比較のために Trost-Bazant 法²⁾ から求めた計算結果も示しているが、同結果はモデル解析のそれより軸方向鉄筋への応力移行を若干過小に予測することがわかる。図に示すように湿度の低下や鉄筋比の増加に伴い、コンクリート断面の圧縮応力度が軸方向鉄筋に大幅に移行されることになる。したがって、地震時に水平力を受ける R C 柱の部材安全性を照査する際には、このような永久荷重による応力移行状態を考慮して、部材のひびわれ耐力や軸方向鉄筋の座屈などを検討すべきである。なお、マスコンクリートの場合、断面内外の湿度差に起因する応力も生じるが、モデル解析ではその影響を無視している。

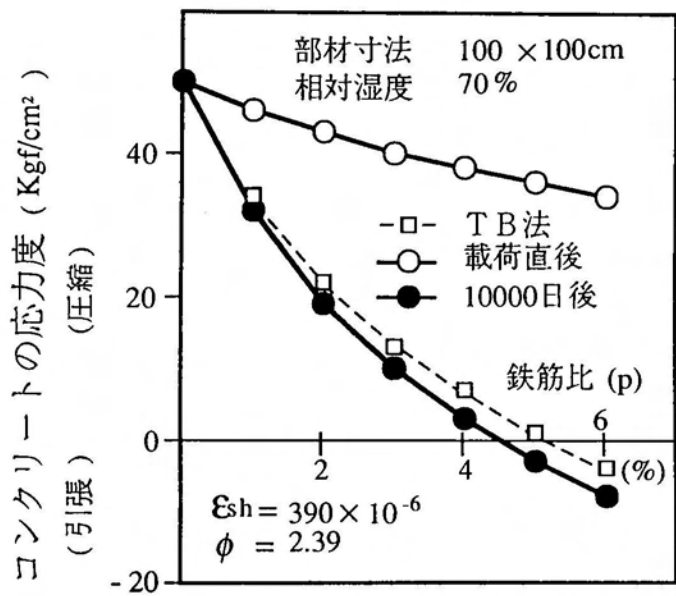
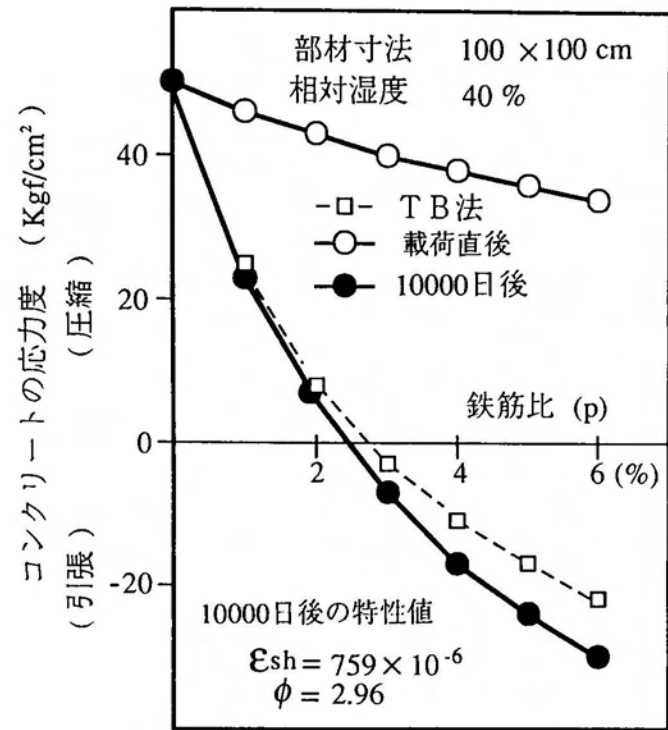


図5. 6 RC柱におけるコンクリート断面の応力移行状態
 (計算条件: $T_0=28$ 日 $C=300\text{kg/m}^3$ $W=180\text{kg/m}^3$ $N=500\text{tf}$)

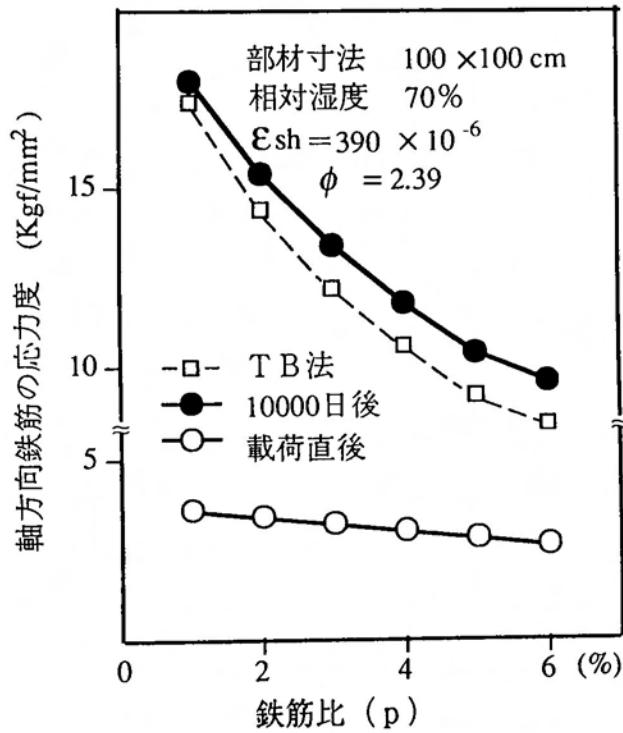
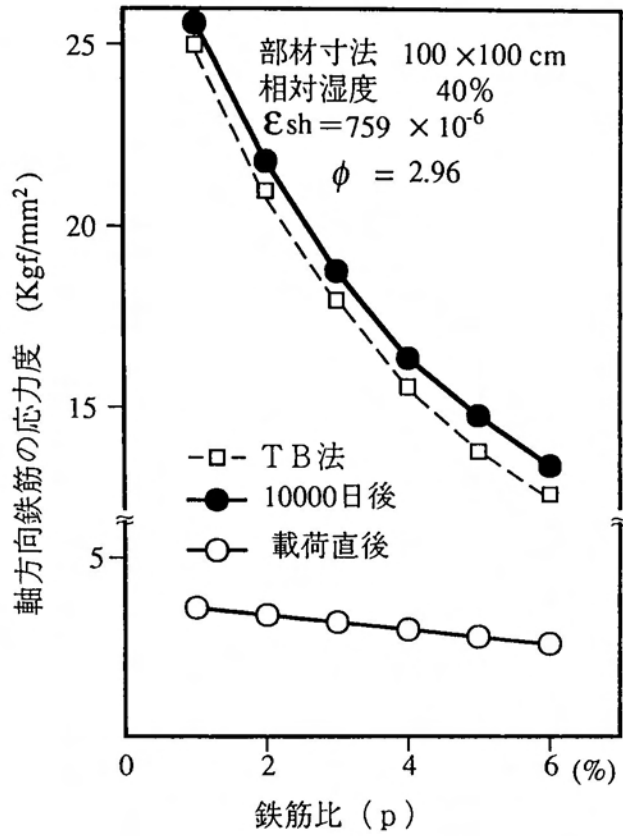


図5. 7 RC柱における軸方向鉄筋の応力移行状態

5. 3 R C柱に関する基礎的実験

本節では、地震時に水平力を受けるR C柱の部材安全性を究明するための基礎的実験として、水平載荷前の持続軸圧縮力の有無が部材のひびわれ耐力や破壊性状に及ぼす影響について検討した。以下に実験概要および結果について述べる。

5. 3. 1 実験概要

本実験では、セメントに普通ポルトランドセメント（比重:3.14）、細骨材に海砂（表乾比重:2.56、吸水率:1.29%、粗粒率:2.67）、粗骨材に結晶片岩砕石（表乾比重:2.79、吸水率:0.66%、粗粒率:6.73、最大寸法:20 mm）を用い、コンクリートの配合は単位水量 180 kg/m³、単位セメント量 300 kg/m³、空気量 3%、単位粗骨材容積 400 ℓ/m³ とした。軸方向鉄筋にはD16（降伏強度 $f_y=35$ kgf/mm²）、帯鉄筋にはD6（降伏強度 $f_y=34$ kgf/mm²）を用いた。なお、硬化コンクリートの圧縮および引張強度試験はφ10×20cm円柱供試体各3本、曲げ強度試験は10×10×40cm角柱供試体各2本を用いて行った。

本実験では、図5. 8のような逆T形の部材を作製し、養生および載荷条件の異なる4本の部材を用いて、図5. 9のような水平載荷試験を行い、破壊試験前の荷重履歴の違いが部材のひびわれ耐力や破壊性状に及ぼす影響を検討した。以下に各部材の実験条件を示す。

部材Ⅰ：約70日間湿潤養生した後、単調水平載荷で破壊する場合

部材Ⅱ：約70日間湿潤養生した後、軸圧縮力10tfを載荷し、載荷直後に単調水平載荷で破壊する場合

部材Ⅲ：材令7日から軸圧縮力10tfを約60日間持続載荷した後、軸圧縮力を除荷した直後に単調水平載荷で破壊する場合

部材Ⅳ：材令7日から軸圧縮力10tfを約60日間持続載荷した後、軸圧縮力を載荷したままで単調水平載荷で破壊する場合

なお、軸圧縮力10tfを載荷したままで水平載荷する部材には、図5. 9のように部材と載荷フレーム間にテフロン板を挿入し、部材と載荷フレーム間の摩擦力が破壊試験時の水平荷重に及ぼす影響を極力抑えた。⁶⁹⁾

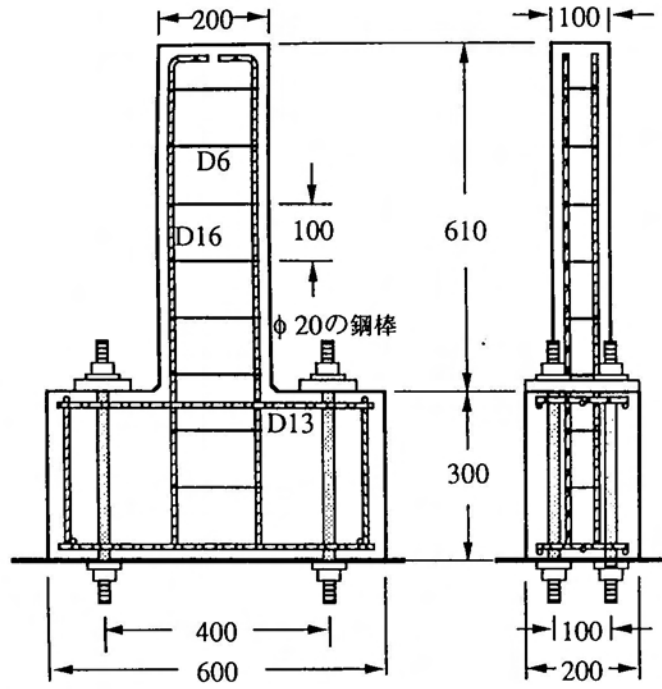


図5. 8 RC柱の形状寸法 (単位:mm)

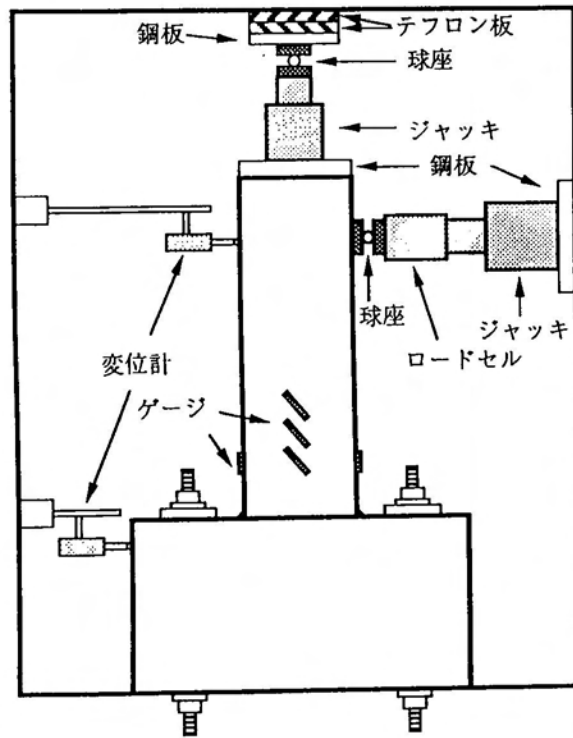


図5. 9 RC柱の破壊試験

5. 3. 2 実験結果および考察

硬化コンクリートの力学諸特性を表5. 1に示す。同表からわかるように養生条件の違いで特性値に若干の差異は見られるが、これは、主にバッチ間の変動や試験誤差に起因するものと考えられる。なお、以下の考察では、養生条件の違いを無視し、平均値を用いて検討した。

表5. 1 コンクリートの諸特性(単位:kgf/cm²)

養生条件	7日		試験時			
	f'c	Ec	f'c	Ec	ft	fb
湿潤	241	2.51	338	2.93	30.6	54.5
空气中	193	2.46	337	2.79	32.5	42.0

注). f'c:圧縮強度 Ec:ヤング係数($\times 10^5$)

f t:引張強度 f b:曲げ強度

部材Ⅲおよび部材Ⅳは、材令7日から環境条件が変化する一般の実験室内で約60日間中心軸圧縮力10tfを持続荷重し、その間の部材の時間依存ひずみをコンクリート表面および軸方向鉄筋各2箇所貼付したひずみゲージで実測した。図5. 10に部材Ⅳの実測ひずみ-時間曲線を、図5. 11にモデル解析から求めた解析曲線（ただし、湿度70%、骨材のヤング係数 $E_a = 6.4 \times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$ 、偏心距離 $e = 0$ および5mmとして求めた）を示す。図5. 10のように部材両側面の実測ひずみに若干の相違が見られるが、これは、主に軸力の偏りに起因するものと考えられる。ちなみに、図5. 11(b)は軸圧縮力が5mm偏心したときの解析曲線を示している。図示するようにこの程度の偏心でも部材両側面の解析ひずみは実測のそれと同程度の差異を生じている。したがって、実験に付随する各種の誤差（断面寸法、配筋位置、軸力の偏心など）を考慮すれば、解析曲線は実測のそれとほぼ一致しており、本研究で提案したモデル解析法でRC部材の時間依存現象を適確に算定できることがわかる。なお、部材Ⅰおよび部材Ⅱは、収縮応力が破壊試験時のひびわれ耐力などに及ぼす影響を除外するため、破壊試験直前まで湿潤養生を継続した。

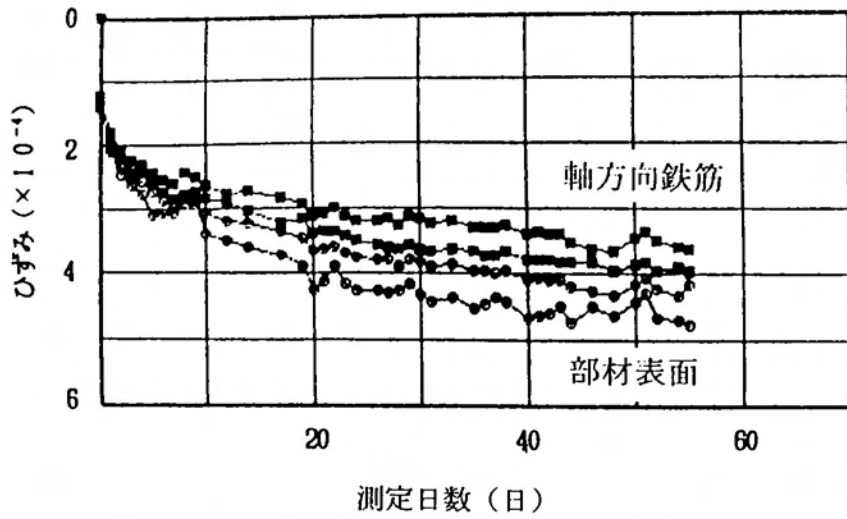


図5.10 RC柱の実測ひずみ-時間曲線

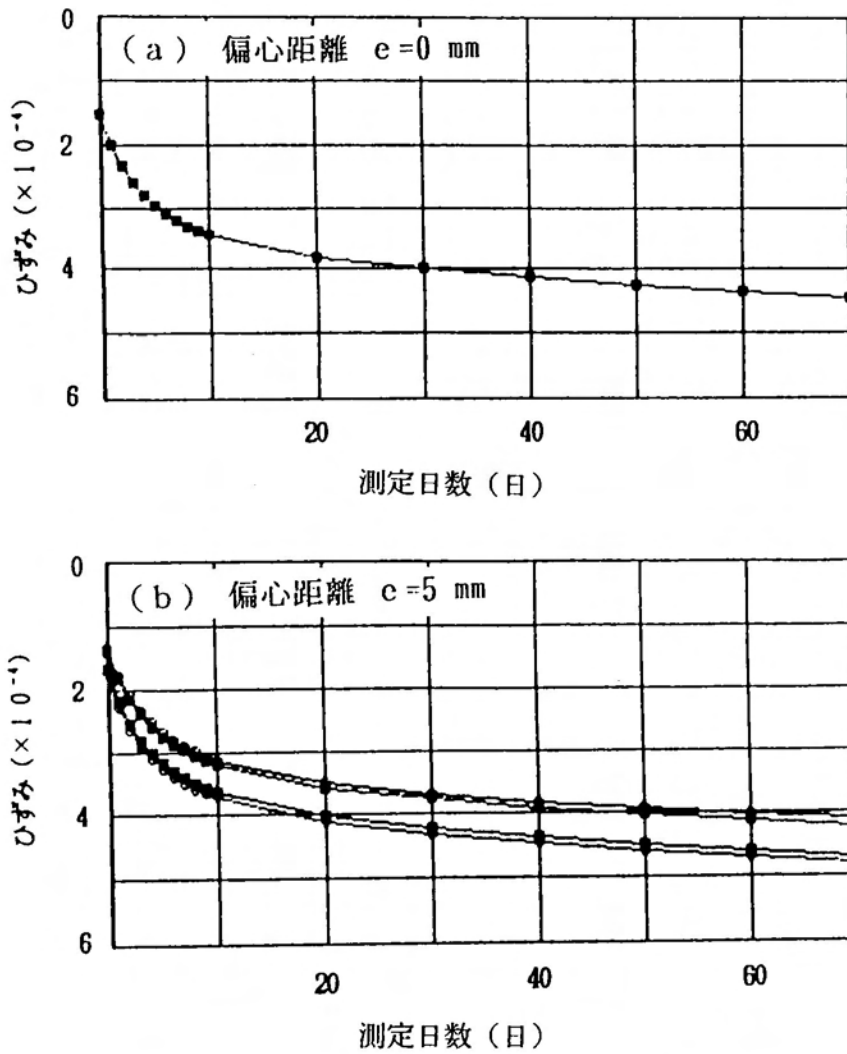


図5.11 RC柱のモデル解析曲線

本実験では、軸圧縮力を受ける部材の破壊試験時における水平荷重を補正するため、図5. 12のように軸圧縮力10tfを導入したテフロン板の二面せん断試験を行い、テフロン板の摩擦力を求めた。図5. 13にテフロン板一面の摩擦力と変位量との関係を示す。なお、以下に示す実測結果は、図5. 13中の実線で示す値を補正している。

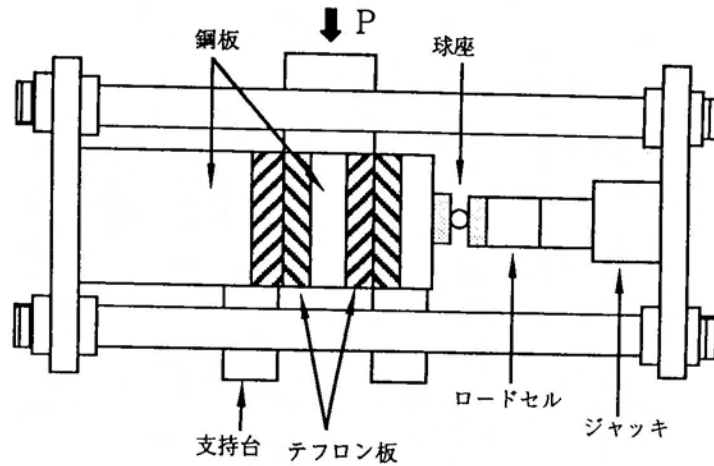


図5. 12 テフロン板の二面せん断試験

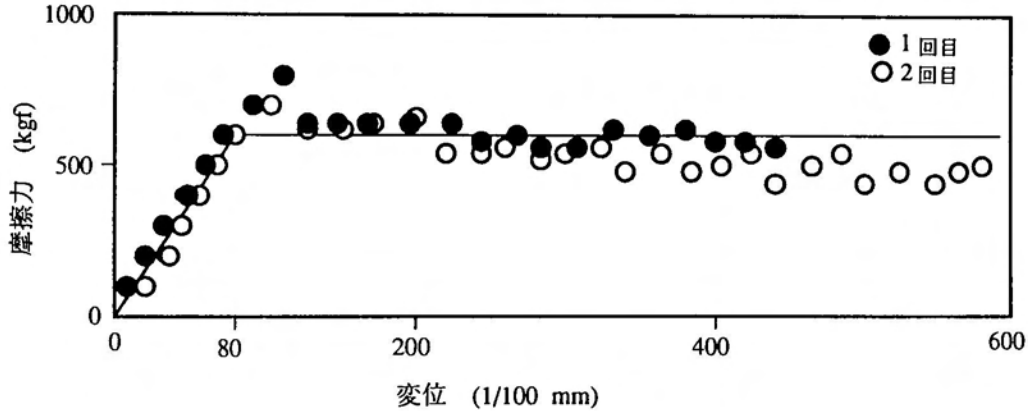


図5. 13 テフロン板の摩擦試験結果

表5. 2に部材の破壊試験結果の一覧を示す。表中の σ_c はモデル解析から求めた部材の破壊試験時におけるコンクリート断面の推定圧縮応力度を示している。表5. 2のように破壊試験直前に持続軸圧縮力を除去した部材Ⅲには大きな引張応力度が生じており、また、持続载荷したままの部材Ⅳも、直前载荷の部材Ⅱのそれと比較して、コンクリート断面の圧縮応力度が大幅に減少して

いる。このようにRC部材の断面内部における応力状態は、破壊試験以前の荷重履歴の違いで大幅に相違するすることがわかる。

表5. 2 RC部材の破壊試験結果 (単位:tf)

部材	σ_c	Pc	Vc	Vd	Vc/Vd	Pu	Pd	Pu/Pd	破壊形式
I	0	0.80	2.80	2.21	1.27	4.25	3.94	1.08	曲げ引張り
II	38.8	2.40	3.60	2.79	1.29	5.86	5.36	1.09	曲げ引張り
III	-25.2	0.40	2.20	2.21	1.00	3.25	3.94	0.82	曲げ引張り
IV	13.6	1.40	2.60	2.79	0.93	3.41	5.36	0.64	せん断

注). σ_c :破壊試験時における部材下縁の圧縮応力度(単位:kgf/cm²)

Pc:曲げひびわれ荷重の実測値 Vc:斜めひびわれ耐力の実測値

Vd:示方書の算定式から求めた斜めひびわれ耐力の計算値

Pu:破壊荷重の実測値 Pd:曲げ破壊荷重の計算値

表5. 2のPcは目視による曲げひびわれ荷重の実測値である。同表のように曲げひびわれ荷重にも荷重履歴の影響が顕著に見られることがわかる。

Vcは斜めひびわれと交差するように貼付したひずみゲージの出力が急変する点から求めた部材の斜めひびわれ発生時におけるせん断耐力(以下、本論文では斜めひびわれ耐力と呼ぶ)の実測値である。荷重履歴を受けた部材IIIおよび部材IVのVcは、同じ載荷条件の荷重履歴を受けていない部材Iまたは部材IIのそれとそれぞれ比較して、7~8割程度しかなく、荷重履歴の違いが斜めひびわれ耐力に大きな影響を及ぼすことがわかる。また、表中のVdは、現行の土木学会コンクリート標準示方書の斜めひびわれ耐力の算定式から求めた計算値である。ただし、安全係数をすべて1.0とし、応力移行の影響や部材の有効高さに関する係数 β_d および軸方向鉄筋比に関する係数 β_p に対する制限を無視し、また、軸方向圧縮力に関する係数 β_n を $\beta_n = 1 + 2M_o/M_u$ として求めた。ここに、 M_o は軸方向力による部材引張縁の応力度を打ち消すのに必要な曲げモーメント、 M_u は部材の曲げ破壊モーメントである。実測値と計算値との比(Vc/Vd)を比較すると、荷重履歴を受けていない部材Iおよび部材IIのそれが1.3程度であるのに対し、約60日間持続荷重を受けた部材IIIおよび部材IVのそれは1.0弱と小さくなっている。斜めひびわれ耐力の算定式が従前のは

り部材に対する多くの実測結果を基に求められた経験式^{67) 68)}であり、通常、作製された部材は破壊試験まで空気中に静置されることが多く、すでにコンクリート断面にある程度の収縮応力が生じているため、このような結果が得られたものと考えられる。したがって、さらに長期間乾燥や持続荷重の影響を受ける実構造物の場合は、現行の斜めひびわれ耐力の算定式では危険になることが予想される。

表5. 2に示す P_u は破壊荷重の実測値である。これからわかるように破壊試験前に荷重履歴を受けた部材Ⅲおよび部材Ⅳの P_u は、同じ荷重条件の荷重履歴を受けていない部材Ⅰまたは部材Ⅱのそれとそれぞれ比較して、6～8割程度になっている。特に持続軸力を受けたままで水平載荷された部材Ⅳの P_u が、同じ荷重条件の部材Ⅱのそれと比較して、大幅に低下していることがわかる。また、破壊形式も部材Ⅳ以外は、例えば図5. 14に示す部材Ⅱの荷重-ひずみ図のように、引張鉄筋が降伏した後に変形が増大して破壊する、いわゆる曲げ引張りで破壊したのに対し、部材Ⅳのそれは図5. 15のように引張鉄筋が降伏する前に斜めひびわれ幅が急激に拡大して破壊する、いわゆるせん断（斜め引張り）破壊を生じた。これは、部材Ⅱに比較して、部材Ⅳの軸方向鉄筋の圧縮ひずみが図5. 10に示すように破壊試験時に 300×10^{-6} 程度大きくなっていたことに起因するものと考えられる。このように部材のひびわれ耐力は勿論のこと、終局耐力や破壊形式にも荷重履歴の影響が顕著に見られる。なお、図5. 16に破壊試験後の各部材のひびわれ発生状況を示す。ひびわれ発生状況も荷重履歴の違いで大幅に相違することがこれよりわかる。

表5. 2の P_d は終局強度算定式から求めた曲げ引張り破壊に対する計算値である。実測値と計算値との比(P_u/P_d)を比較すると、荷重履歴を受けていない部材Ⅰおよび部材Ⅱのそれが1.1弱であるのに対し、部材Ⅲおよび部材Ⅳのそれは0.6～0.8と小さくなっており、この結果から判断すると、荷重履歴の影響を無視した現行の設計法では、地震時に柱部材が崩壊する危険性も十分予想されることになる。なお、帯鉄筋の分担力($V_s=3.18\text{tf}$)を含めた終局せん断耐力に対する計算値(V_u)を現行のコンクリート標準示方書の算定式から求めると、軸力を受けない部材では $V_u=5.39\text{tf}$ 、軸圧縮力10tfを受ける部材では $V_u=5.97\text{tf}$ となる。これら値は表中の曲げ引張り破壊の計算値(P_d)よ

り大きく、荷重履歴を受けていない部材Ⅰおよび部材Ⅱが曲げ引張りで破壊したことと一致している。

以上、RC柱に関する基礎的実験の概要および結果について述べたが、曲げモーメントを受けるはり部材と、長期間軸圧縮力を受ける柱部材では、せん断破壊機構が本質的に相違すると考えられるため、特に地震時の柱部材の安全性を確立するうえで、今後、さらに本実験のような持続荷重を受けたRC柱に関するせん断耐荷試験を行い、柱部材のせん断耐力に対する適切な算定式を確立することが急務であると考えられる。

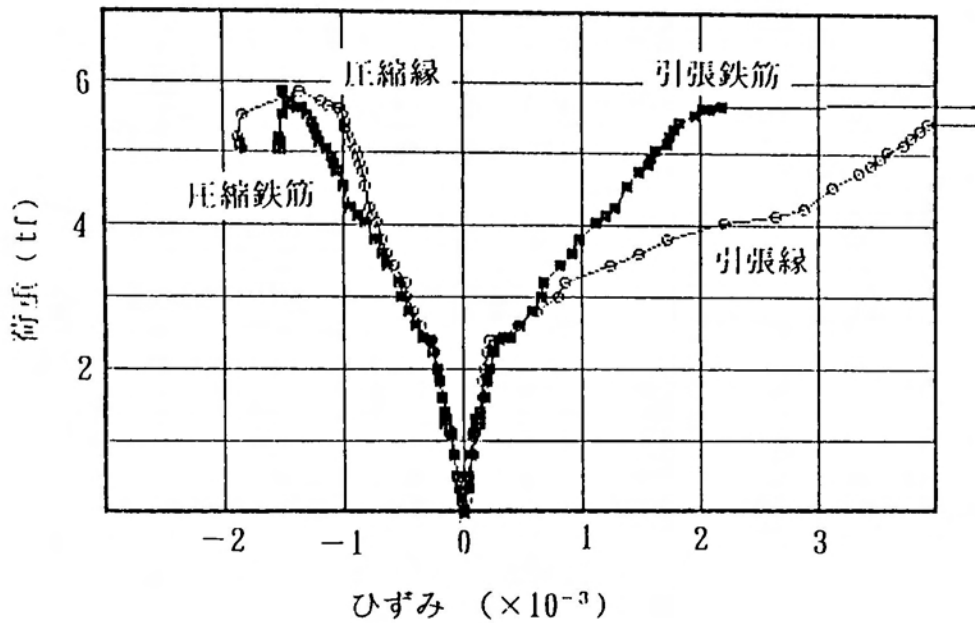


図5. 14 部材Ⅱの荷重-ひずみ図

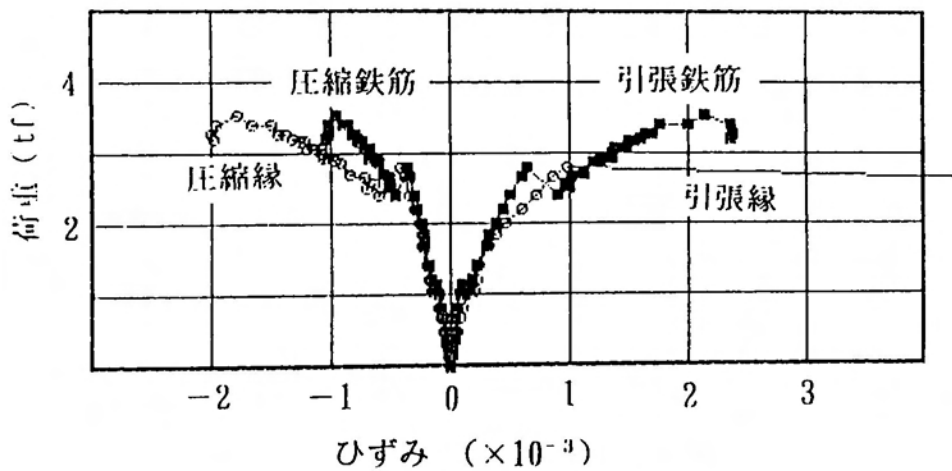


図5. 15 部材Ⅳの荷重-ひずみ図

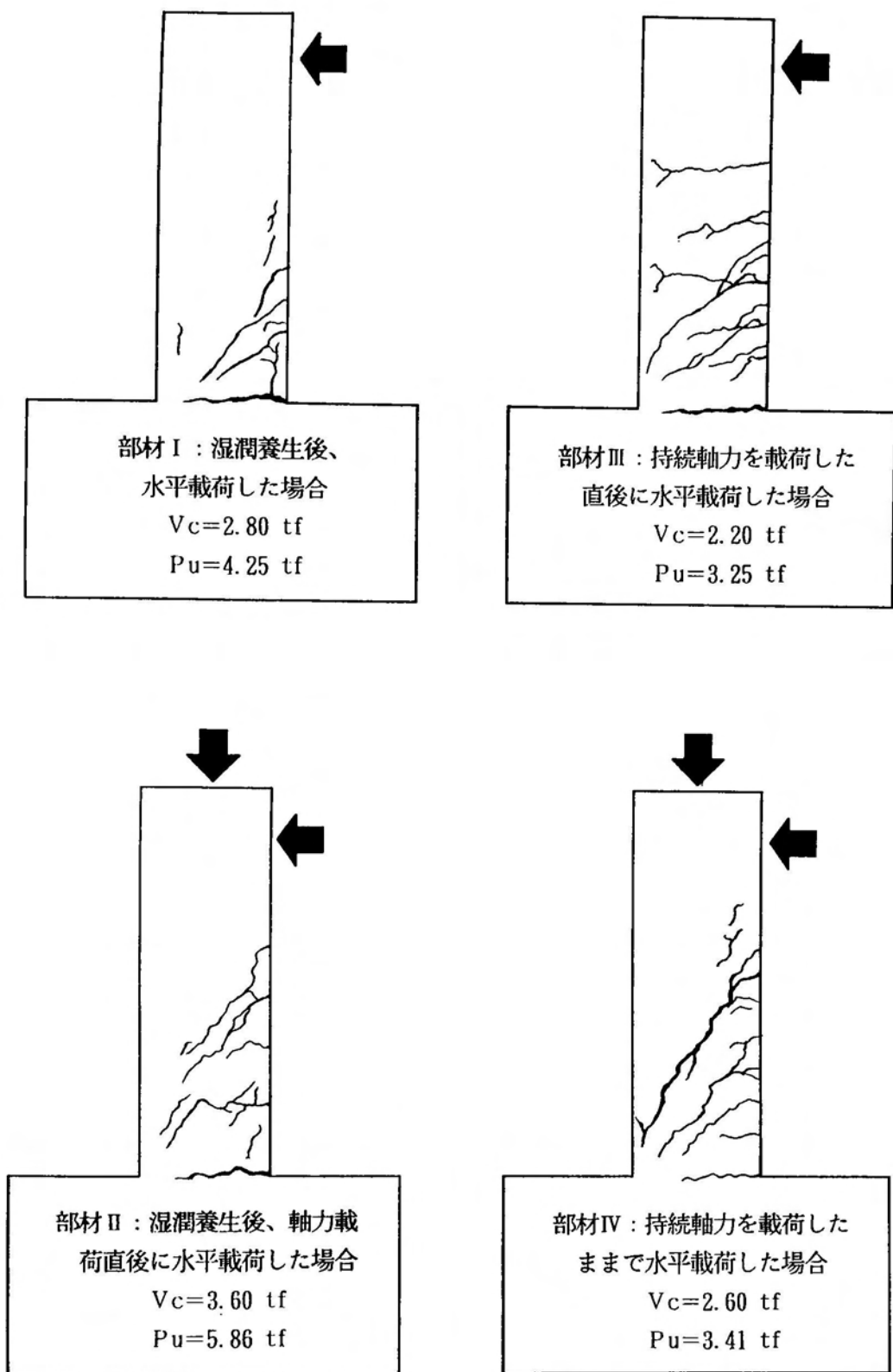


図 5. 16 破壊試験後のひびわれ発生状況

5. 4 P R C部材の時間依存現象に関する基礎的研究

近年、経済性や施工性の面から、軸方向鉄筋で一部補強されたP C部材（以下、P R C部材と呼ぶ）の施工が増加している。P R C部材は、軸方向鉄筋を有しない通常のP C部材（組立て鉄筋として0.5 %以下の軸方向鉄筋が配筋されることもある）と比較すると、ひびわれ発生以後の曲げ剛性の急低下やひびわれ幅の拡大を低減できるが、一方、緊張されていない軸方向鉄筋がコンクリートの時間依存ひずみを拘束し、その結果、コンクリート断面に導入されるプレストレスが徐々に減少するため、逆に部材のひびわれ耐力の面では不利になることが懸念される。^{64)~66) 74)}

本節では、このような観点から、P R C部材の断面内部における応力度の経時変化を算定するためのモデル解析法を提案するとともに、同部材のひびわれ耐力や破壊性状を検討した基礎的実験の概要および結果について述べる。

5. 4. 1 P R C部材の時間依存現象に関するモデル解析法

図5. 17に示す応力平衡化回転モデルは、前述のR C部材の解析に用いた力学モデル（図5. 1参照）に新たにP C鋼材を表すばね G_p （完全弾性体と仮定する）を加え、ひびわれ発生以前のP R C部材に対する時間依存現象を解析できるようにしたものである。⁷⁴⁾

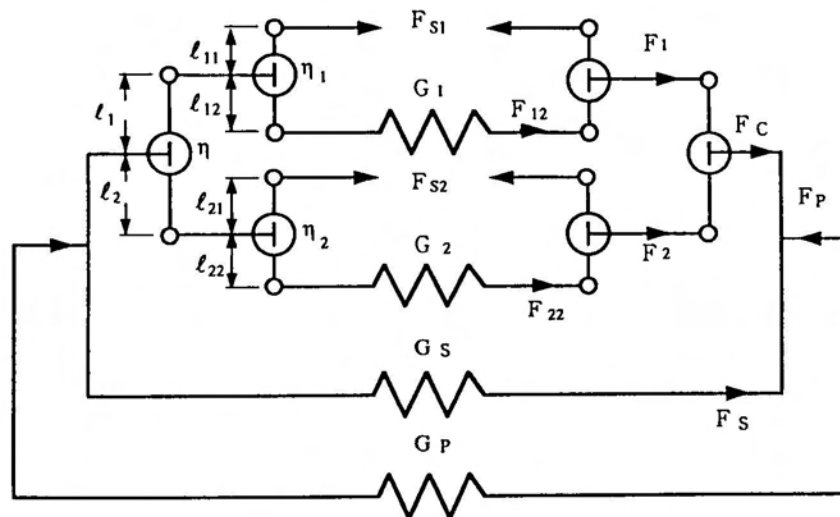


図5. 17 P R C部材に対する応力平衡化回転モデル

いま、図5. 17に示す応力平衡化回転モデルのばね G_p に初期緊張力 F_i が導入されると、 t 時間後における力の釣り合い式と変形の適合条件式は以下のようなになる。ただし、一般の施工時に見られるようなセットロスなどによる減退は考慮していない。

$$F_p = F_c + F_s \quad (5. 21)$$

$$F_c = F_1 + F_2 = F_{12} - F_{s1} + F_{22} - F_{s2} \quad (5. 22)$$

$$F_{12} = \delta_{12} G_1, \quad F_{22} = \delta_{22} G_2 \quad (5. 23)$$

$$F_s = \delta G_s \quad (5. 24)$$

$$F_p = F_i - \delta G_p \quad (5. 25)$$

$$d\theta_1/dt = (\ell_{11} F_{s1} + \ell_{12} F_{12}) / \eta_1 \quad (5. 26)$$

$$\delta_1 = \delta_{12} + 2\theta_2 \ell_{12} \quad (5. 27)$$

$$d\theta_2/dt = (\ell_{21} F_{s2} + \ell_{22} F_{22}) / \eta_2 \quad (5. 28)$$

$$\delta_2 = \delta_{22} + 2\theta_2 \ell_{22} \quad (5. 29)$$

$$d\theta/dt = (\ell_2 F_2 - \ell_1 F_1) / \eta \quad (5. 30)$$

$$\theta = (\delta_1 - \delta_2) / 2(\ell_1 + \ell_2) \quad (5. 31)$$

$$\delta = \delta_1 - 2\theta \ell_1 = (\ell_1 \delta_2 + \ell_2 \delta_1) / (\ell_1 + \ell_2) \quad (5. 32)$$

$$\text{ここに、} F_{s1} = \beta \ell_{12} (1 - e^{-\alpha t}) \quad F_{s2} = \gamma \ell_{22} (1 - e^{-\alpha t})$$

式(5. 31)を微分し、式(5. 30)との関係を整理すると、セメントペースト部に作用する力 F_1 とPC鋼材のそれ F_p に関する式(5. 33)の微分方程式が得られる。

$$dF_1/dt + a F_1 + b dF_p/dt + c F_p = d e^{-\alpha t} + e \quad (5. 33)$$

$$\text{ここに、} a = 2 G_1 G_2 \{ \ell_{12}^2 / \eta_1 + \ell_{22}^2 / \eta_2 + (\ell_1 + \ell_2)^2 / \eta \} / (G_1 + G_2)$$

$$b = -G_1 (G_s + G_p) / G_p (G_1 + G_2)$$

$$c = -2 G_1 G_2 (G_s + G_p) \{ \ell_{22}^2 / \eta_2 + \ell_2 (\ell_1 + \ell_2) / \eta \} / G_p (G_1 + G_2)$$

$$d = [\alpha (\ell_{12} G_2 \beta - \ell_{22} G_1 \gamma) + 2 G_1 G_2 \{ \ell_{12}^2 (\ell_{11} + \ell_{12}) \beta / \eta_1 - \ell_{22}^2 (\ell_{21} + \ell_{22}) \gamma / \eta_2 \}] / (G_1 + G_2)$$

$$e = -2 G_1 G_2 \{ \{ l_{12}^2 (l_{11} + l_{12}) \beta / \eta_1 - l_{22}^2 (l_{21} + l_{22}) \gamma / \eta_2 \} G_p + \{ l_2 (l_1 + l_2) / \eta + l_{22}^2 / \eta_2 \} G_s F_i \} / G_p (G_1 + G_2)$$

同様に、式 (5. 32) と式 (5. 25) との関係を整理すると、 F_1 と F_p に関する式 (5. 34) の微分方程式が得られる。

$$dF_1/dt + a' F_1 + b' dF_p/dt + c' F_p = d' e^{\alpha t} + e' \quad (5. 34)$$

ここに、 $a' = 2 G_1 \{ l_{12}^2 / \eta_1 + l_1 (l_1 + l_2) / \eta \}$

$$b' = G_1 / G_p$$

$$c' = -2 l_1 l_2 G_1 (G_s + G_p) / \eta G_p$$

$$d' = \beta l_{12} \{ \alpha + 2 G_1 l_{12} (l_{11} + l_{12}) / \eta_1 \}$$

$$e' = -2 G_1 \{ l_{12}^2 (l_{11} + l_{12}) \beta / \eta_1 + l_1 l_2 G_s F_i / \eta G_p \}$$

したがって、式 (5. 33) と式 (5. 34) の連立微分方程式を解くと、 F_1 と F_p の一般解として、式 (5. 35) が求められる。

$$F_1 = D_1 e^{\xi_1 t} + D_2 e^{\xi_2 t} + W e^{\alpha t} + Z$$

$$F_p = D_3 e^{\xi_1 t} + D_4 e^{\xi_2 t} + W' e^{\alpha t} + Z' \quad (5. 35)$$

ここに、 D_1 : 境界条件から定まる積分定数

$$\xi_1 = \{ -A + (B^2 - 4AC) / 2A \}$$

$$\xi_2 = \{ -A - (B^2 - 4AC) / 2A \}$$

$$A = b' - b, \quad B = a b' + c' - a' b - c$$

$$C = a c' - a' c$$

$$W = \{ (b' d - b d') \alpha + c' d - c d' \} / (A \alpha^2 + B \alpha + C)$$

$$Z = (c' e - c e') / (a c' - a' c)$$

$$W' = \{ (d' - d) \alpha + a d' - a' d \} / (A \alpha^2 + B \alpha + C)$$

$$Z' = (a e' - a' e) / (a c' - a' c)$$

以上の計算から、 t 時間後の変形 δ は、式 (5. 35) の解を式 (5. 25) に代入すれば求められる。

5. 4. 2 非対称配筋P R C部材の解析

前節で述べたモデル解析は、対称配筋P R C部材に関するものであったが、以下では、同モデルの解析結果を用いて、非対称配筋P R C部材の時間依存現象を解析する方法について述べる。

(1) . 収縮応力度の計算

図5. 18のような非対称配筋P R C部材が乾燥を受けるとき、P C鋼材自体はコンクリートの乾燥収縮ひずみを拘束しないため、断面各部の収縮応力度は前節で述べたR C部材と同様に式(5. 17)で求められる。また、このときのP C鋼材の収縮ひずみ $\epsilon p'$ は式(5. 36)となる。

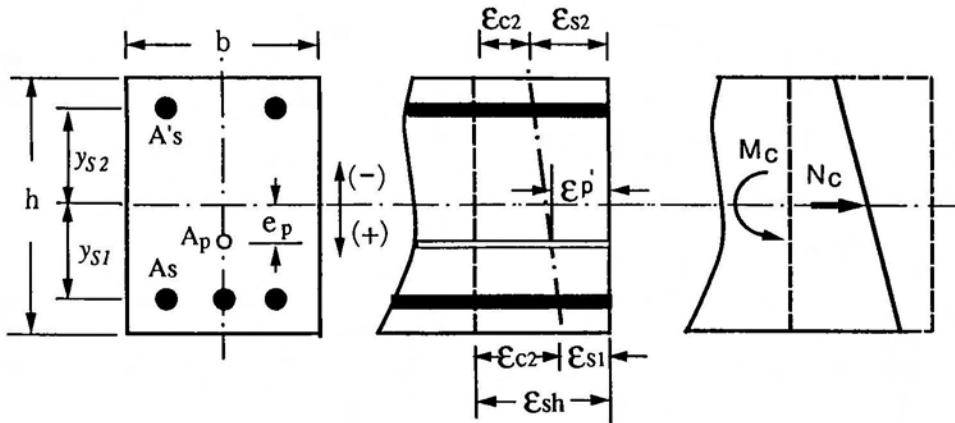


図5. 18 非対称配筋P R C部材の収縮応力解析

$$\epsilon p' = (T_{s1} + T_{s2}) / A_c E_{ct} + (T_{s1} y_{s1} + T_{s2} y_{s2}) e_p / E_{ct} I_c \quad (5. 36)$$

ここに、 e_p : コンクリート断面の図心からP C鋼材までの偏心距離

E_{ct} : 式(5. 15)から求まるコンクリートの見掛けのヤング係数

T_{s1} : 式(5. 16)から求まる上部鉄筋の拘束力

T_{s2} : 式(5. 16)から求まる下部鉄筋の拘束力

A_c 、 I_c : コンクリートの断面積および断面二次モーメント

(2) . 緊張力による応力度の計算

対称配筋 P R C 部材に緊張力だけが作用するとき、 t 時間後における力の釣り合い式とひずみの適合条件式から次式が得られる。

$$P_i - \varepsilon A_p E_p = \varepsilon A_c E''_{ct} + \varepsilon A_s E_s$$

ここに、 P_i : P C 鋼材の初期緊張力

A_p 、 E_p : P C 鋼材の断面積およびヤング係数

A_c 、 E''_{ct} : コンクリートの断面積および見掛けのヤング係数

A_s 、 E_s : 軸方向鉄筋の断面積およびヤング係数

ε : モデル解析で、 $\beta = \gamma = 0$ および $F_i = P_i / A_c$ として求めた δ 値

したがって、緊張力だけが作用するときのコンクリートの見掛けのヤング係数 E''_{ct} は、式 (5. 37) で求められる。

$$E''_{ct} = \{ P_i - \varepsilon (A_p E_p + A_s E_s) \} / \varepsilon A_c \quad (5. 37)$$

つぎに、図 5. 19 のような非対称配筋 P R C 部材に初期緊張力 P_i だけが作用するとき、 t 時間後における力の釣り合い式とひずみの適合条件式は以下のようなになる。

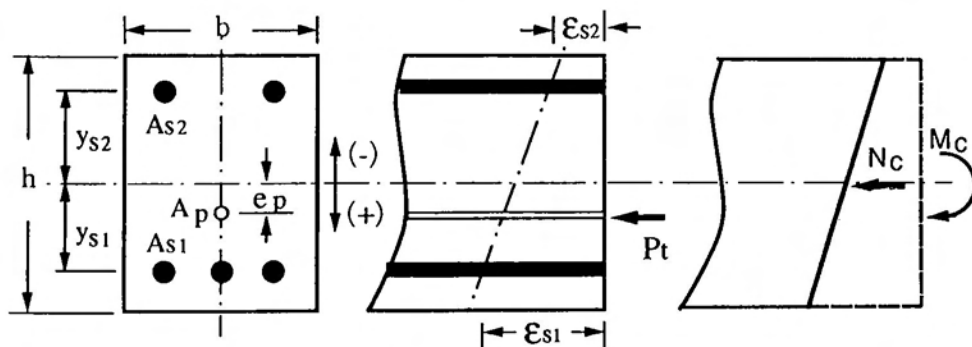


図 5. 19 非対称配筋 P R C 部材の応力解析

$$P_t = N_c + N_{s_1} + N_{s_2}$$

$$P_{tep} = M_c + N_{s_1} y_{s_1} + N_{s_2} y_{s_2}$$

$$\varepsilon_{s_1} = N_{s_1} / A_{s_1} E_s = N_c / A_c E''_{ct} + M_c y_{s_1} / E''_{ct} I_c$$

$$\varepsilon_{s_2} = N_{s_2} / A_{s_2} E_s = N_c / A_c E''_{ct} + M_c y_{s_2} / E''_{ct} I_c$$

$$\varepsilon_p = N_c / A_c E''_{ct} + M_c e_p / E''_{ct} I_c$$

$$P_t = P_i - (\varepsilon_p + \varepsilon_{p'}) A_p E_p$$

ここに、 P_t : PC鋼材の有効緊張力

ε_p : 緊張力だけによるPC鋼材のひずみ

E''_{ct} : 式(5.37)から求めたコンクリートの見掛けのヤング係数

以上の式を整理すると、 t 時間後における各鉄筋の分担力 N_{s_1} 、 N_{s_2} およびPC鋼材の緊張力 P_t は、式(5.38)となる。

$$N_{s_1} = \{(1 + B_3)B_5 - B_2B_6\} P_t / \{(1 + B_1)(1 + B_3) - B_2B_4\}$$

$$N_{s_2} = \{(1 + B_1)B_6 - B_4B_5\} P_t / \{(1 + B_1)(1 + B_3) - B_2B_4\}$$

$$P_t = (P_i - \varepsilon_{p'} A_p E_p) / (1 + n_p p_p B_7) \quad (5.38)$$

ここに、 $B_1 = n'' p_1 (1 + y_{s_1}^2 / \rho c^2)$ $B_2 = n'' p_1 (1 + y_{s_1} y_{s_2} / \rho c^2)$

$$B_3 = n'' p_2 (1 + y_{s_2}^2 / \rho c^2) \quad B_4 = n'' p_2 (1 + y_{s_1} y_{s_2} / \rho c^2)$$

$$B_5 = n'' p_1 (1 + e_p y_{s_1} / \rho c^2) \quad B_6 = n'' p_2 (1 + e_p y_{s_2} / \rho c^2)$$

$$B_7 = 1 - a - b + (e_p - a y_{s_1} - b y_{s_2}) e_p / \rho c^2$$

$$a = \{(1 + B_3)B_5 - B_2B_6\} / \{(1 + B_1)(1 + B_3) - B_2B_4\}$$

$$b = \{(1 + B_1)B_6 - B_4B_5\} / \{(1 + B_1)(1 + B_3) - B_2B_4\}$$

$$n_p = E_p / E''_{ct}: \text{ヤング係数比} \quad p_p = A_p / A_c: \text{PC鋼材比}$$

$$n'' = E_s / E''_{ct}: \text{ヤング係数比}$$

以上の計算から、断面各部の応力度は式(5.39)で求められる。

$$\sigma_c = (P_t - N_{s_1} - N_{s_2}) / A_c + (P_{tep} - N_{s_1} y_{s_1} - N_{s_2} y_{s_2}) y / I_c$$

$$\sigma_{c'} = (P_t - N_{s_1} - N_{s_2}) / A_c + (P_{tep} - N_{s_1} y_{s_1} - N_{s_2} y_{s_2}) y' / I_c$$

$$\sigma_{s_1} = N_{s_1} / A_{s_1} \quad \sigma_{s_2} = N_{s_2} / A_{s_2} \quad (5.39)$$

(3) . 非対称配筋 P R C 部材の応力度の計算

前述の計算から、乾燥および緊張力を同時に受ける非対称配筋 P R C 部材の断面内部における応力度は、式 (5. 17) と式 (5. 39) の計算結果を加算することにより求められる。

5. 4. 3 P R C 部材の解析例

本節では、P R C 部材の断面内部における応力度の経時変化と軸方向鉄筋量およびその配筋位置との関係を求めたモデル解析の計算例を示す。

対称配筋 P R C 部材の応力移行状態と軸方向鉄筋量との関係を図 5. 20 に示す。図 5. 20 のようにコンクリート断面に導入されるプレストレスは、軸方向鉄筋量の増加に伴い減少することがわかる。

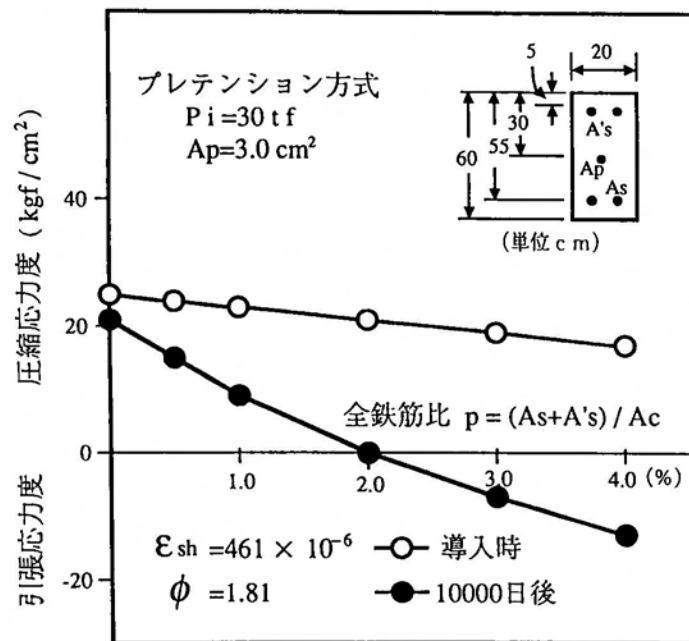


図 5. 20 対称配筋 P R C 部材のモデル解析例
(配合条件: C=420kg/m³ W=180kg/m³ 導入材令: 3日)

また、非対称配筋 P R C 部材の解析結果の一例を図 5. 21 および図 5. 22 に示す。同図から緊張材や軸方向鉄筋の配筋位置で P R C 部材の下縁応力度が大幅に変化することがわかる。

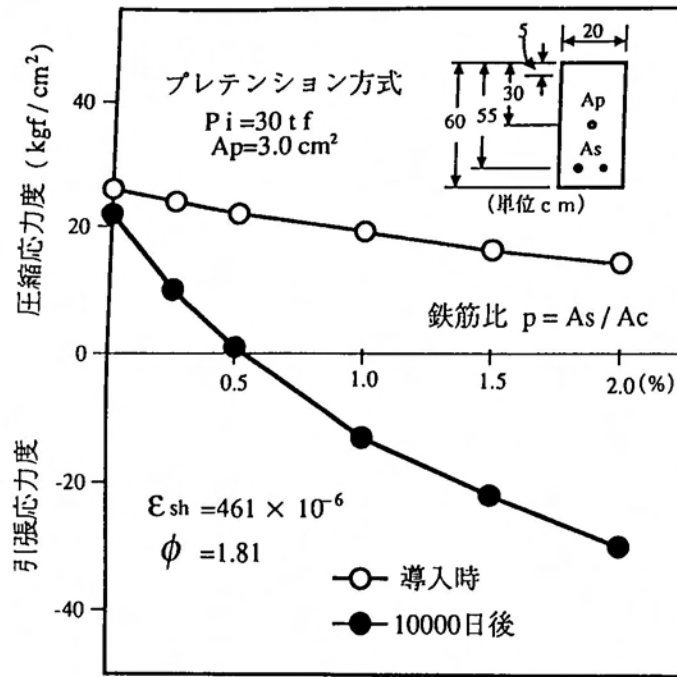


図5. 21 PRC部材のモデル解析例
 (配合条件:C=420kg/m³ W=180kg/m³ 導入材令:3日)

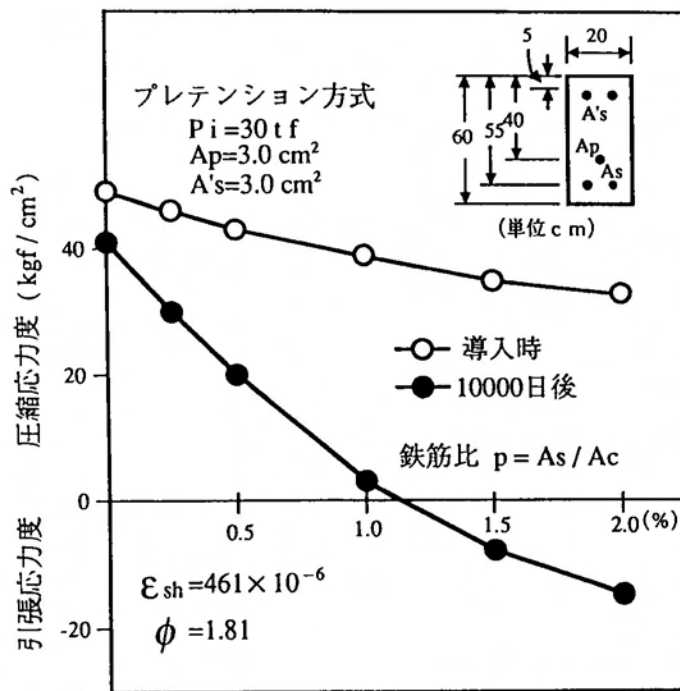


図5. 22 PRC部材のモデル解析例
 (配合条件:C=420kg/m³ W=180kg/m³ 導入材令:3日)

以上のようにP R C部材の断面内部における応力状態は、緊張材や軸方向鉄筋の配筋状態で大幅に相違するため、特に部材の斜めひびわれ耐力を算定する際にはその影響を考慮すべきであると考えられる。

5. 5 P R C部材に関する基礎的実験

本実験では、R C、P CおよびP R C部材を作製し、破壊試験までの静置期間中に生じる部材各部のひずみ変化を実測するとともに、特に破壊試験時におけるコンクリート断面の圧縮応力度と部材の斜めひびわれ耐力との関係について検討した。以下に実験概要および結果について述べる。⁹⁰⁾

5. 5. 1 実験概要

本実験では、セメントに早強ポルトランドセメント（比重:3.13）、細骨材に海砂（表乾比重:2.56、吸水率:1.29%、粗粒率:2.67）、粗骨材に実験Ⅰでは角閃岩碎石（表乾比重:2.94、吸水率:0.56%、粗粒率:6.85、最大寸法:20 mm）、実験Ⅱでは結晶片岩碎石（表乾比重:2.79、吸水率:0.66%、粗粒率:6.73、最大寸法:20 mm）を用い、コンクリートの配合は単位水量 180kg/m³、単位セメント量 420kg/m³、空気量 3%、単位粗骨材容積 400 ℓ/m³ とした。軸方向鉄筋にはD 10（降伏強度:40kgf/mm²）、D 16（降伏強度:35kgf/mm²）およびD 19（降伏強度:38kgf/mm²）を、スターラップにはD 6（降伏強度:34kgf/mm²）を、また、P C鋼材には SWPR 7A（降伏荷重:13.9tf 引張荷重:16.3tf）を用いた。実験Ⅰでは、図5. 23のような断面寸法のR C部材4本（湿潤および空气中各2本）、P CおよびP R C部材各2本を、また、実験Ⅱでは、図5. 24のような鉄筋量および配筋状態の異なるR C部材4本（湿潤および空气中各1本）、P R C部材4本を作製した。なお、P CおよびP R C部材はプレテンション方式（初期緊張力 $P_i = 8.0 \text{ tf}$ ）で作製し、材令3日で応力を導入した。作製した部材は、湿潤養生部材を除き、材令3日から恒温室内（温度 20±1℃、湿度 65±5%）に静置し、部材表面および軸方向鉄筋に貼付したひずみゲージを用いて、約60日間断面各部のひずみ変化を実測し、破壊試験時の部材下縁応力度を推定した。破壊試験は、図5. 25のような対称二点荷重で行い、部材が破壊するまで単調荷重しながら断面各部のひずみやひびわれ発生状況などを調べた。

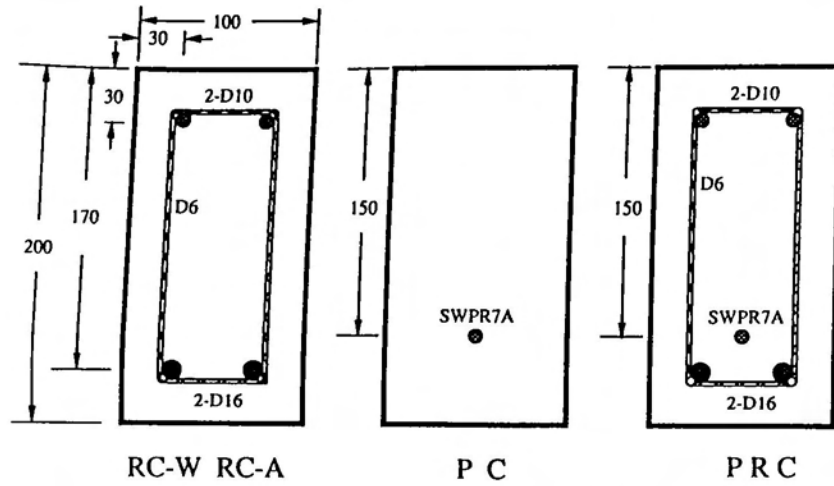


図5. 23 実験 I の部材寸法と配筋状態 (単位:mm)

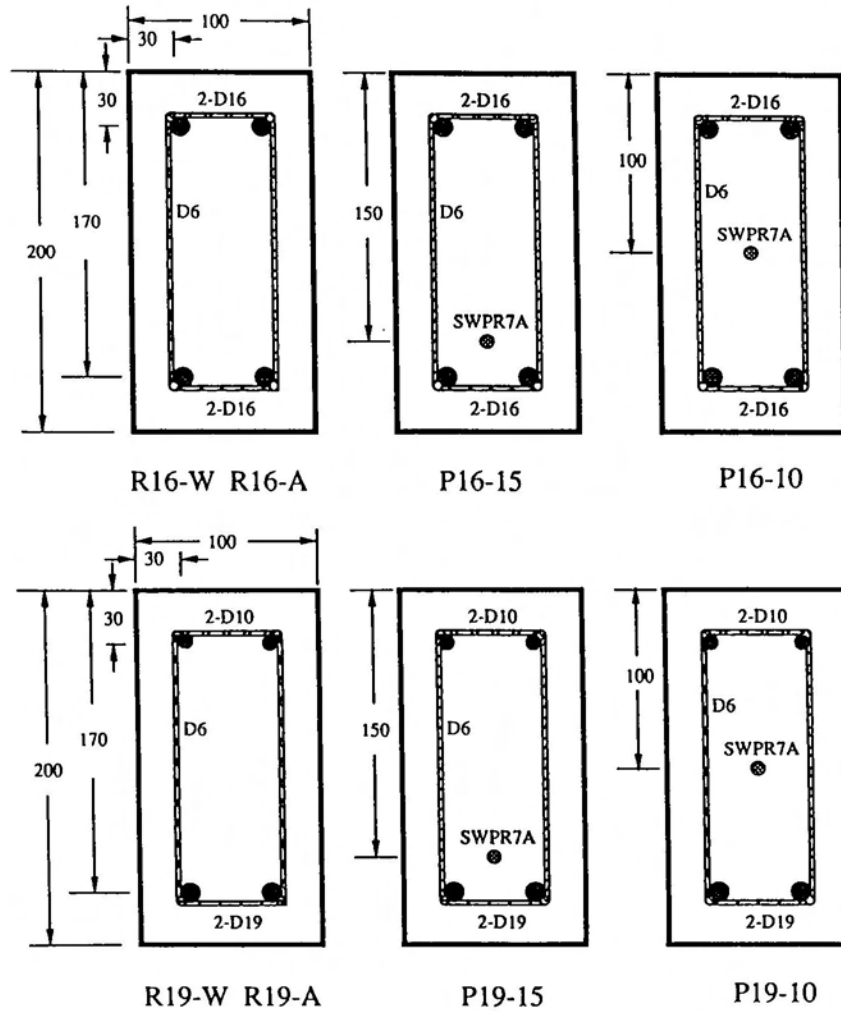


図5. 24 実験 II の部材寸法と配筋状態 (単位:mm)

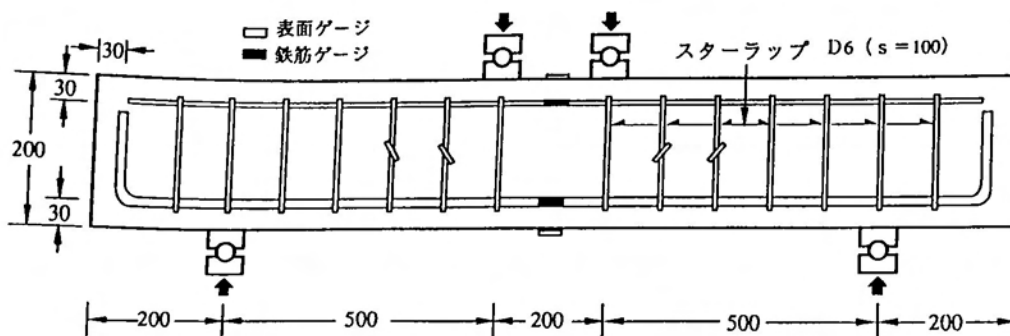


図5. 25 はり部材の曲げ载荷試験 (単位:mm)

5. 5. 2 実験結果および考察

硬化コンクリートの力学諸特性を表5. 3に示す。同表からわかるように破壊試験時における特性値に若干の差異は見られるが、これは、バッチ間の変動や使用骨材の違いなどに起因するものと考えられる。なお、以下の考察では、各実験の平均値を用いて検討した。

表5. 3 コンクリートの諸特性 (単位:kgf/cm²)

実験	養生条件	3日		試験時			
		f'c	Ec	f'c	Ec	ft	fb
I	湿潤	405	3.02	538	3.82	39.1	60.2
	空气中	---	---	539	3.53	32.0	52.6
II	湿潤	382	2.77	513	3.34	39.0	58.2
	空气中	---	---	497	3.24	39.3	58.1

注). f'c:圧縮強度 Ec:ヤング係数($\times 10^5$)

f t:引張強度 f b:曲げ強度

図5. 26に静置期間中のP R C部材の実測ひずみ-時間曲線の一例を、また、図5. 27に前述のモデル解析から求めた同部材に対する解析曲線を示す。実測結果とモデル解析結果とはほぼ一致しており、この結果から、P R C部材の時間依存現象を前述のモデル解析法で適確に算定できることがわかる。

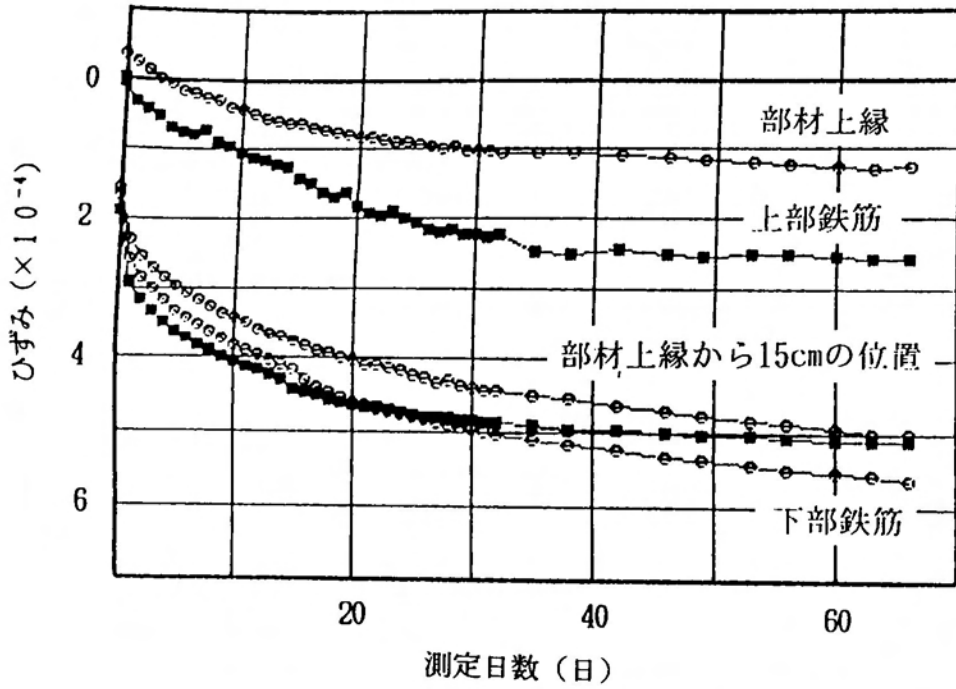


図5. 26 P R C部材の実測ひずみ-時間曲線
(実験Ⅱ、部材 P16-15 の結果)

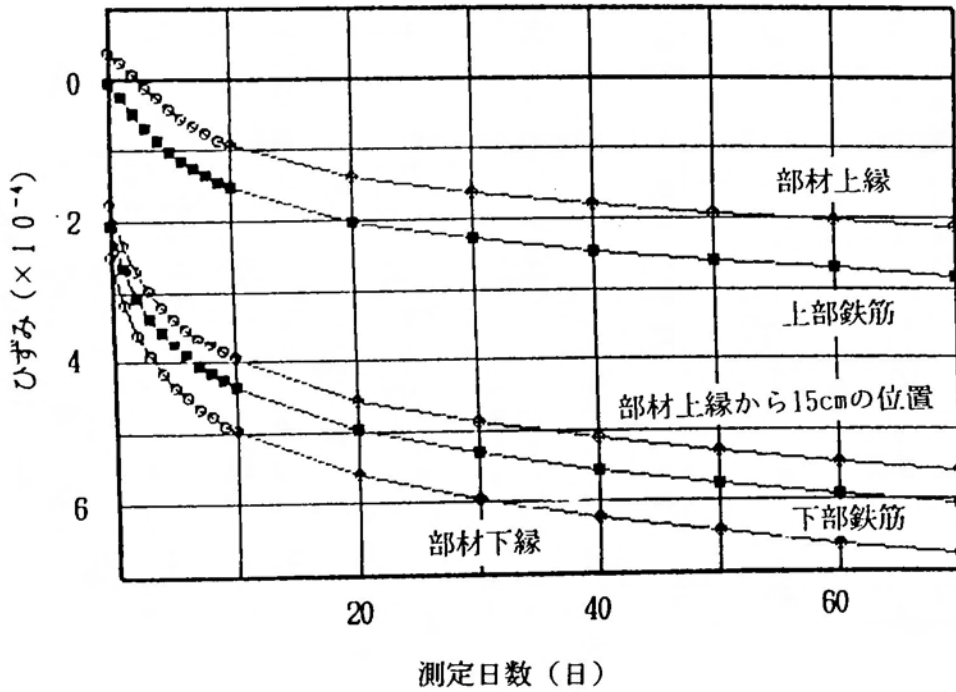


図5. 27 P R C部材のモデル解析曲線

表5. 4および表5. 5に部材の破壊試験結果の一覧を示す。表中の σ_c はモデル解析から求めた破壊試験時の部材下縁の圧縮応力度である。同表のように σ_c は配筋状態で大幅に相違することがわかる。

V_c はひずみの急変点または目視による斜めひびわれ耐力の実測値を、 P_u は破壊荷重の実測値を示している。ただし、実験Iの実測値は部材2本の平均値、実験IIのそれは1本の値である。また、表中の斜めひびわれ耐力の計算値(V_d 、 V_a)は現行の土木学会コンクリート標準示方書に規定されている算定式から求めた値である。ただし、安全係数をすべて1.0とし、部材の有効高さに関する係数 β_d と軸方向鉄筋比に関する係数 β_p に対する制限を無視し、軸方向圧縮力に関する係数 β_n を $\beta_n = 1 + 2M_o/M_u$ として求めた。ここに、 M_o は軸方向力による部材引張縁の応力を打消すのに必要な曲げモーメント、 M_u は部材の曲げ破壊モーメントである。なお、 V_d は軸方向鉄筋による拘束の影響を無視したときの値、 V_a は拘束の影響を考慮したときの値である。

表5. 4および表5. 5のように V_c/V_d の値は、静置期間(約60日間)中に軸方向鉄筋の拘束作用の影響を受けた部材の値が1.1弱であるのに対し、軸方向鉄筋の拘束を受けていない部材のそれらは1.2~1.3と大きくなっている。これは、前節でも述べたように、斜めひびわれ耐力の算定式が破壊試験まで空气中に静置されたはり部材の実測結果を基に求められた経験式^{67) 68)}であることに起因している。一方、 V_c/V_a の値は全部材とも1.2~1.3程度であり、このように軸方向鉄筋の拘束を係数 β_n の項で考慮すれば、コンクリート標準示方書の斜めひびわれ耐力の算定精度は大幅に改善されるようである。

表5. 4 実験Iの破壊試験結果 (単位:tf)

部材	σ_c	V_c	V_d	V_a	V_c/V_d	V_c/V_a	P_u	P_d	P_u/P_d	破壊形式
RC-W	0	3.25	2.57	2.57	1.26	1.26	9.8	8.4	1.17	曲げ引張り
RC-A	-22.4	2.75	2.57	2.18	1.07	1.26	9.7	8.4	1.15	曲げ引張り
PC	79.7	3.00	2.42	2.42	1.24	1.24	9.0	7.1	1.27	斜め引張り
PRC	22.6	3.75	3.58	2.98	1.05	1.26	15.4	15.0	1.03	曲げ引張り

注). σ_c :破壊試験時の部材下縁の圧縮応力度(単位:kgf/cm²)

V_c :斜めひびわれ耐力の実測値

V_d :軸方向鉄筋の拘束を無視したときの斜めひびわれ耐力の計算値

V_a :軸方向鉄筋の拘束を考慮したときの斜めひびわれ耐力の計算値

P_u :破壊荷重の実測値 P_d :曲げ破壊荷重の計算値

表5. 5 実験Ⅱの破壊試験結果(単位:tf)

部材	σ_c	Vc	Vd	Va	Vc/Vd	Vc/Va	Pu	Pd	Pu/Pd	破壊形式
R16-W	0	3.10	2.52	2.52	1.23	1.23	9.8	8.4	1.17	曲げ引張り
R19-W	0	3.40	2.84	2.84	1.20	1.20	14.0	12.8	1.09	曲げ引張り
R16-A	-21.4	2.70	2.52	2.15	1.07	1.26	10.0	8.4	1.19	曲げ引張り
R19-A	-32.8	3.10	2.84	2.45	1.09	1.26	13.6	12.8	1.06	曲げ引張り
P16-15	21.3	3.50	3.24	2.71	1.08	1.29	15.5	15.2	1.02	曲げ引張り
P16-10	-1.8	3.10	2.88	2.50	1.08	1.24	13.0	12.5	1.04	曲げ引張り
P19-15	2.3	3.80	3.54	2.86	1.07	1.33	18.0	17.8	1.01	曲げ圧縮
P19-10	-20.6	3.40	3.19	2.64	1.07	1.29	15.0	15.2	0.99	曲げ引張り

注). σ_c :破壊試験時における部材下縁の圧縮応力度(kgf/cm²)

Vc:斜めひびわれ耐力の実測値

Vd:軸方向鉄筋の拘束を無視したときの斜めひびわれ耐力の計算値

Va:軸方向鉄筋の拘束を考慮したときの斜めひびわれ耐力の計算値

Pu:破壊荷重の実測値 Pd:曲げ破壊荷重の計算値

つぎに、部材の破壊荷重の実測値 (Pu)と終局強度式から求めた曲げ破壊荷重の計算値 Pdとの比(Pu/Pd)を比較すると、せん断破壊したPC部材を除外すれば、その他の部材の値は1.0~1.2程度であり、実験に伴う各種の誤差を考慮すれば、現行の曲げ耐力の算定式が妥当であることがわかる。なお、実測値のばらつきは、主に軸方向鉄筋やPC鋼材の配筋位置の違いに起因するものと考えられる。また、部材の破壊形式は、垂直スターラップを配筋したRC部材およびPRC部材が曲げ引張りまたは曲げ圧縮で、せん断補強していないPC部材だけがせん断(斜め引張り)で破壊した。ただし、垂直スターラップの分担力(Vs=3.18tf)を含めた各部材のせん断破壊に対する計算値と表中のPdを比較すると、引張鉄筋にD16を用いたRC部材を除外すれば、その他のRC部材およびPRC部材の値はPdより小さく、せん断破壊する部材もあると予想していたが、上記のように曲げ破壊を生じた。この結果およびせん断で破壊したPC部材の実測結果から判断して、斜めひびわれ発生以後も引張鉄筋のほぞ作用やコンクリート圧縮縁のせん断耐力などで、はり部材の終局せん断耐力は、前節で述べた柱部材のそれとは異なり、現行の算定値より相当大きくなるものと考えられる。

以上、本実験の結果から、はり部材の終局曲げ耐力は時間依存現象の影響を受けないが、斜めひびわれ耐力はその影響を顕著に受けることがわかった。

5. 6 まとめ

本章では、RC部材やPRC部材の断面内部における応力およびひずみの経時変化を算定するためのモデル解析法、ならびに時間依存現象が同部材のひびわれ耐力や破壊性状に及ぼす影響について検討した。以下に、本研究の結果を要約する。

(1). 鋼材で補強されたコンクリート部材の断面内部における応力状態は、大幅に経時変化する。したがって、部材のひびわれ耐力を算定する際には、コンクリートの時間依存現象の影響を適切に評価すべきである。

(2). コンクリート部材の断面内部における応力移行状態は、本研究で提案したモデル解析法で適確に算定できる。

(3). 持続軸圧縮力の作用後に水平力を受けるRC柱の斜めひびわれ耐力や破壊荷重は、持続期間中にコンクリート断面の圧縮応力度が軸方向鉄筋に移行されるため、直前荷重のそれと比較して、大幅に低減する。

(4). 柱部材とはり部材では、せん断破壊の機構が相違するため、今後、柱部材に対する適切なせん断耐力の算定式を確立すべきである。

(5). PRC部材の断面内部における応力状態は、軸方向鉄筋がコンクリートの時間依存ひずみを拘束するため、軸方向鉄筋を有しないPC部材のそれとは大幅に相違する。

(6). コンクリート標準示方書のはり部材に対する斜めひびわれ耐力の算定式は、軸方向鉄筋の拘束の影響を係数 β_n の項で考慮すれば、算定精度が大幅に改善される。

(7). はり部材の終局曲げ耐力は、時間依存現象の影響を受けない。

第6章 総括

コンクリートは、気体、液体および固体のすべてを含む不均質な多相材料であり、通常の使用状態下でも鋼材には見られない大きな時間依存ひずみを生じる特異な構造材料である。したがって、鋼材で補強されたコンクリート構造物の設計施工に際しては、このような材料特性の違いによる影響を適切に検討しておくことが重要である。

そこで本研究では、まず、材料面の問題として、コンクリートの時間依存ひずみに関する種々な基礎的実験に基づき、低応力レベル下における同ひずみの生成機構に対する考え方を述べ、その考え方を具体化するために考案した新力学モデルによるひずみ予測法を提案し、その妥当性を立証した。つぎに、構造面の問題として、同モデルに鋼材を表す弾性要素を新たに加え、鋼材で補強されたコンクリート部材の断面内部における応力やひずみの経時変化を算定するためのモデル解析法の提案、さらに構造部材の変形性状やひびわれ耐力に関する基礎的実験を行い、本研究で提案したモデル解析法の妥当性や有用性を立証するとともに、破壊試験以前の荷重履歴の違いが構造部材のひびわれ耐力や破壊性状に重大な影響を及ぼすことを明らかにした。

第1章では、研究の背景や既往の研究内容および問題点を述べ、本研究の意義および目的を明確にした。コンクリートの時間依存現象に関しては、すでに膨大な量の実験的研究やひずみの生成機構に関する理論的研究などが行われ、その定性的な性状に関してはほぼ解明されているものの、定量化のための予測法や生成機構の解明、さらに同現象が構造部材に及ぼす影響を検討した構造実験面での研究が立ち遅れていることを述べた。以上の点を勘案して、本研究の目的を設定した。

第2章では、クリープひずみのうち、特に遅れ弾性（回復クリープ）の生成機構が分散系の複合体内部におけるひずみ一定状態から応力一定状態へと移行する間の過渡現象、すなわち、応力平衡化現象であると考え、同現象を表示できる新力学モデル（応力平衡化回転モデル）による解析法を提案するとともに、高温養生したレジンコンクリートの遅れ弾性現象を実測し、同結果とモデル解析結果との比較検討から、遅れ弾性の生成機構が分散系の複合体内部における

応力平衡化現象であること、本研究で提案した力学モデルで同現象を適確に解析できることを明らかにした。

第3章では、コンクリートの時間依存ひずみの各種影響要因に関する基礎的実験を行い、予備知識や基礎データを得るとともに、ひずみの定性的な性状が従前の実験結果と同様であること、使用骨材の変形特性が乾燥収縮ひずみに重大な影響を及ぼすこと、乾燥収縮ひずみの実測値のばらつきが圧縮強度やヤング係数のそれと大差ないこと、クリープ係数の実測値のばらつきが乾燥収縮ひずみのその3倍程度であることなどを示し、さらに同結果と既存の予測式による予測結果との比較検討から、ACI-209 委員会式の適合性が良好であることなどを明らかにした。

第4章では、従前の研究成果および第3章で述べた基礎的実験を基に、クリープひずみのうち、非回復性の流動が化学反応過程で水中に溶出した固体物質およびゲル水の内部拡散、あるいは外部への流出に起因するひずみ成分であり、また、乾燥収縮ひずみが毛細管張力の作用に起因する弾性ひずみとクリープひずみの和であると考え、それらのひずみ機構を表示できる特殊な力学モデルによる理論的な予測法を提案するとともに、モデル予測結果が実測のそれと全般的に一致することから、ひずみの生成機構に対する考え方やその考えに立脚したモデル予測法が妥当であることを明らかにした。

第5章では、コンクリートの時間依存現象が同構造物のひびわれ耐力や破壊性状に及ぼす影響を究明するため、まず、構造部材の断面内部における応力やひずみの経時変化を算定するためのモデル解析法を提案するとともに、RC柱に関する基礎的実験を行い、持続軸圧縮力が水平載荷時の斜めひびわれ耐力や破壊性状に重大な影響を及ぼすこと、現行のコンクリート標準示方書の規定では長期間軸圧縮力を受けるRC柱の斜めひびわれ耐力や終局せん断耐力を安全に設計できないことを明らかにした。さらにRC、PCおよびPRCはりに関する基礎的実験から、軸方向鉄筋による時間依存ひずみの拘束作用がコンクリート断面の応力度や斜めひびわれ耐力に重大な影響を及ぼすこと、現行の斜めひびわれ耐力の算定式における係数 β_n の項に拘束の影響を考慮すれば、算定精度が大幅に改善されることなどを明らかにした。また、これらの構造実験の結果から、鋼材で補強されたコンクリート部材の断面内部における応力移行現

象を本研究で提案したモデル解析法で適確に算定できることを示した。

以上、本研究では、コンクリートおよび同構造物の時間依存現象を解析するための理論的でしかも汎用性に優れたモデル解析法について述べたが、同解析法は繁雑な計算を要するため、今後は一般の構造設計に適した実務的な算定式を確立することが急務であると考えられる。

最後に、本研究の結果に基づき、現行のコンクリート標準示方書の規定で改変、あるいは検討すべき問題点を列挙する。

- ① 乾燥収縮ひずみの特性値を無筋コンクリートの値に改めること。
- ② わが国の骨材事情を勘案したひずみ特性値に改めること。
- ③ 埋設鋼材の拘束による応力移行状態を推定するための簡易な算定式を規定するとともに、その影響を考慮したひびわれ耐力やひびわれ幅の算定式を確立すること。
- ④ 現行のはり部材に対するせん断耐力の算定式とは別に、荷重履歴の影響を考慮した柱部材の斜めひびわれ耐力や終局せん断耐力の算定式を確立すること。

参考文献

- 1) Neville, A. M. and Dilger, W. : Creep of Concrete, Plain, Reinforced and Prestressed, North-Holland, 1970
- 2) Neville, A. M. Dilger, W. H. and Brooks, J. J. : Creep of Plain and Structural Concrete, Construction Press, 1983
- 3) 村田二郎, 岡田 清: 最新コンクリート技術選書 1, 山海堂, 1979
- 4) A. M. ネビル著, 後藤幸正, 尾坂芳夫訳: ネビルのコンクリートの特性, 技報堂, 1979
- 5) 岸谷孝一, 西澤紀昭 他編: 塩害 (I), (II), 技報堂, 1986
- 6) 岸谷孝一, 西澤紀昭 他編: アルカリ骨材反応, 技報堂, 1986
- 7) 岸谷孝一, 西澤紀昭 他編: 化学的腐食, 技報堂, 1986
- 8) 小林一輔 著: コンクリート構造物の早期劣化と耐久性診断, 森北出版, 1991
- 9) 梅村 魁, 大澤 胖 監修: 鉄筋コンクリート構造の耐震設計, オーム社, 1983
- 10) 山田 稔 編著: 鉄筋コンクリート構造物の耐震安全性, 技報堂, 1976
- 11) 山田 稔: 1968年十勝沖震害における鉄筋コンクリート柱のせん断爆裂に関する考察, 日本建築学会, 論報, No. 170, 1968, pp. 19~26
- 12) 山田 稔, 河村 広: 軸圧を受ける鉄筋コンクリート部材の弾塑性曲げ変形に関する研究 (I), 日本建築学会, 論報, No123, 1964, pp. 15~21
- 13) コンクリート標準示方書 (設計編), 土木学会, 1990
- 14) コンクリート標準示方書 (平成3年度版) 改訂資料およびコンクリート技術の今後の動向, 土木学会, 1990
- 15) W. チェルニン著, 徳根吉郎訳: 建設技術者のためのセメントコンクリート化学, 技報堂
- 16) Houk, I. E., Borge, O. E. and Houghton, D. I. : Studies of Autogenous Volume Change in Concrete for Dworshak Dam, Journal of ACI, No. 66, 1969, pp. 560~568
- 17) Troxell G. E., Raphael, J. M. and Davis, R. E. : Long-Time Creep and Shrinkage Tests of Plain and Reinforced Concrete, Proc. ASTM, 58, 1958, pp. 1101~1120

- 18) Parrot, L. J. : Increase in Creep of Hardened Cement Paste due to Carbonation under Load, Magazine of Concrete Research, Vol. 27, No. 92, 1975, pp. 179~181
- 19) Ali, I. and Kesler, C. E. : Mechanisms of Creep in Concrete, ACI SP-9, 1964, pp. 35~57
- 20) ACI: Douglas McHenry International Symposium on Concrete and Concrete Structures, ACI Pub. SP-55, 1978
- 21) ACI: Designing for Creep and Shrinkage in Concrete Structure, ACI Pub. SP-76, 1982
- 22) ACI: Designing for Creep Shrinkage Temperature in Concrete Structures, ACI Pub. SP-27, 1971
- 23) CCA: Proceedings of An International Conference: The Structure of Concrete and its Behaviour under Load, Cement and Concrete Association, 1965
- 24) 長滝重義, 米倉亜州夫: 高強度コンクリートの乾燥収縮及びクリープの特性, コンクリート工学, Vol. 20, No. 4, 1982, pp. 75~87
- 25) 長滝重義, 米倉亜州夫: コンクリートの乾燥収縮およびクリープの機構に関する考察, コンクリート工学, Vol. 20, No. 12, 1982, pp. 85~95
- 26) 藤原忠司: セメント系硬化体の配合と乾燥収縮との関係, 土木学会論文集, No. 390/V-8, 1988, pp. 209~217
- 27) 西林新蔵, 大山英郎: コンクリートの応力緩和に関する研究, 土木学会論文報告集, No. 241, 1975, pp. 145~153
- 28) 庄谷征美, 徳田 弘: 風作用を受けるコンクリートの水分逸散および収縮特性に関する基礎研究, 土木学会論文報告集, No. 328, 1982, pp. 121~134
- 29) 阪田憲次, 西林新蔵: コンクリートのクリープの内部機構に関する一考察, 土木学会論文報告集, No. 235, 1975, pp. 81~86
- 30) Neville, A. M. and Hirst, G. A. : Mechanism of Cyclic Creep of Concrete ACI Pub. SP 55-4, pp. 83~101
- 31) Powers, T. c. : Mechanisms of Shrinkage and Reversible Creep of Hardened Cement Paste, The Structure of Concrete and its Behaviour under Load, Proc. of Internal Conf. , London, 1965, pp. 319~344

- 32) Bazant, Z. P. : Thermodynamics of Interacting Continua with Surfaces and Creep Analysis of Concrete Structures, Nuclear Engineering and Design, Vol. 20, 1972, pp. 477~505
- 33) Illston, J. M. : The Delayed elastic Deformation of Concrete as a Composite Material; Proceedings of An International Conference, Cement and Concrete Association 1965, pp. 24~36
- 34) Hansen, T. C. : Theories of Multi-Phase Materials applied to Concrete, Cement Mortar and Cement Paste, Cement and Concrete Association, 1965, pp. 16~23
- 35) Wittmann, F. W. : Creep and Shrinkage Mechanisms in Creep and Shrinkage in Concrete Structures, John Wiley and Sons, 1982, pp. 129~161
- 36) 阪田憲次, 久住武司, 大下 憲: コンクリートの乾燥収縮の予測に関する研究, セメント技術年報, 35, 1979, pp. 266~269
- 37) 阪田憲次: コンクリートの乾燥収縮およびクリープの予測, セメント・コンクリート, No. 425, 1982, pp. 7~13
- 38) 阪田憲次, 池田 清: コンクリートのクリープの予測に関する研究, 土木学会論文報告集, No. 340, 1983, pp. 185~191
- 39) 阪田憲次, 綾野克紀: コンクリートの非線形クリープ予測式の提案, 土木学会論文集, No. 451, V-17, 1992, pp. 179~188
- 40) 阪田憲次, 綾野克紀: 変動応力下におけるコンクリートのクリープの予測に関する研究, 土木学会論文集, No. 451, V-17, 1992, pp. 205~214
- 41) 椿 龍哉: コンクリートのクリープと乾燥収縮の予測手法の現状, 土木学会論文集, No. 414, V-12, 1990, pp. 23~31
- 42) Rüsç, H., Jungwirth, D. and Hilsdorf, K. H. : Creep and Shrinkage, Springer-Verlag, 1983
- 43) Bazant, Z. P. and Panula, L. : New Model for Practical Prediction of Creep and Shrinkage, ACI Pub. SP 76-2, 1982, pp. 7~23
- 44) Trost, H. : The Calculation of Deflections of Reinforced Concrete Members, ACI Pub. SP 76-5, 1982, pp. 89~108

- 45) Nielsen, L. F. : The Improved Dischinger Method as Related to Other Methods and Practical Applicability, ACI Pub. SP76-9, 1982, pp. 169~191
- 46) Balaguru, P. and Nawy, G. E. : Evaluation of Creep Strains and Strees Redistribution in RC Columns, ACI Pub. SP 76-12, 1982, pp. 309~324
- 47) Torst, H. : Effects of The Time-Dependent Behaviour of Concrete in Prestressed Concrete Members, ACI Pub. SP 76-11, 1982, pp. 301~308
- 48) M. ライナー著, 山田嘉昭, 柳沢延房訳: レオロジーの基礎理論, コロナ社
- 49) 小林一輔: コンクリートの炭酸化に関する研究, 土木学会論文集, No. 433, V-15, 1991, pp. 1~14
- 50) ACI Committee 209: Prediction of Creep, Shrinkage and Temperature Effects in Concrete Structures, ACI Pub. SP 76-10, pp. 193~300
- 51) I shai, O. : Time-Dependent Deformational Behaviour of Cement Paste, Mortar and Concrete, Cement and Concrete Association, 1968, pp. 345~364
- 52) Ruetz, W. : The Two Different Physical Mechanisms of Creep in Concrete, Cement and Concrete Association, 1968, pp. 146~153
- 53) Branson, O. E. , Meyer, B. L and Schumann, C. G. : The Prediction of Creep and Shrinkage Properties of Concrete, Iowa Highway Comission, 1970, pp. 1~140
- 54) 河角 誠、関 慎伍 他 : セメントの水和と内部水の粘性からみたコンクリートのクリープ特性、土木学会論文報告集、No. 321, 1982, pp. 167~175
- 55) 関 慎伍, 河角 誠 他 : セメントの水和進行に伴うコンクリートの微視的構造変化とクリープ, コンクリート工学, Vol. 21, No. 9, 1983, pp. 37~52
- 56) 小野吉雄 : 未水和セメントの鉱物相と水和特性, コンクリート工学, Vol. 19, No. 11, 1981, pp. 10~14
- 57) 鈴木一孝 : セメントペーストの水和と物性, コンクリート工学, Vol. 19, No. 11, 1981, pp. 15~24
- 58) 梅屋 薫, 大坪泰文: セメントペーストのレオロジー特性, コンクリート工学, Vol. 19, No. 11, 1981, pp. 25~28

- 59) 大岸佐吉：コンクリートの組織構造と力学的性質，コンクリート工学，Vol. 19, No. 11, 1981, pp. 58~67
- 60) 笠井順一：セメント化学概論，コンクリート工学，Vol. 21, No. 9, 1983, pp. 77~82, Vol. 21, No. 11, 1983, pp. 100~106, Vol. 22, No. 4, 1984, pp. 66~71, Vol. 22, No. 5, 1984, pp. 60~66
- 61) 鈴木計夫：コンクリートのクリープ試験方法について，コンクリート工学，Vol. 16, No. 1, 1978, pp. 29~37
- 62) Neville, A. M. : Hardened Concrete; Physical and Mechanical Aspects, ACI Monograph No. 6, 1971
- 63) 関 慎伍, 笠原 清 他：セメントの水和進行率から求まるコンクリートの有効セメント水比と圧縮強度との関係について，土木学会論文集，第146号，1967, pp. 38~46
- 64) 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，日本建築学会，1986
- 65) 鈴木計夫, 大野義照, 佐田裕之：プレストレスト鉄筋コンクリートはりの曲げ性状について，第2回コンクリート工学年次講演会論文集，1980, pp. 385~388
- 66) 猪股俊司：プレストレストコンクリートの設計および施工，1965
- 67) Okaura, H. and Higai, T. : Proposed Design Equation for Shear Strength of Reinforced Concrete Beams without Web Reinforcement, Proc. of JSCE, No. 300, 1980, pp. 131~141
- 68) 二羽淳一郎, 山田一字, 横沢和夫, 岡村 甫：せん断補強鉄筋を用いないRCはりのせん断強度式の再評価，土木学会論文集，No. 372, /V-5, 1986, pp. 167~176
- 69) 尾坂芳夫, 鈴木基行, 桑澤庄次郎, 石橋忠良：静的交番繰り返し荷重下でのRC柱の履歴復元力特性に関する研究，土木学会論文集，No. 372, /V-5, 1986, pp. 45~54
- 70) 江崎哲郎：コンクリートの時間依存の変形・破壊の挙動に関する研究，博士論文(九州大学)，1979
- 71) 山崎竹博：不飽和ポリエステルレジンコンクリートの土木材料への適用に関する基礎的研究，博士論文(京都大学)，1988

参考発表論文

- 72) 宮川邦彦, 渡辺 明: 新力学モデルの提案とそれによるコンクリートの遅れ弾性現象の解析, コンクリート工学, Vol. 15, No. 4, 1977, pp. 119~125
- 73) 宮川邦彦: コンクリートの時間依存ひずみの解析的研究, 九州産業大学工学部研究報告, Vol. 19, 1983, pp. 161~168
- 74) 宮川邦彦, 渡辺 明: 軸方向鉄筋を有するP C部材のクリープ解析法, コンクリート工学年次講演会講演論文集, 第1回, No. 124, 1979, pp. 493~496
- 75) 宮川邦彦: コンクリートの乾燥収縮及びクリープの予測に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, 第14巻, 第1号, No. 1097, 1992, pp. 579~584
- 76) 山崎竹博, 宮川邦彦: 不飽和ポリエステルレジンモルタルの粘性を考慮した配合設計に関する研究, 土木学会論文集, Vol. 366, V-4, 1986, pp. 55~63
- 77) 山崎竹博, 宮川邦彦, 渡辺 明: 補強されたレジンコンクリートの硬化収縮応力度算定に関する研究, 土木学会論文集, Vol. 318, 1982, pp. 127~137
- 78) Yamasaki, T. and Miyakawa, K. : Study on The Rheological Mix Design of Unsaturated Polyester Rein Concrete, 5th International Congress on Polymers in Concrete, 1982, pp. 43~48
- 79) 宮川邦彦: 力学モデルによるコンクリートの時間依存ひずみ予測, 土木学会第39回年次学術講演会講演概要集, V-84, 1984, pp. 167~168
- 80) 宮川邦彦: コンクリートのクリープおよび乾燥収縮ひずみの実測値と予測値との比較, 土木学会第41回年次学術講演会講演概要集, V-178, 1986, pp. 353~354
- 81) 宮川邦彦: コンクリートの時間依存ひずみに及ぼす材令および寸法の影響について, 土木学会第42回年次学術講演会講演概要集, V-157, 1987, pp. 352~355
- 82) 宮川邦彦: コンクリートの時間依存ひずみに及ぼすセメントおよび骨材の影響, 土木学会第43回年次学術講演会講演概要集, V-223, 1988, pp. 494~495
- 83) 宮川邦彦: 持続荷重除去後のコンクリートのひずみ特性について, 土木学会第44回年次学術講演会講演概要集, V-159, 1989, pp. 372~373
- 84) 宮川邦彦: 乾燥収縮ひずみ及びクリープ係数の簡易予測式, 土木学会第45回年次学術講演会講演概要集, V-380, 1990, pp. 786~787

- 85) 宮川邦彦: 早強コンクリートの時間依存ひずみに及ぼす配合の影響, 土木学会第46回年次学術講演会講演概要集, V-236, 1991, pp. 488~489
- 86) 宮川邦彦: 早強コンクリートの時間依存ひずみに及ぼす配合の影響, 土木学会第46回年次学術講演会講演概要集, V-236, 1991, pp. 488~489
- 87) 宮川邦彦, 佐藤武夫: コンクリートの乾燥収縮及びクリープのばらつき, 土木学会第47回年次学術講演会講演概要集, V-460, 1992, pp. 950~951
- 88) 宮川邦彦: R C 部材のひび割れ耐力に及ぼす荷重履歴の影響について, 土木学会西部支部研究発表会, V-3, 1991, pp. 638~639
- 89) 宮川邦彦: コンクリート部材の時間依存特性解析, 土木学会西部支部研究発表会, V-36, 1990, pp. 656~657
- 90) 宮川邦彦, 佐藤武夫: P R C 部材のひびわれ性状について, 土木学会西部支部研究発表会, V-1, 1992, pp. 766~767

謝 辞

本論文をまとめるにあたり、懇切丁寧な御指導と御配慮を賜りました九州工業大学教授渡辺 明博士(主査)をはじめとし、同大学教授大西正己博士(副査)、同大学教授浦 勝博士(副査)、同大学教授原田昭治博士(副査)に対し深甚なる感謝の意を表します。

本研究は、著者が昭和41年、九州工業大学工学部開発土木工学科の卒業論文題目として、同大学教授渡辺 明先生の御指導の下で開始したもので、さらに同大学大学院工学研究科修士課程修了後、九州産業大学工学部土木工学科に助手として奉職して以来、行ってきた二十六年間の成果を集約したものであります。この間、常に深い御理解と御配慮、適切な御助言を賜りました九州工業大学教授渡辺 明先生、同大学助教授出光 隆先生、学部および修士課程を通して、良き朋友、良き相談相手として激励を戴きました鹿児島大学工学部海洋土木工学科教授松本 進氏、ならびに九州産業大学工学部土木工学科助手として十四年間の長きにわたり、卒業研究の指導や研究を共に行いながら、意見交換を行って参りました現九州工業大学工学部助教授山崎竹博氏に対し、衷心より感謝を申し上げる次第です。

また、研究の遂行や図面の作成に際しまして、九州産業大学工学部土木工学科技能員佐藤武夫氏、同副手亀井頼隆氏、ならびにコンクリート研究室卒業生の諸兄に御協力を戴きました。ここに謹んで謝意を表します。

最後に、本論文をまとめるにあたり、心温まる励ましのお言葉を戴きました九州産業大学工学部土木工学科教職員の皆様方に衷心より御礼申し上げます。