

内部欠陥・内部損傷を有する RC はり部材のポストピーク挙動に関する実験的・解析的研究

An Experimental and Analytical Study on Post-peak Behavior of RC Beam with Internal Defect or Damage

小林孝一*・亀田好洋**・伊藤睦***・水野英二****

Koichi KOBAYASHI, Yoshihiro KAMEDA, Atsushi ITOH and Eiji MIZUNO

* 正会員 博(工) 岐阜大学准教授 工学部社会基盤工学科 (〒501-1193 岐阜市柳戸 1-1)

** 学生会員 名古屋工業大学大学院 都市循環システム工学専攻 (〒466-8555 名古屋市昭和区御器所町)

*** 正会員 博(工) 中部大学准教授 工学部都市建設工学科 (〒487-8501 春日井市松本町 1200)

**** 正会員 Ph. D. 中部大学教授 工学部都市建設工学科 (〒487-8501 春日井市松本町 1200)

RC structure sometimes suffers from internal defect caused by inferior construction or from internal damage caused by deterioration. In this study, post-peak behaviors of those beams were investigated both experimentally and analytically. The rock pocket was simulated in RC beams as an example of internal defects. The deterioration of concrete strength and Young's modulus, and breaking of lateral confinement caused by alkali-silica reaction (ASR), were simulated as examples of internal damages. The results of this study can be summarized as follows; The rock pocket and breaking of hoop tie deteriorate mechanical performances of RC member in post-peak region. The deterioration of mechanical performance was caused by the decrease in lateral confinement and can be simulated by changing the gradient of strain-softening curve in strain-softening constitutive model of concrete.

Key Words: rock pocket, ASR, breaking of lateral confinement, post-peak, strain-softening constitutive model

キーワード: ジャンカ, ASR, 横拘束筋破断, ポストピーク, ひずみ軟化型モデル

1. はじめに

鉄筋コンクリート(以下, RC)構造は, 力学的性能や耐久性の極めて優れた構造形式であり, 我が国でもこれまで社会資本整備に膨大な量が用いられてきている。しかしながら RC 構造が十分な耐荷性能を有するように設計されていても, 適切に施工および維持管理がなされない場合には期待した性能を発揮することができない。

施工に起因する不具合の例としては, 鉄筋の配置が適切でないことや, 異物が混入すること, 不適切な打継ぎ処理によるコールドジョイントの発生, および締固め不良に起因するジャンカの発生などが挙げられる。さらに近年は震災が相次いだことにより耐震性向上を目的として, あるいは技術の向上により構造物が高性能化, 複雑化したため, 過密に配筋される構造物が増加しており, 施工時に十分にコンクリートの締固めを行なうことが困難な事例も多い。

塩害や中性化による鉄筋の腐食, アルカリシリカ反応(以下, ASR), 凍害等による劣化が生じた場合には, 構造物に期待される要求性能を満たすように維持管理を行なう必要がある。特に ASR による劣化が生じても部材断面が鉄筋によって適切に横拘束されていれば部材もしくは構造物の耐荷性能に重大な問題は生じないと考えられてきた¹⁾のに対し, ASR に起因する鉄筋の破断²⁾は,

これまで全く想定されていなかった劣化形態であり, この場合に対する安全性の検討は重要な課題であるといえる。

施工不良もしくは劣化により RC 部材に内部欠陥, 内部損傷が生じた場合には耐荷性能の低下が生じるが, このような耐荷性能の変化については, 実験室レベルでは載荷実験を実施することによって, ある程度は再現が可能である。しかしながら, 内部欠陥, 内部損傷による耐荷性能の低下への対策として効果的な補修, 補強を実施するためには, 部材内での耐荷機構を把握する必要があるのに対し, 載荷実験中の部材もしくは構造物内部での応力やひずみの分布, 破壊の進展を検知することには困難が伴う。この場合には, 数値解析を併用して部材内部の性状を検討することが有効であると期待される。さらに, 既存構造物において内部欠陥, 内部損傷が探知された場合には, 数値解析シミュレーションを行なうことにより, 個々の構造物に対する適切な補修, 補強の実施が可能となる。

一方, 我が国の構造物は, 常に地震力の作用にさらされる危険があり, 構造物の安全性を確保するためには, 塑性変形能や破壊時の挙動, すなわち柱部材の大変位下におけるポストピーク挙動について検討を行なうことが必要不可欠である。上記の ASR による鉄筋の破断に関しても, これまでも数値解析的検討がなされてきた例が

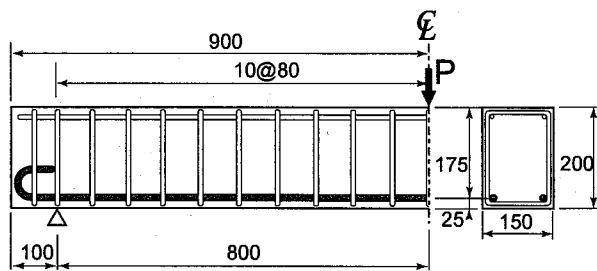


図-1 供試体の例（横拘束筋間隔 80mm の場合、単位：mm）

表-2 供試体シリーズ一覧

	コンクリート種類	模擬欠陥・損傷種類
Aシリーズ	普通	横拘束筋破断
Bシリーズ	普通	内部空隙
Cシリーズ	気泡	横拘束筋破断
Dシリーズ	軽量・気泡	横拘束筋破断

あるが²⁶⁾、これらの検討については、主に部材の耐荷力を検討することを主眼に置いており、ポストピーク領域における部材の挙動まで検討を行った例は無い。

著者らはこれまでに、ブリーディング層やジャンカが RC 部材の耐荷性能に与える影響について、実験的ならびに解析的に検討を行ってきており³⁾⁴⁾⁵⁾、ジャンカの存在により、断面内での横拘束力が減少し、部材の耐荷性能、特にポストピーク域における挙動が内部欠陥の無い供試体とは異なることを明らかにしている⁹⁾。

このような成果をふまえ、本研究では、不適切な施工により生じる内部欠陥の例としてジャンカを、また劣化により生じる内部損傷の例として ASR による鉄筋破断をモデル化した RC 部材を対象として、その耐荷性能、特にポストピーク挙動を実験的、解析的に検討し、将来の合理的な補修、補強設計法の確立に資する基礎資料を提供することを目的とした。

なお、本論文は既報⁷⁸⁾を基に解析結果（第 4 章および第 5 章）を追加した上で全体を再構成したものである。

2. 実験的検証

2.1 供試体の概要

本研究では、上記のように RC 柱部材のポストピーク挙動を対象とするが、供試体作製および実験遂行を容易にするために、RC はり部材を用いた。

本研究で供試体として用いた RC はり部材の例を図-1に示す。供試体の引張側には主筋として D16 (SD295A) を 2 本、圧縮側には組立筋として $\phi 6$ を 2 本、いずれもかぶり 17mm で配置した。引張鉄筋比は、圧縮域の力学的性状が部材耐荷性状に与える影響を検討するという本研究の目的を鑑み、1.5% と比較的大きな値に設定されている。また横拘束筋として D6 (SD295A) を、間隔 60mm、80mm および 100mm のいずれかで配置した。これらはそれぞれ横拘束筋体積比 1.55%、1.17% および

表-1 使用した鋼材の性質

		静弾性係数 (kN/mm ²)	降伏強度 (N/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)
A, Bシリーズ	D16	198	344	520
	D6	202	413	528
C, Dシリーズ	D16	190	345	505
	D6	192	344	519

表-3 それぞれのシリーズに用いたコンクリートの配合表

	W/C (%)	s/a (%)	単位量(kg/m ³)					
			W	C	S	G	減水剤	気泡
A, Bシリーズ	60	50.1	175	291	864	905	0.727	0
Cシリーズ	60	50.4	162	269	787	781	0.674	5.0
Dシリーズ	56	46.9	146	258	574	529	0.646	5.0

0.93% に相当する。主筋と横拘束筋の力学的性能を表-1に示す。

また、本研究では 4 つの供試体シリーズについて検討を行なった。その一覧を表-2 に示すが、詳細は次節以降で述べる。

2.2 コンクリートの配合

供試体は表-2 に示したように A, B, C および D の 4 つのシリーズからなり、各シリーズは使用したコンクリートの配合が異なる（表-3）。

A シリーズと B シリーズの供試体には碎石、川砂を用いた水セメント比 W/C=0.6 の通常のコンクリートを用いた。

C シリーズの供試体のコンクリートも同様に碎石、川砂を用い、W/C=0.6 であるが、ASR による強度低下を模擬するために、予め発泡装置にて発泡剤溶液から微細気泡（密度：0.05g/cm³）を作り、それをミキサに投入して練混ぜを行なうプレフォーム方式で気泡コンクリートとすることによって、強度の低下を図った。気泡の混入量は、試し練りの結果、コンクリート体積の 10% とした。

一方、D シリーズのコンクリートは体積比 10% の気泡を混入するだけでなく、軽量細骨材（絶乾密度：1.70g/cm³、表乾密度：1.95g/cm³）と軽量粗骨材（絶乾密度：1.25g/cm³、表乾密度：1.59g/cm³）を用いた軽量コンクリート 2 種（軽量・気泡コンクリート）とすることによって、ASR による強度と静弾性係数の低下を図った⁹⁾。

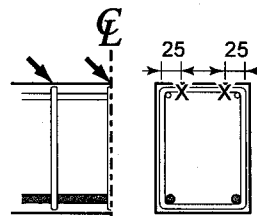


図-2 鉄筋切断の位置の例（横拘束筋 3 本切断の場合、矢印で示す横拘束筋を X の位置で切断、単位：mm）

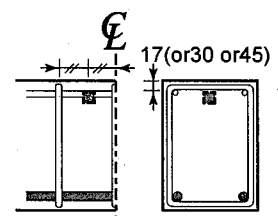


図-3 内部空隙の位置の例（単位：mm）

表-4 A, C, Dシリーズ供試体一覧

供試体名	横拘束筋間隔 (mm)	横拘束筋切断本数
A(or C or D)-60-0	60	0
A(or C or D)-60-1		1
A(or C or D)-60-3		3
A(or C or D)-80-0	80	0
A(or C or D)-80-1		1
A(or C or D)-80-3		3
A(or C or D)-100-0	100	0
A(or C or D)-100-1		1
A(or C or D)-100-3		3

注：供試体名は、シリーズ名 - 横拘束筋間隔 - 横拘束筋切断本数、を表わす

表-5 Bシリーズ供試体一覧

供試体名	横拘束筋間隔 (mm)	ジャンカ寸法 (mm)	ジャンカ位置 (mm)
B-60-15-17	60	15	17
B-60-30-17		30	
B-80-15-17	80	15	30
B-80-15-30			
B-80-30-17		30	17
B-80-30-30			30
B-80-30-45	100	15	45
B-100-15-17			17
B-100-30-17		30	

注：供試体名は、シリーズ名 - 横拘束筋間隔 - 空隙寸法 - 空隙位置、を表わす

表-6 コンクリートの圧縮強度と静弾性係数

	圧縮強度 (N/mm ²)		静弾性係数 (kN/mm ²)	
	範囲	平均	範囲	平均
A, Bシリーズ	31.6-45.4	37.7	26.7-31.9	29.6
Cシリーズ	14.0-19.2	16.1	14.2-19.1	16.1
Dシリーズ	7.5-12.5	9.5	7.5-10.3	8.7

2.3 供試体における内部欠陥、内部損傷の模擬

A, CおよびDシリーズの供試体はASRによるコンクリートの劣化と鉄筋破断が部材の耐荷性能に与える影響を検討するために作製した。鉄筋の破断はコンクリート打設前に横拘束筋を切断することによって模擬し、供試体中央の横拘束筋を1本だけ切断したものと、その左右に隣接する横拘束筋も含めて計3本を切断したもの、2種類を作製した。横拘束筋を3本切断する場合の切断位置を一例として図-2に示す。また、横拘束筋を切断した供試体の一覧を表-4に示す。

Bシリーズの供試体は締固め不良に起因するジャンカがRC部材の耐荷性能に与える影響を検討するために作製し、ジャンカを模擬した内部空隙が供試体内に存在する。内部空隙は供試体作成時に15mm角、あるいは30mm角の発泡スチロールの立方体を、供試体中央に配置された横拘束筋の左右に1個ずつ埋設することによって模擬した(図-3)。これら寸法は既報⁹⁾を参考にし、粗骨材最大寸法($G_{max}=15mm$)や、断面寸法に対する比率などを考慮した上で決定した。また、供試体上面から模擬空隙の上端までの距離は、17mm(=主筋のかぶり)に加え、そのおよそ2倍と3倍に相当する30mmおよび45mmとすることにより、空隙の位置が耐荷性能に与える影響を検討した。内部空隙を有する供試体の一覧を表-5に示す。

なお、Bシリーズの供試体で内部空隙の無いものは、Aシリーズの横拘束筋破断の無いものと同じとなるため、Bシリーズでは内部空隙の無い供試体は作製していない。

供試体は一要因につき、それぞれ2体ずつ、計72体作製した。

2.4 実験方法

供試体に対して一方向曲げ荷重実験を行った。荷重スパンは1600mmとし、スパン中央に一点集中荷重を行った。ここで一点集中荷重を実施したのは、将来的にフーチングを有する柱部材に対する検討を予定しているためである。最大耐力近傍までは荷重制御により、一方、ポストピーク領域においては変位制御により荷重-たわみ関係を得た。

なお本研究においては、一部の部材では引張鉄筋が降伏することなくコンクリートの圧壊が生じているが、この場合にも、部材の塑性変形が開始して荷重-たわみ関係が急変することを、部材の降伏と定義することとする。

3. 実験結果

3.1 コンクリートの性状

RCはり部材の荷重実験とほぼ同材齢で実施したコン

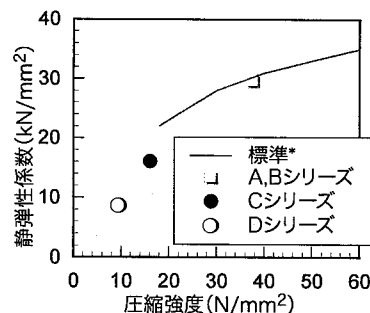


図-4 圧縮強度と静弾性係数の関係
(*は土木学会による値¹⁰⁾、A-Dシリーズの実験値は平均値)

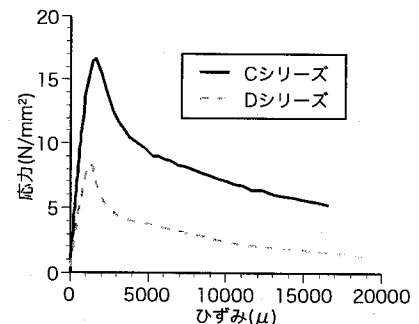


図-5 CシリーズおよびDシリーズのコンクリートの応力-ひずみ関係の例

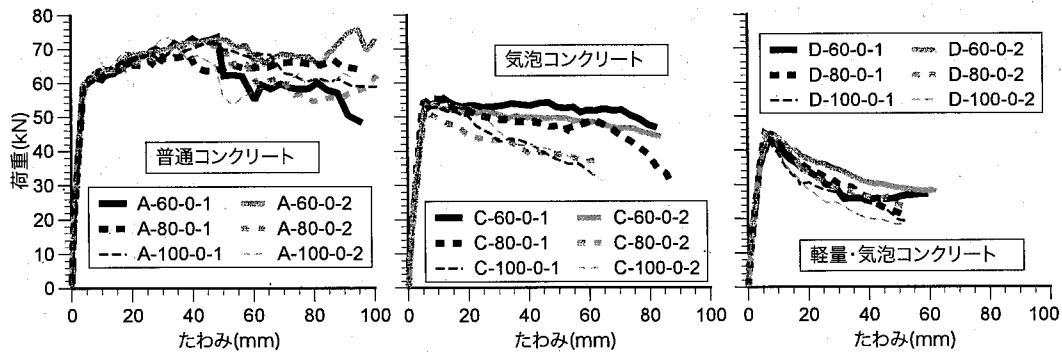


図-6 内部空隙、内部損傷のない部材の荷重-たわみ関係（横拘束筋間隔の影響）⁷⁾⁸⁾

グリの強度試験の結果を表-6に示す。また、これら結果を土木学会による圧縮強度と静弾性係数との関係¹⁰⁾とともに図-4に示し、圧縮試験時に測定した応力-ひずみ関係の例を図-5に示す。

普通強度を目指した配合であるA、Bシリーズ用のコンクリートは、標準的な圧縮強度と静弾性係数の関係を有する。一方、圧縮強度 18N/mm^2 以下の場合の静弾性係数の標準値は与えられていないため、直接の比較はできないものの、Cシリーズ、Dシリーズのコンクリートともに非常に低強度のコンクリートであり、特にDシリーズのコンクリートの静弾性係数は極めて低く、ASR劣化によるコンクリートの強度と静弾性係数の低下を模擬できているものと考えられる。

3.2 RCはり部材の載荷実験結果⁷⁾⁸⁾

RCはり部材は、いずれも載荷点近傍でコンクリートの圧壊が生じ、曲げ破壊した。

(1) コンクリートの品質の影響

図-6に内部欠陥を模擬した空隙、もしくは内部損傷を模擬した横拘束筋の切断のいずれも無い部材の、荷重-たわみ関係を示す。なお、前述のように、Bシリーズの供試体で内部空隙の無いものは、Aシリーズの横拘束筋破断の無いものと同じとなるため、Bシリーズでは内部空隙の無い供試体は作製していない。またこれ以後、図中の凡例の末尾の-1、-2は、同一の要因の2体の供試体を区別するために記されている。

コンクリート強度が小さくなるに従い、部材の降伏荷重が低下する傾向が見られた。また、普通コンクリートを用いたAシリーズの場合には、部材の降伏後も荷重が増加してピーク荷重に達した後に、ポストピーク域に移行したが、気泡コンクリートを用いたCシリーズおよび軽量・気泡コンクリートを用いたDシリーズの場合には、部材が降伏に達するとともに荷重低下が開始した。

Cシリーズの供試体については、引張鉄筋比は $p=0.0151$ であるのに対し、表-1および表-6に示した鉄筋とコンクリートの強度を用いて求められるつり合い鉄筋比は $p_b=0.0213$ であるため、断面はアンダーレインフォースメントとなっている。また、Cシリーズの供試

体に関しては、主筋に貼付されたひずみゲージにより、主筋の降伏が部材の降伏とほぼ同時に生じていることを確認している。このような状況の下でCシリーズの供試体において部材降伏直後から荷重の低下が生じているのは、コンクリート強度が小さいために局所的に主筋のすべり・引抜けが生じているためであると考えられるが、詳細については後述する(5.1節)。

一方、軽量・気泡コンクリートを用いたDシリーズの供試体の場合には、部材降伏荷重がCシリーズよりもさらに低下しているのみならず、部材降伏後の荷重の低下も急激である。載荷中の主筋のひずみを測定したところ、載荷終了まで主筋は降伏していなかった。Dシリーズの供試体の引張鉄筋比は、Aシリーズの供試体と同様に $p=0.0151$ であるのに対し、つり合い鉄筋比は、 $p_b=0.0125$ であり、部材断面が過鉄筋となっており、鉄筋が降伏することなくコンクリートが圧壊したものと考えられる。

(2) 横拘束筋間隔の影響

図-6によれば、普通強度のコンクリートを用いたAシリーズの場合には、横拘束筋間隔が小さく、コンクリートに対する横拘束効果が高いもの程、最大耐力に達してポストピークに移行するときのたわみが大きくなった。

一方、気泡コンクリートを用いたCシリーズの場合には、前述のようにいずれの部材でも降伏荷重が最大耐力に一致しているため、横拘束筋間隔は最大耐力時のたわみに影響を与えないが、横拘束筋間隔が大きなものほどポストピーク域における耐力の低下の勾配は大きい。一方、軽量・気泡コンクリートを用いたDシリーズの場合には、部材降伏後の荷重の低下に与える横拘束筋間隔の影響は、Cシリーズの場合ほど顕著でない。これは部材断面が過鉄筋となっており、早い段階でコンクリートの圧壊が生じたためであると考えられる。

(3) 横拘束筋切断の影響

図-7に横拘束筋の切断がAシリーズの部材の耐荷性能に与える影響について、横拘束筋間隔別に示す。横拘束筋切断により、横拘束効果が減少することによって、ポストピークへの移行が早まり、ポストピークでの荷重の低下が勾配が大きくなる傾向にあった。

ポストピークへの移行変位については、横拘束筋間隔

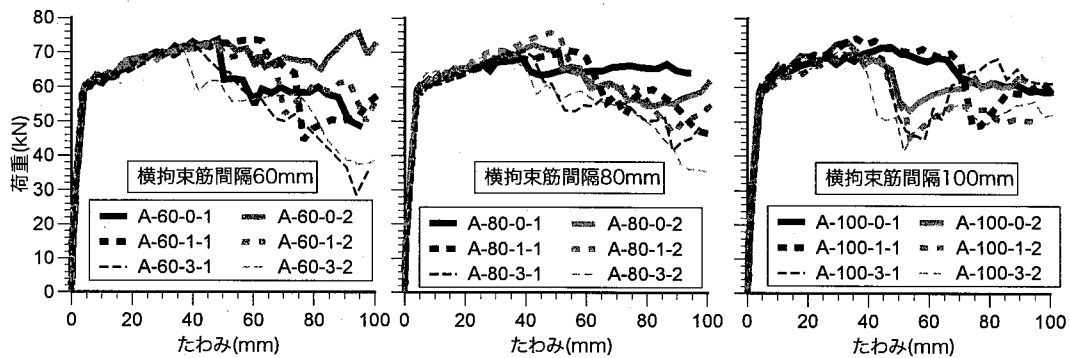


図-7 普通コンクリート部材 (A シリーズ) の荷重-たわみ関係 (横拘束筋切断の影響)⁷⁾

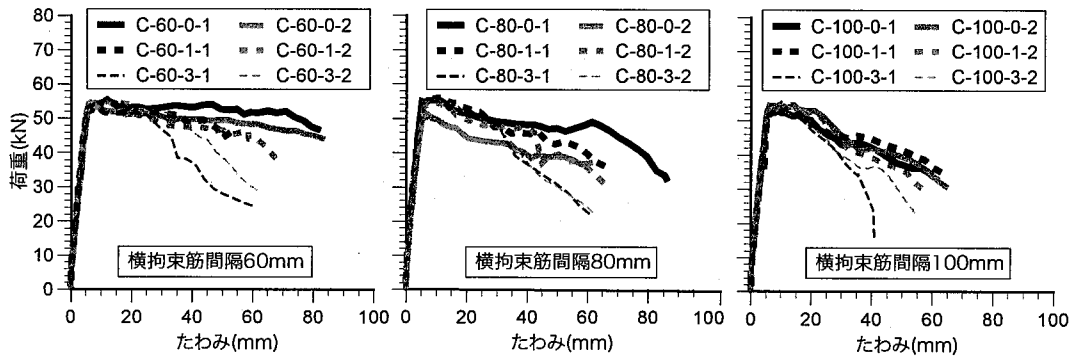


図-8 気泡コンクリート部材 (C シリーズ) の荷重-たわみ関係 (横拘束筋切断の影響)⁸⁾

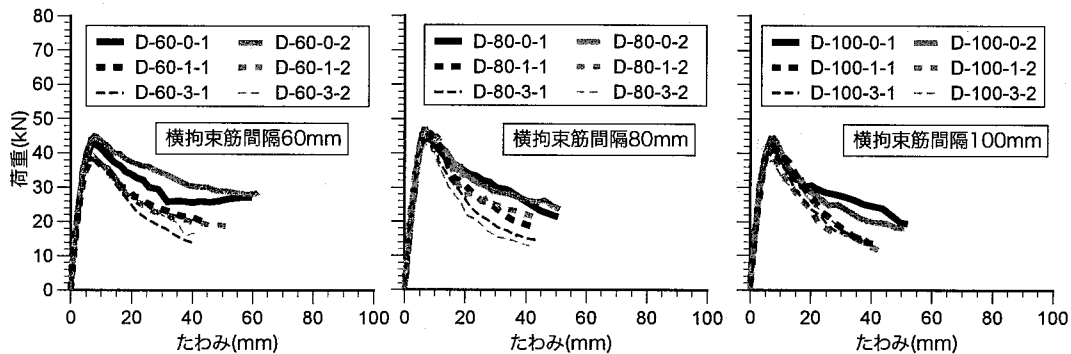


図-9 軽量・気泡コンクリート部材 (D シリーズ) の荷重-たわみ関係 (横拘束筋切断の影響)⁸⁾

60mm の場合に、横拘束筋切断の影響が大きかった。一方、横拘束筋間隔が 60mm あるいは 80mm の場合には、横拘束筋切断本数の多いものほど、ポストピーク域における荷重の低下が大きくなる傾向にはあるが、その低下の勾配は小さい。横拘束筋間隔が 100mm の場合には、横拘束筋の切断が 0 本、1 本の供試体は、緩やかに荷重が減少しているものもあるのに対し、横拘束筋を 3 本切断したものは、いずれもピーク荷重の直後に急激な荷重低下が見られる。

図-8 に横拘束筋の切断が C シリーズの部材の耐荷性能に与える影響について、横拘束筋間隔別に示す。前述のようにいずれの部材でも降伏荷重が最大耐力に一致しているため、横拘束筋切断は最大耐力時のたわみに影響を与えないが、ポストピークでの荷重の低下勾配に影響を与えている。いずれの横拘束筋間隔でも横拘束筋の切断がない場合には、部材の降伏後の荷重の低下勾配は比較的小さく、横拘束筋の切断本数が 1 本の場合にも、ポ

ストピーク域における部材の耐荷性能は切断なしの場合と比べて若干低下するに留まっている。しかしながら横拘束筋を 3 本切断した場合には、部材降伏後の荷重低下の勾配が大きくなっており、これは横拘束筋の切断により、圧縮域のコンクリートに対する横拘束力が減少したためであると考えられる。したがって、本研究で設定した最も小さな横拘束筋体積比 (0.93%) においても、コンクリートに対する横拘束効果は、ある程度有効に作用しているものと考えられる。

図-9 に横拘束筋の切断が D シリーズの部材の耐荷性能に与える影響について、横拘束筋間隔別に示す。いずれの横拘束筋間隔でも、横拘束筋の切断本数が増えるに従い、部材降伏後の荷重の低下がより急激になっている。上記のように、軽量・気泡コンクリートを用いた D シリーズの供試体については、横拘束筋が無切断であっても、横拘束筋による横拘束力が極めて小さいと考えられるが、横拘束筋の切断が荷重-たわみ関係に影響を与え

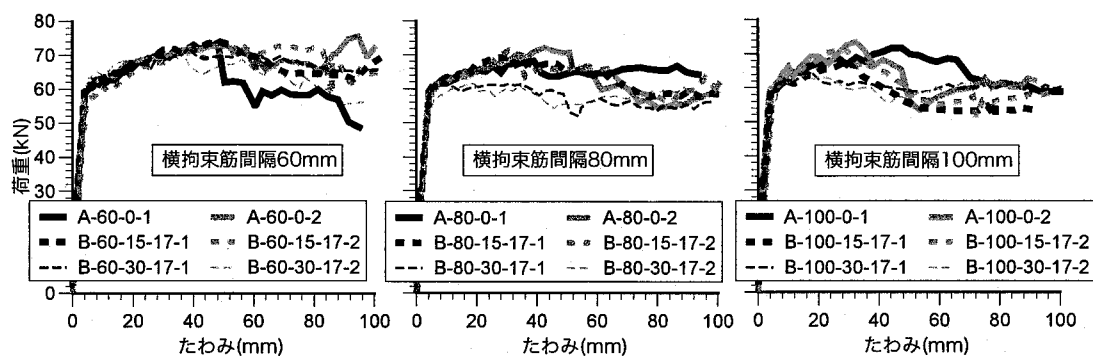


図-10 普通コンクリート部材 (B シリーズ) の荷重-たわみ関係 (内部空隙の寸法の影響)⁷⁾

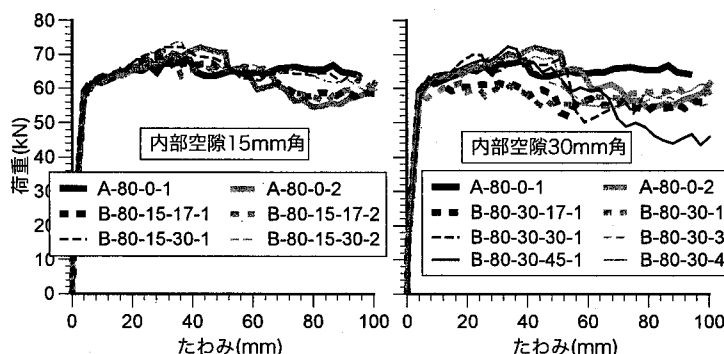


図-11 普通コンクリート部材 (B シリーズ) の荷重-たわみ関係 (内部空隙の位置の影響)⁷⁾

ていることから、横拘束筋は若干の横拘束効果は有していると考えられる。

これまで ASR が生じた部材に関しては、引張鉄筋比、横拘束筋量が通常の値であれば、コンクリートの体積膨張に起因するケミカルプレストレスやケミカルコンファイン効果により、耐荷力はそれほど低下しないという報告が数多くなされている^{りなど}。

本研究の供試体は ASR に伴う体積膨張がないため、ケミカルプレストレス等の効果は生じておらず、鉄筋破断の無い供試体に関しては、実際に ASR による劣化・体積膨張が生じた場合よりも耐荷力が小さいと考えられる。しかしながら、ASR により横拘束筋の破断が生じた場合には、少なくとも部材軸直角方向に作用するケミカルコンファインは失われるため、本研究でモデル化された供試体は実現象に近似した状況を再現しているものと考えられる。しかしながら、これまで ASR が生じた部材に対して本研究のように大変形時の耐荷性能、変形性能を検討した例は少ないため、今後は体積膨張も含めた検討を行なう必要があるものと考えられる。

(4) 内部空隙の大きさの影響

B シリーズの供試体において、内部空隙の上端が部材上縁から深さ 17mm の位置にある場合 (図-3 参照) の荷重-たわみ関係に、内部空隙の大きさが与える影響について図-10 に示す。

横拘束筋間隔が 60mm (横拘束筋体積比が 1.55%) の供試体では、内部空隙の寸法が 30mm (部材幅の 1/5) の場合のみに、最大耐力時のたわみが若干小さくなるという現象が見られた。それに対しこれより横拘束筋体積比

が小さな横拘束筋間隔が 80mm および 100mm の場合には、寸法が 15mm の内部空隙は供試体の荷重-たわみ関係にほとんど影響を与えないが、30mm の内部空隙が存在する場合には、部材降伏後の荷重の増加がほとんど見られなくなった。このような現象は、内部空隙の存在により圧縮域のコンクリートに対する横拘束力が減少し、場合によってはほぼ無拘束状態になったためであると考えられる⁹⁾。

(5) 内部空隙の位置の影響

図-11 に横拘束筋間隔が 80mm の場合に内部空隙の位置が荷重-たわみ関係に与える影響を示す。内部空隙の寸法が 30mm と大きい場合でも、空隙が深さ 30mm より下に存在すると、荷重-たわみ関係は健全供試体のものとほぼ同一である。

本研究で用いた供試体の中立軸位置を、前述のコンクリート強度と鉄筋降伏強度を用いて等価応力ブロック法にて求めると、30~43mm となる。载荷中にコンクリートの圧壊により中立軸位置は移動するものの、空隙が深さ 30mm より下に存在する場合には、空隙位置近傍に発生する圧縮応力が小さいため、内部空隙の存在が供試体の耐荷性能に与える影響が小さかったものと考えられる。

4. 解析的検証

4.1 解析の対象

本研究では、既報⁹⁾により提案した解析方法、すなわち、横拘束筋の切断や内部空隙の存在を、内部拘束コン

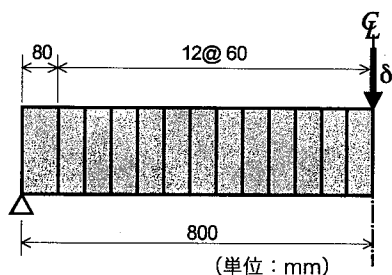


図-12 要素分割の一例
(横拘束筋間隔 60mm)

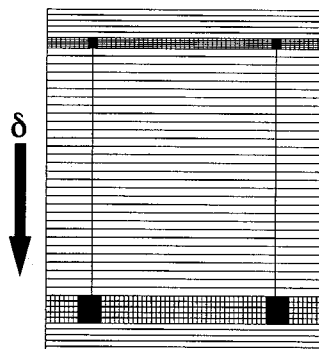


図-13 断面分割図

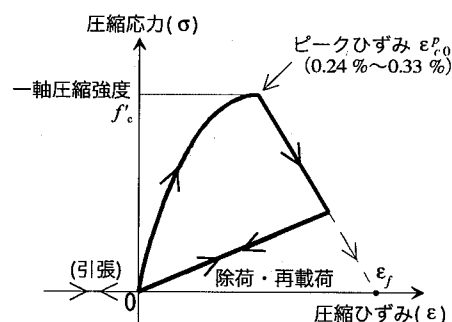


図-14 コンクリートのひずみ軟化型モデル¹³⁾

クリートの応力-ひずみ関係におけるひずみ軟化勾配の変化で表現することの妥当性を、まず普通強度コンクリートを用いたAシリーズとBシリーズの供試体で確認した。その上で、ASRによるコンクリートの劣化をモデル化したCシリーズとDシリーズに対して適用し、その有効性を検討することとした。

解析には、有限要素解析プログラムFEAPを用い¹¹⁾、前章までに説明した実験供試体を対象として、ファイバーモデルによる二次元有限要素解析を実施した。

解析モデルについては、AシリーズおよびBシリーズについては片持ちばりモデルを、CシリーズおよびDシリーズについては、境界条件を実際のはり部材により近づけるために、単純ばりモデルを採用した。要素分割の一例および断面分割について、それぞれ図-12および図-13に示す。

4.2 解析の構成モデル

解析に用いた材料構成モデルは、主筋部分には水野らが開発した修正二曲面モデル¹²⁾の一軸応力-ひずみ関係を、コンクリート部分には、ひずみ軟化型モデル¹³⁾の一軸応力-ひずみ関係(図-14)を採用した。また鉄筋およびコンクリートの強度、静弾性係数に関しては、表-1、表-6に示した実測値を用いた。

図-14中のコンクリートの限界ひずみ ϵ_f に関しては、要素寸法に依存することなくポストピーク領域にまで至る荷重-変位曲線を精度良く再現することができる「最適限界ひずみ ϵ_f 」¹³⁾と定義され、式(1)にて表わすことができる。

$$\epsilon_f = \epsilon_{c0}^p \left[\alpha (\rho_a m)^\beta + 1 \right] \cdot \left(\frac{\gamma}{l_{elm}^2} + \frac{\delta}{l_{elm}} + \lambda \right) \quad (1)$$

ここで、

ϵ_{c0}^p : コンクリートのピークひずみ、

ρ_a : 面積横拘束筋比 [%] で、拘束されるコンクリートの面積に対する横拘束筋の断面積の比、

m : 強度比 ($= f_c / \sigma_{sy}$),

f_c : コンクリートの一軸圧縮強度 (N/mm²),

σ_{sy} : 横拘束筋の降伏強度 (N/mm²),

l_{elm} : 一要素長 (cm),

α : 2.564,

β : 0.778,

γ : -54.22 (cm²),

δ : 23.18 (cm),

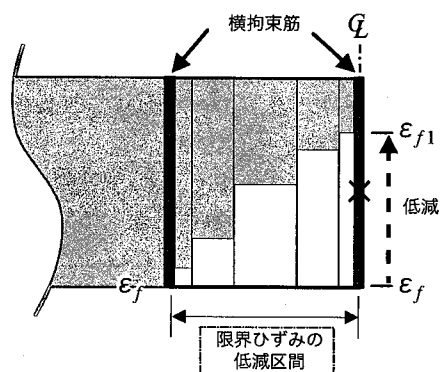
λ : 7.675×10^{-2}

式(1)を使用する場合は、一要素長 50 mm 以上でなければならない。本研究において解析に用いる一要素長は、各供試体の横拘束筋間隔と同一に設定した。ただし、横拘束筋間隔が 60 mm の場合、左右両端の要素長は 80 mm となる。

4.3 内部空隙、横拘束筋の表現方法

既報⁹⁾に基づき、内部空隙の存在および横拘束筋の切断は、コンクリートの材料構成モデル「ひずみ軟化型モデル」(図-14)における限界ひずみを変化させ、応力-ひずみ関係における軟化勾配を変化させることにより表現した。

図-15に横拘束筋が1本切断された場合の限界ひずみの低減方法の例を示すが、横拘束筋切断位置における限界ひずみを式(1)により算出された ϵ_f から ϵ_{f1} まで低減させている。横拘束筋が3本切断された場合の限界ひずみの低減方法については、図-16に示すように限界ひずみを対象区間で ϵ_f から ϵ_{f1} まで線形変化させたもの(以下、低減方法1)と、図-17に示すように横拘束筋切断区域の中央で ϵ_{f1} と一定にしたもの(以下、低減方法2)の、2通りについて検討を行なった。またコンクリート中の



X: 横拘束筋切断位置

図-15 限界ひずみの低減方法 (横拘束筋 1 本切断の場合)

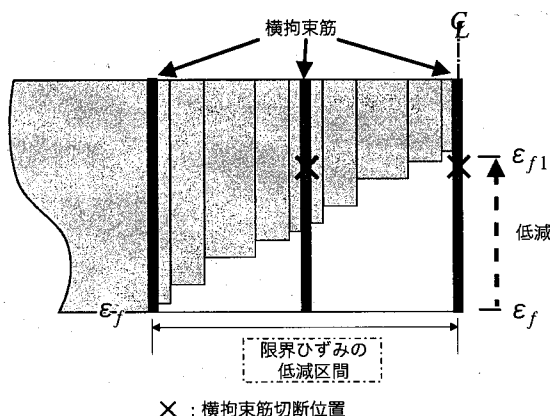


図-16 限界ひずみの低減方法（横拘束筋3本切断，線形に低減の場合，低減方法1）

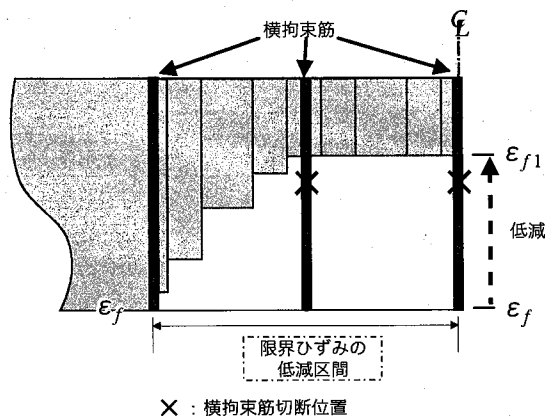


図-17 限界ひずみの低減方法（横拘束筋3本切断，一定に低減の場合，低減方法2）

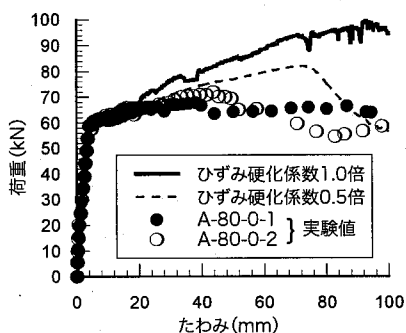


図-18 普通コンクリート供試体における鉄筋のひずみ硬化係数の影響

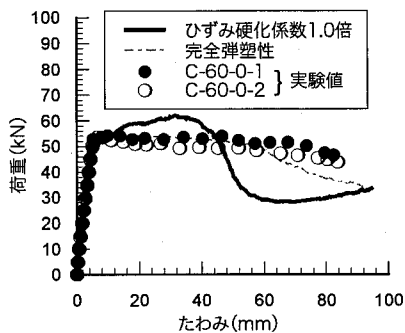


図-19 気泡コンクリート供試体における鉄筋のひずみ硬化係数の影響

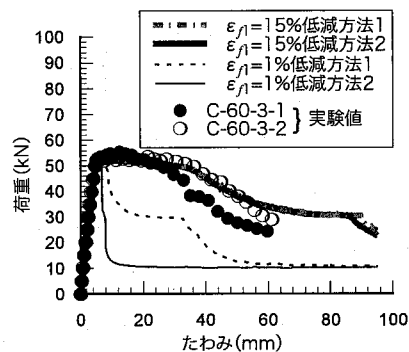


図-20 横拘束筋を3本切断した供試体における切断部分の限界ひずみ低減方法の影響鉄筋のひずみ硬化係数の影響 ($\epsilon_f=17.6\%$)

内部空隙については，内部空隙を含む断面の限界ひずみを低減することにより，その影響を表現した。

5. 解析結果

5.1 鋼材特性の検討

まず，解析における鋼材の物理的取り扱い方法を決定するため，AシリーズとBシリーズの普通強度コンクリート供試体の一例として，A-80-0を対象として検討を行った（図-18）。図中には鋼材のひずみ硬化係数に実験値を用いた場合と，ひずみ硬化係数を実験値の0.5倍とした場合の解析結果が示されている。

また，CシリーズとDシリーズの気泡コンクリート供試体の一例として，C-60-0を対象として検討を行った結果を図-19に示す。ここでは鋼材の硬化係数を実験値の0.5倍とした場合と，鋼材が完全弾塑性であるとした場合の両者について結果を示す。

これらの図から明らかなように，普通強度のコンクリートの場合には，鋼材のひずみ硬化係数を0.5倍とした方が，また低強度コンクリートの場合には，鋼材が完全弾塑性であるとした場合の方が，実験結果をよく再現できている。これは，本研究では一点集中荷重実験を行っており等曲げモーメント区間が存在しないために，鉄筋のすべり・引抜けの影響を受ける区間の全スパンに占める割合が相対的に大きく，見かけ上，鋼材のひずみ

硬化が部材の耐荷性能に与える影響が小さくなったものと考えられる。特に，気泡コンクリートの場合には，コンクリートと鋼材間の付着力が小さいことも，両者の間のすべりを大きくしていると考えられる。

そこで以下の検討では，鋼材の応力-ひずみ関係は，AシリーズとBシリーズに対してはひずみ硬化係数を実験値の0.5倍とし，CシリーズとDシリーズに対しては完全弾塑性として解析を行なうこととした。

5.2 限界ひずみの低減方法の検討

部材内の横拘束筋が切断された場合のコンクリートの限界ひずみの低減方法については，4.3節に記したように，限界ひずみの低減を対象区間内で線形変化させたもの（低減方法1，図-16参照）と，横拘束筋切断区域の中央では低減を一定とするもの（低減方法2，図-17参照）の2通りについて検討を行った。その解析結果を実験結果と併せて図-20に示す。

なお，例えば凡例中の $\epsilon_{f1}=15\%$ という表記は，部材中央部で限界ひずみを15%まで低減させたことを表す。

式(1)¹³⁾で求めた限界ひずみ $\epsilon_f=17.6\%$ を，部材中央部で $\epsilon_{f1}=15\%$ まで低減した場合には，限界ひずみの2つの低減方法による差はほとんど無いが，限界ひずみを非常に小さな $\epsilon_{f1}=1\%$ まで低減した場合には，限界ひずみの低減を一定とする低減方法2を採用すると，部材の降伏

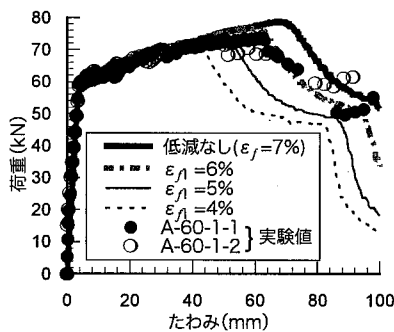


図-21 普通コンクリート供試体における横拘束筋切断（1本）に対する限界ひずみ低減の適用

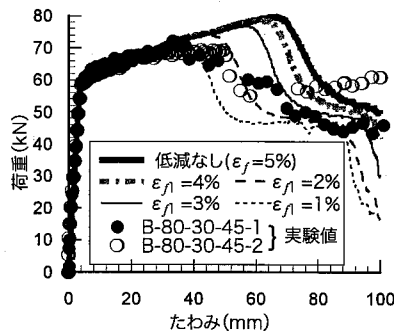


図-22 普通コンクリート供試体における内部空隙の存在に対する限界ひずみ低減の適用

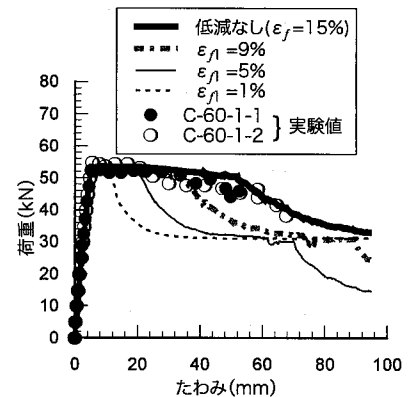


図-23 気泡コンクリート供試体における横拘束筋切断（1本）に対する限界ひずみ低減の適用

後に急激に耐荷力の低下が生じ、非常に脆性的な挙動を示す。ここで検討に用いた限界ひずみ1%という値は仮定の値ではあるものの、以下の解析的な検討では、限界ひずみの低減具合は対象区間で線形変化させる低減方法1とする。

5.3 実験結果と解析結果との比較（普通強度コンクリートの場合）

普通強度コンクリートを用いたAシリーズの供試体において、横拘束筋の切断をコンクリートのひずみ軟化勾配の変化により表現することを検討した例を図-21に示す。また同様に、普通強度コンクリートを用いたBシリーズの供試体において、内部空隙の存在をコンクリートのひずみ軟化勾配の変化により表現することを検討した例を図-22に示す。

これらの結果から、コンクリートのひずみ軟化型モデルにおける限界ひずみ、すなわちひずみ軟化勾配を変化させることにより、横拘束筋の切断や内部空隙の存在を再現することが可能であることが明らかであるため、いずれの場合にも、内部でコンクリートへの横拘束効果の減少が生じていることが推察される。

また以上の検討結果より、少なくとも普通強度のコンクリートに対しては、本研究で用いた解析手法の有効性

が確認され、横拘束筋の破断と内部空隙まで対象とすることが可能であるため、次節ではこのモデルを低強度ならびに低静弾性係数のコンクリートを用いた部材の解析へ適用することを試みる。

5.4 実験結果と解析結果との比較（ASRによる劣化をモデル化したコンクリートの場合）

(1) 荷重-たわみ関係

気泡コンクリートを用いたCシリーズの供試体に対して、前節までに確立した解析モデルを適用した結果の例を図-23および図-24に示す。これら実験結果と解析結果とを比較すると、部材の降伏荷重やポストピーク域での荷重-たわみ関係は概ね良く一致している。したがって、本研究で用いたような低強度の気泡コンクリートであっても、コンクリートのひずみ軟化型モデルを使用し、その限界ひずみを低減することにより、部材の挙動を適切に再現することが可能である。

図-23によれば、横拘束筋間隔が60mmで横拘束筋を1本切断した場合には、限界ひずみを低減しないひずみ軟化型モデルを使用した場合に、実験結果に最も近い解析結果が得られている。図-8に示したように、低強度の気泡コンクリートを用いたCシリーズにおいては、横拘束筋の切断が1本の場合、耐荷性能には影響があまりない、という結果とも一致している。

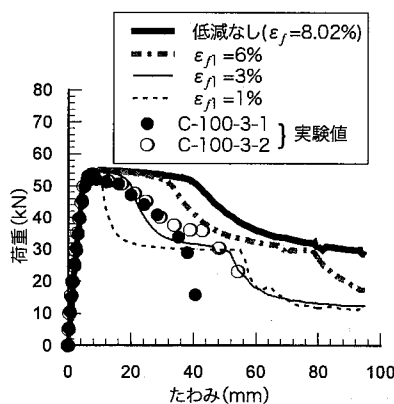


図-24 気泡コンクリート供試体における横拘束筋切断（3本）に対する限界ひずみ低減の適用

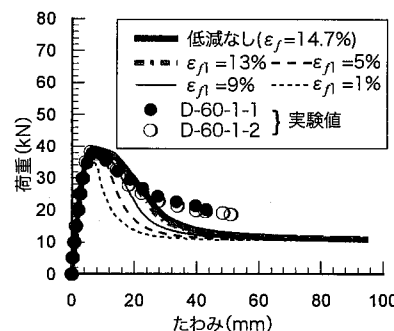


図-25 軽量・気泡コンクリート供試体における横拘束筋切断（1本）に対する限界ひずみ低減の適用

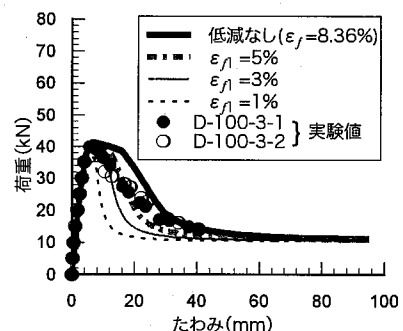


図-26 軽量・気泡コンクリート供試体における横拘束筋切断（3本）に対する限界ひずみ低減の適用

横拘束筋間隔が100mmで横拘束筋を3本切断した場合には上記の場合と異なり、横拘束筋の切断が耐荷性能に少なからぬ低下を与えるという実験結果が得られている(図-8参照)。数値解析によっても同様の結果が得られており(図-24参照)、限界ひずみを大幅に低減させた場合、すなわちコンクリートに対する横拘束効果を低減させた場合に、実験結果と荷重-たわみ関係が一致した。したがって、実験結果からも考察したように、横拘束筋の切断による横拘束力の減少が耐荷性能に影響を与えていることが、解析からも確認できた。

同様に、軽量骨材を用いた気泡コンクリート(Dシリーズ)の供試体に対して、数値解析により検討した結果の例を図-25および図-26に示す。Dシリーズの供試体に対しても、上述のCシリーズの場合と同様に、実験結果と数値解析により得た部材の降伏荷重やポストピーク域での荷重-たわみ関係は実験結果に良く一致している。したがって、Dシリーズのコンクリートのように非常に低強度および低静弾性係数の特殊なコンクリートであっても、コンクリートのひずみ軟化型モデルを使用し、その限界ひずみを低減することにより、部材の挙動を適切に再現することが可能であると考えられる。

ただし、Dシリーズの供試体においては、コンクリートが非常に低強度であるために、荷重中に荷重点が供試体中に陥没するという現象が生じた。さらに、最終的には荷重点付近でのコンクリートの圧壊により部材が終局を迎えているが、曲げせん断ひび割れの発生も観察されている。本研究で用いた解析手法でこれら事象を取扱う

ことは現段階では困難であり、そのため、ポストピーク域での荷重の下降勾配が実験結果と解析結果で若干かい離する結果(図-25参照)になったものと考えられる。

(2) 内部の応力分布

解析により得られた、気泡コンクリートを用いた部材におけるコンクリートおよび鉄筋の応力図の例を図-27および図-28に示す。なお、本研究で採用したコンクリートのひずみ軟化型モデル¹³⁾は、要素長さ依存性が生じないように限界ひずみを設定して、対象とする部材の荷重-変位関係に影響を与えないような工夫がなされているが、コンクリートの損傷状態を正確に表現することを保証するものではない。したがって、ここに示した図は厳密な意味での破壊の進展を再現していない可能性があることを参考までに記す。

図-27に示すのは、気泡コンクリートを用いたC-60-3を対象にした解析結果である。たわみ3.0mmのプレピーク領域においては、コンクリートの軟化や鉄筋の降伏は未だ生じていない。しかし、最大耐力を示すたわみ7.8mm近辺から徐々に荷重点付近のコンクリートが軟化域に入っており、これは、荷重点付近のコンクリートが圧壊し始める、という実験中に観察された現象と対応している。さらに部材のたわみが大きくなると、コンクリートに除荷が生じるが、その範囲は横拘束筋切断区間内に限られることが特徴として挙げられる。

軽量・気泡コンクリートを用いたD-80-3におけるコンクリートならびに鉄筋の応力図を図-28に示す。上述

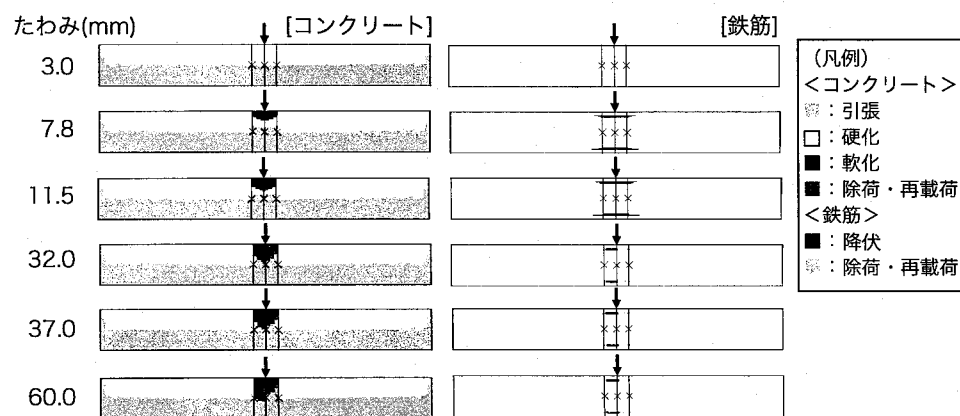


図-27 気泡コンクリート供試体 C-60-3 における応力状態

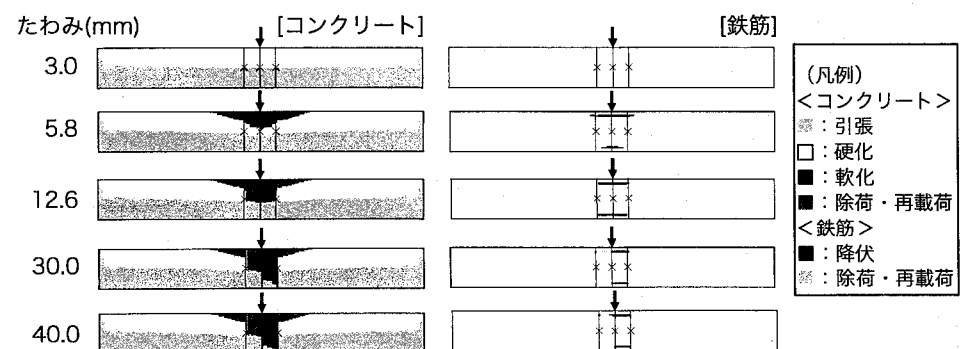


図-28 軽量・気泡コンクリート供試体 D-80-3 における応力状態

のケースと同様、最大耐力を示すたわみ9.1mm前後からコンクリートが軟化域に入る。また、コンクリートの損傷(図中の除荷・再載荷)も広範にわたる。また第3章に結果を示したはり部材の曲げ載荷実験においては、Dシリーズの供試体の引張側主鉄筋には降伏が生じなかったが、解析結果をもとに作成した図-28においては荷重中に鉄筋に降伏が生じていることが示されている。しかしながら、数値解析による主鉄筋の最大ひずみが1800 μ であるのに対し、実験中に測定した主鉄筋の最大ひずみは1400 μ 程度まで達しており、両者の間にそれほど大きな差はない。

図-29には供試体

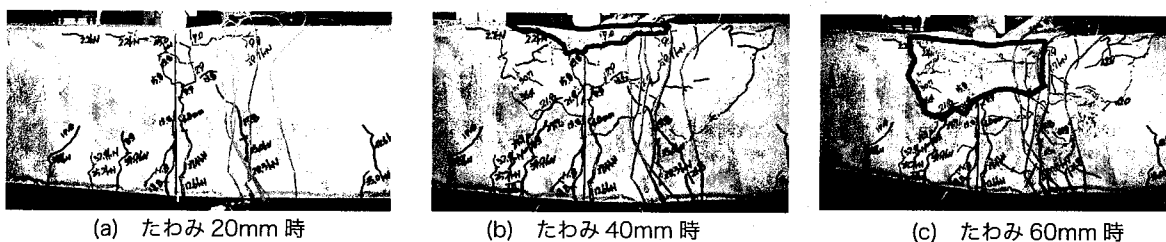


図-29 供試体 C-60-3-2 載荷時の様子 (黒線で囲まれた部分がコンクリート破壊箇所)



図-30 供試体 D-80-3-1 載荷時の様子 (黒線で囲まれた部分がコンクリート破壊箇所)

C-60-3-2の載荷時の様子を、図-30には供試体 D-80-3-1の載荷時の様子を示す。いずれの場合にも図-27および図-28に示した解析によるコンクリートの破壊の進展と、外見上の圧壊の進展には良い対応があり、特にDシリーズの供試体で見られたようなコンクリート圧壊が広範囲となる現象も数値解析で再現されているため、本研究で検討した数値解析手法の妥当性が確認できたと考える。

(3) 限界ひずみの適切な低減値

前節までに行なった数値解析の結果から、気泡コンクリート、もしくは軽量・気泡コンクリートを用いて横拘束筋の一部を切断した部材に対して、部材の載荷時の挙動を最もよく再現することのできる限界ひずみの低減値 ε_{fl} を、式(1)¹³⁾を用いて算出した内部欠陥や内部劣化の無い場合の最適限界ひずみ ε_f の値と併せて表-7に示す。また図-31には、表-7に示した ε_f に対する ε_{fl} の比を示す。なお、これら図表で示す「部材の載荷時の挙動を最もよく再現することのできる」限界ひずみの低減値 ε_{fl} は、図-23から図-26に示したような実験結果と数値解析結果の比較から、荷重-たわみ関係の概形が最も

一致するものを選択した。なお、一致の程度は、最大耐力以降8割までの当該挙動がエネルギー吸収能の観点から近似されているか否かを判断基準とした。

図-8および図-9に示した荷重-たわみ関係からは、横拘束筋間隔が小さなものの方が横拘束筋の切断が耐力性能の低下に与える影響が大きいように判断されたが、限界ひずみの変化率という観点からは、横拘束筋間隔が小さな方が横拘束効果の減少率が小さいという結果となった。

また、コンクリートが低弾性係数である軽量・気泡コンクリートを用いたDシリーズの場合の方が、横拘束筋の切断による横拘束力の減少が耐力性能に与える影響が大きく、横拘束筋が1本切断されただけでも限界ひずみの低下が大きい。

このように、本研究では横拘束筋の破断を、横拘束力の減少という観点から数値解析上で再現することを目指し、ある程度の定量的な成果を得た。しかし実施した実験数が少ないため、式(1)¹³⁾にコンクリートの変状を新たなパラメータとして組込むには至らなかった。前述したコンクリートの膨張による影響も含めて、ASRが生じた場合の定量的なコンクリートモデルを構築することが、今後の課題として挙げられる。

表-7 解析により求めた限界ひずみの適切な低減値

供試体名	式(1) ¹³⁾ にて算出した最適限界ひずみ ε_f (%)	適切な限界ひずみの低減値 ε_{fl} (%)	供試体名	式(1) ¹³⁾ にて算出した最適限界ひずみ ε_f (%)	適切な限界ひずみの低減値 ε_{fl} (%)
C-60-0	14.4	14.4	D-60-0	25.9	25.9
C-60-1	15.4	15.4	D-60-1	14.7	9.0
C-60-3	17.6	13.0	D-60-3	14.7	9.0
C-80-0	11.4	11.4	D-80-0	11.2	11.2
C-80-1	10.6	8.8	D-80-1	7.29	3.0
C-80-3	9.64	4.5	D-80-3	9.18	4.0
C-100-0	8.45	8.45	D-100-0	8.59	8.59
C-100-1	8.02	5.25	D-100-1	8.03	3.0
C-100-3	8.02	3.0	D-100-3	8.36	3.0

6. まとめ

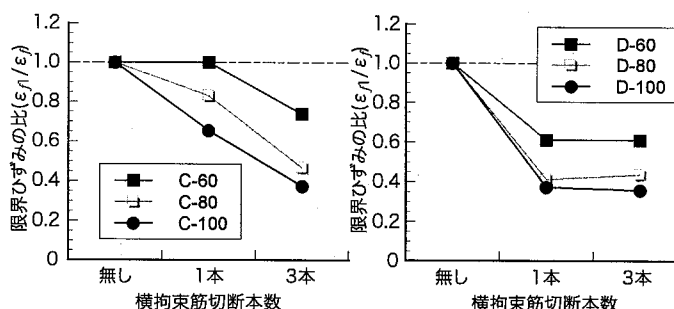


図-31 横拘束筋の切断が限界ひずみに与える影響

本研究では、施工不良や劣化が部材の耐荷性能や耐荷機構に与える影響を明らかにすることを目的として、ジャンカやASRによる鉄筋破断をモデル化したRC部材を対象とし、その耐荷性能、特にポストピーク挙動を実験的、解析的に検討した。内部空隙の存在や横拘束筋の切断を横拘束力の減少として取扱うことにより、ファイバーモデルにて部材の載荷時の挙動を解析的に再現することを試みた。

その結果、引張鉄筋比1.5%、横拘束筋体積比0.93~1.55%、コンクリートの圧縮強度 $7.5\sim43.5\text{N/mm}^2$ 、同じく静弾性係数 $7.5\sim31.9\text{N/mm}^2$ の範囲では、以下のような結論が得られた。

- (1) 普通強度コンクリートを用いた部材において、内部空隙の存在により、ポストピークへの移行が小さなたわみで生じ、この減少は横拘束筋間隔が大きいほど、空隙が大きいほど顕著であった。またその場合、部材降伏後の耐荷力の増加がほとんどなかった。
- (2) 普通強度コンクリートを用いた部材において、横拘束筋間隔が小さい場合には、横拘束筋の切断によってポストピークへの移行が小さなたわみで生じた。また、横拘束筋の切断はポストピーク移行後の耐荷性能に影響を与えた。
- (3) 気泡コンクリートを用いた場合、コンクリートが低強度となりつり合い鉄筋比が小さくなることによって、部材の曲げ靱性が低下し、部材降伏後に直ちにポストピークに移行した。その場合にも、横拘束筋間隔が大きくなることによって、ポストピーク後の荷重の低下が早くなり、また横拘束筋の切断によって、ポストピークの荷重の低下がさらに急激になった。
- (4) コンクリート強度がさらに小さく、過鉄筋となるような部材では、部材降伏後の荷重低下が急激である。この場合、横拘束筋の切断によって、ポストピークの荷重の低下がさらに急激になった。
- (5) ひずみ軟化型コンクリート構成モデルを用いて、横拘束効果を表現できる限界ひずみを調整することにより、解析的に鉄筋破断の様相を再現したポストピーク挙動解析を実施することができた。すなわち、内部空隙の存在や横拘束筋の破断は、横拘束力の低下を生じさせるために、部材のポストピークにおける耐荷性能が低下することが確認された。

なお、本研究においては、RCはり部材に対する検討を行ったが、現在、軸力作用下でのRC柱部材の曲げ耐荷性状についても同様の検討を実施中である。

謝辞

本研究の実施にあたり、日本私立学校振興・共催事業団からの学術研究振興資金（代表：水野英二）、科学研究費補助金（基盤研究(B)17360218、代表：水野英二）

および中部大学総合工学研究所からの研究助成金の援助を得た。発泡剤と発泡装置についてはボゾリス物産から、軽量骨材については太平洋マテリアルからご提供いただいた。実験の遂行には、中部大学都市建設工学科構造研究室および小林研究室（当時）の学生の助力を得た。ここに記して謝意を表す。

参考文献

- 1) 例えば、小柳治、六郷恵哲、内田裕市、長瀬道雄：著しいAAR損傷を生じたRCはりの挙動、コンクリート工学年次論文報告集、Vol. 15, No. 1, pp. 947-952, 1993.7
- 2) 土木学会：アルカリ骨材反応対策小委員会報告書-鉄筋破断と新たな対応-、コンクリートライブラリー 124号, 2005.8
- 3) 吉田幸夫、水野英二、畑中重光：ブリーディング層を導入した寸法の異なる円形ブレンコンクリートの三次元FEM解析、コンクリート工学年次論文報告集、Vol.25, vol. 2, pp. 55-60, 2003.7
- 4) 吉田崇、吉田幸夫、水野英二、畑中重光：内部欠陥を有する角柱コンクリートの三次元FEM解析、DIANAユーザー会議, 2003.11
- 5) 水野英二、小林孝一、藤村敏之：内部欠陥を有する鉄筋コンクリート部材のポストピーク挙動に関する実験的ならびに解析的研究、コンクリート工学年次論文報告集、Vol.26, No.2, pp.49-54, 2004.7
- 6) 土木学会：材料劣化が生じたコンクリート構造物の構造性能、コンクリート技術シリーズ 71, 2006.9
- 7) 小林孝一、伊藤睦、水野英二：内部欠陥を有するRCはり部材の耐荷性能に関する実験的研究、コンクリート工学年次論文報告集、Vol. 27, No. 2, pp. 331-336, 2005.6
- 8) 小林孝一、伊藤睦、水野英二：ASRによる劣化を模擬したRCはり部材の耐荷性能に関する実験的研究、コンクリート工学年次論文報告集、Vol. 28, No. 2, pp. 241-246, 2006.7
- 9) 西園達男、瀬戸馨、三方康弘、前田真吾、宮川豊章：ASR劣化を模擬したPC梁部材の基本的耐荷特性、コンクリート構造物の補修、補強、アップグレード論文報告集、第4巻, pp. 123-128, 2004.10
- 10) 土木学会：コンクリート標準示方書 [構造性能照査編], p.28, 2002.3
- 11) Zienkiewicz, O.C.: The Finite Element Method, Third Ed., (吉織・山田監訳「マトリックス有限要素法」), 培風館, pp.672-796, 1984.
- 12) 水野英二、宇佐美勉、沈赤：鋼素材に関する修正二曲面モデルの一般定式化、構造工学論文集、Vol. 40A, pp.235-248, 1994.3
- 13) 水野英二、松村寿男、畑中重光：繰返し載荷を受ける鉄筋コンクリート柱のポストピーク挙動解析、コンクリート工学論文集、Vol. 13, No. 3, pp. 47-60, 2002.9

(2007年4月12日受付)