

鉄筋コンクリートディープビームのせん断挙動に関する寸法効果解析

吉武 謙二 長谷川 俊昭
(技術研究所) (技術研究所)

Size Effect Analysis for Shear Strength of Reinforced Concrete Deep Beams

by Kenji Yoshitake and Toshiaki Hasegawa

Abstract

The results of failure mechanism of reinforced concrete deep beams are investigated with particular attention to the relationship between shear strength and effective depth. The effects of several parameters, such as constitutive model of the concrete, the finite element size and bending span to depth ratio are discussed. It has been proved that only tensile modeling which takes into account fracture energy is not sufficient to simulate the size effect on shear strength of reinforced concrete deep beams. Furthermore, bending span to depth ratio has a significant influence on the shear strength.

概 要

1960年代後半から、RC構造物の破壊挙動に及ぼす寸法効果の影響が注目されている。特に、せん断破壊挙動に及ぼす影響は無視できず、その影響を精度良く評価することは、構造物の安全かつ経済的な設計を行う上で非常に重要である。本研究は、日本コンクリート工学協会により実施された共通解析で用いられたRCディープビームの寸法効果に関する試験体を対象として、汎用有限要素プログラム DIANA を用いて、コンクリートの構成モデルや圧縮状態での降伏および破壊条件、また、要素寸法をパラメータとして解析を実施した。この結果を基に、RCディープビームの破壊に至るメカニズムやパラメータが破壊挙動に及ぼす影響について考察し、実験において寸法効果の生じた原因について明らかにした。

§ 1. はじめに

一般にRC構造物の挙動は、試験装置や経済的な制約から、縮尺模型を用いた実験によって検証されている。しかし、縮尺模型と実構造物との間には部材強度、変形性能といった部材性能が、部材寸法の増加に伴い低下する、いわゆる寸法効果が存在することが知られている¹⁾。

一方、RC構造物は長大橋や大型タンクなどの建設といった社会的要請により大型化する傾向にあり、寸法効果の影響を精度良く評価することは、構造物の安全かつ経済的な設計を行う上で非常に重要である。特に、RC構造物のせん断破壊挙動に関してはその影響が無視できず、現行の土木学会コンクリート標準示方書においても、寸法効果の影響が考慮されており、せん断耐力は有効高さの4乗根に反比例して低減すると規定されている²⁾。

同様に、はりのスパンと高さの比が2.0以下のRCディープビームにおいても部材寸法がせん断耐力に

及ぼす影響が大きいことが知られている。RCディープビームは普通のはりとは異なり、斜めひび割れ発生後も、引張主鉄筋をタイとしたタイドアーチ的な耐荷機構により荷重の増加に抵抗し、アーチリブに相当するコンクリートの圧壊、あるいはタイに相当する鉄筋の降伏により最大耐力に至る。破壊に至る過程は、複合応力下でのひび割れの発生・進展などを伴うコンクリート特有の非線形現象であり、様々な要因に影響され極めて複雑である。このような破壊現象を解析的に表現するため、ひび割れ発生後の引張軟化特性を考慮した破壊力学をコンクリートに適用する研究が精力的に進められている^{3), 4), 5), 6)}。しかしながら、複雑な破壊にいたる過程を正確にシミュレートすることは非常に困難である。そこで解析により、様々な要因が破壊挙動に及ぼす影響を評価することは重要であると考えられるが、そのような解析事例は非常に少ない。

このような背景から、汎用有限要素プログラム DIANA⁷⁾ を用いて、日本コンクリート工学協会によ

解析ケース	引張側モデル	圧縮側モデル	圧縮側破壊条件	備考
ケースA	ひび割れ帯モデル	局所圧縮軟化塑性モデル	Von Mises	同サイズの要素
ケースB	ひび割れ帯モデル	局所圧縮軟化塑性モデル	Von Mises	相似形の要素
ケースC	局所引張完全塑性モデル	局所圧縮軟化塑性モデル	Von Mises	相似形の要素
ケースD	ひび割れ帯モデル	局所圧縮完全塑性モデル	Von Mises	相似形の要素
ケースE	局所引張完全塑性モデル	局所圧縮完全塑性モデル	Von Mises	相似形の要素
ケースF	ひび割れ帯モデル	局所圧縮軟化塑性モデル	Drucker-Prager	相似形の要素
ケースG	ひび割れ帯モデル	局所圧縮軟化塑性モデル	Von Mises	SI0の完全相似形試験体
ケースH	ひび割れ帯モデル	局所圧縮完全塑性モデル	Von Mises	SI0の完全相似形試験体
ケースI	局所引張完全塑性モデル	局所圧縮完全塑性モデル	Von Mises	SI0の完全相似形試験体

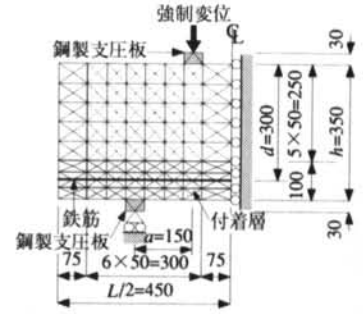
表一 解析ケースと解析パラメータ

り実施された共通解析⁸⁾で対象となった二羽⁹⁾のせん断スパン比(せん断スパン長/有効高さ)が一定で、有効高さの異なるRCディープビームの寸法効果に関する試験体SI0、SI1、LR0について解析を実施した。コンクリートの構成モデルや圧縮状態での降伏および破壊条件、また要素寸法をパラメータとして、各パラメータが破壊に至るメカニズムやせん断挙動に及ぼす影響について考察した。さらに、実験で認められたせん断強度の寸法効果は、せん断スパン比以外の試験体形状の影響により生じた可能性があるため、その影響を除去することを目的として、試験体SI0と完全に相似な仮想の試験体についても同様な解析を実施し考察を行った。

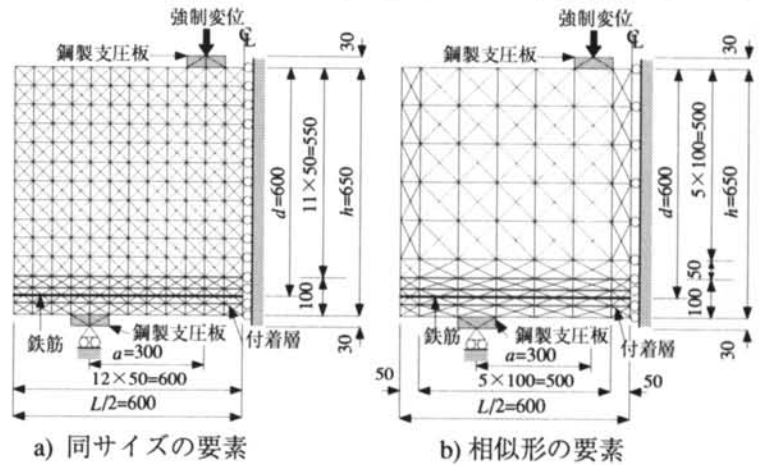
§ 2. 解析概要

2.1 解析方法

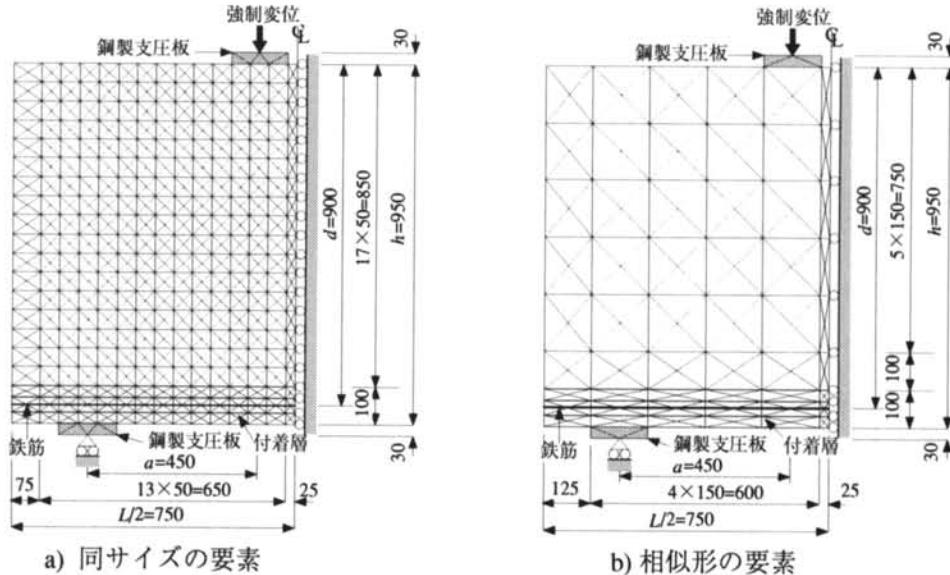
本研究では、解析対象を2次元平面応力場問題とし、コンクリートの弾塑性および軟化挙動を考慮した非線形有限要素解析を実施した。ポストピーク以降の軟化挙動も捉えるため変位増分にて増分解析を行い、線形弾性剛性法を用いて収束計算を行う



図一 試験体SI0の寸法と要素メッシュ



図二 試験体SI1の寸法と要素メッシュ



図三 試験体LR0の寸法と要素メッシュ

た。有限要素は定ひずみ三角形平面応力要素を用いた。

2.2 解析ケースとパラメータ

表-1に解析ケースとパラメータを示す。有限要素寸法の違いが破壊特性に及ぼす影響を調べるため解析ケースAを、構成関係の違いが破壊特性に及ぼす影響を調べるため解析ケースB~Eを、圧縮状態での降伏および破壊条件の違いが破壊特性に及ぼす影響を調べるため解析ケースFを、対象試験体の形状の違いが破壊特性に及ぼす影響を調べるため解析ケースG~Iを設定した。

2.3 有限要素メッシュ

図-1、2、3に試験体S10、S11、LR0の寸法と有限要素メッシュを示す。解析は実験における対称性を考慮し、左側半分のみをモデル化した。解析ケースAに用いた要素メッシュ(図-2 a)、3 a))は、ウェブコンクリート部の要素寸法を試験体S10と等しくしたもので、解析ケースB~Fに用いた要素メッシュ(図-2 b)、3 b))は、要素寸法を有効高さに合わせて相似に拡大したものである。解析ケースG~Iでは、試験体S10と曲げスパン比(純曲げスパン長/有効高さ)も等しくなるように、図-1の有限要素メッシュと完全に相似で有効高さが60、90cmのものを用いた。試験体幅**b**は、試験体S10、S11で150mm、試験体LR0で200mmである。

2.4 材料モデル

2.4.1 コンクリートの圧縮モデル

コンクリートの圧縮軟化塑性モデルは、CEB-FIP MODEL CODE 1990¹⁰⁾の式を等価応力-等価塑性ひずみ関係に変換して設定した(図-4)。

$$(1) \left| \varepsilon_c \right| < \left| \varepsilon_{cu} \right|$$

$$\sigma_c = - \frac{\frac{E_c}{E_{cl}} \cdot \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cl}} - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cl}} \right)^2}{1 + \left(\frac{E_c}{E_{cl}} - 2 \right) \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cl}}} \cdot f_c \quad (1)$$

ただし、 E_c : 弾性係数

f_c : 圧縮強度

$$E_{cl} = f_c / 0.0022$$

$$\varepsilon_{cl} = -0.0022$$

ε_{cu} は $\sigma_c = -0.5 f_c$ におけるひずみ

$$(2) \left| \varepsilon_c \right| \geq \left| \varepsilon_{cu} \right|$$

$$\sigma_c = - \left[\left(\frac{1}{\varepsilon_{cu}/\varepsilon_{cl}} - \xi - \frac{2}{\left(\varepsilon_{cu}/\varepsilon_{cl} \right)^2} \right) \cdot \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cl}} \right)^2 + \left(\frac{4}{\varepsilon_{cu}/\varepsilon_{cl}} - \xi \right) \cdot \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cl}} \right]^{-1} \cdot f_c \quad (2)$$

$$\xi = \frac{4 \left(\frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{cl}} \right)^2 \left(\frac{E_c}{E_{cl}} - 2 \right) + 2 \frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{cl}} - \frac{E_c}{E_{cl}}}{\left(\frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{cl}} \left(\frac{E_c}{E_{cl}} - 2 \right) + 1 \right)^2} \quad (3)$$

2.4.2 コンクリートの引張モデル

破壊エネルギーを考慮したひび割れ発生後のコンクリートモデルは、Hillerborg等によって提案された「仮想ひび割れモデル」¹¹⁾とBazant等によって提案された「ひび割れ帯モデル」¹²⁾に大別される。前者は微細ひび割れの累積による非弾性ひずみをマクロな1本の不連続面で、後者は有限要素内に均等に分布すると仮定したものである。前者は予め適切にひび割れ面を仮定する必要があるため、本解析では、ひび割れ帯モデルを採用した。

図-5に示すように、引張応力が引張強度 f_t に達するまでは、応力-ひずみ関係を線形とした。ひび割れ発生後の応力 σ_{ct} -ひび割れ幅 w の関係はCEB-FIP MODEL CODE 1990を参考に以下のように設定した。

$$(1) 0.15 f_t \leq \sigma_{ct} \leq f_t$$

$$\sigma_{ct} = f_t \left(1 - 0.85 \frac{w}{w_1} \right) \quad (4)$$

$$(2) 0 \leq \sigma_{ct} \leq 0.15 f_t$$

$$\sigma_{ct} = \frac{0.15 f_t}{w_c - w_1} (w_c - w) \quad (5)$$

$$w_1 = 2 \frac{G_F}{f_t} - 0.15 w_c \quad (6)$$

$$w_c = 6.5 \frac{G_F}{f_t} \quad (7)$$

ひび割れ帯幅を、ウェブコンクリート部における代表的な二等辺三角形要素の最長辺を底辺とした高さと考え、ひび割れ幅をひずみに変換して、応力-ひずみ関係のモデル化を行った。ひび割れ発生後、せん断剛性は1%に低減させた。また、破壊エネルギー G_F は、0.1 N/mmとした。

2.4.3 付着層におけるコンクリートの引張モデル

主鉄筋の上下 50mm のコンクリートは、鉄筋とコンクリートの付着による引張硬化（テンションステッピング）を考慮した図-6 に示す前川¹³⁾のモデルにより応力-ひずみ関係を設定した。なお、解析ケース C、E、I では、付着層のコンクリートにも局所引張完全塑性モデルを用いた。

$$\sigma_{ct} = f_t \left(\varepsilon_{tu} / \varepsilon_{ct} \right)^{0.4} \quad (8)$$

$$\varepsilon_{tu} = 2\varepsilon_e \quad (9)$$

2.4.4 鉄筋のモデル

鉄筋の構成則は降伏点以降の勾配を零とした弾性完全塑性モデルを用いた。

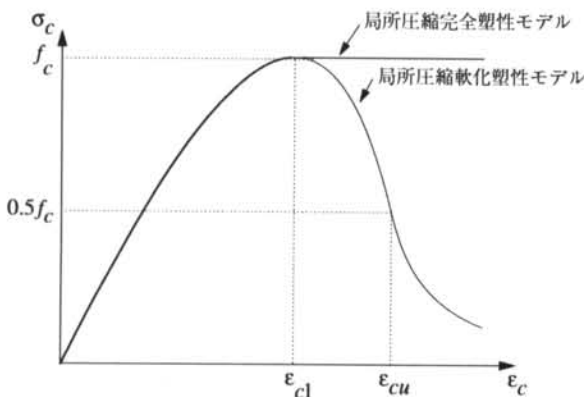


図-4 コンクリートの圧縮モデル

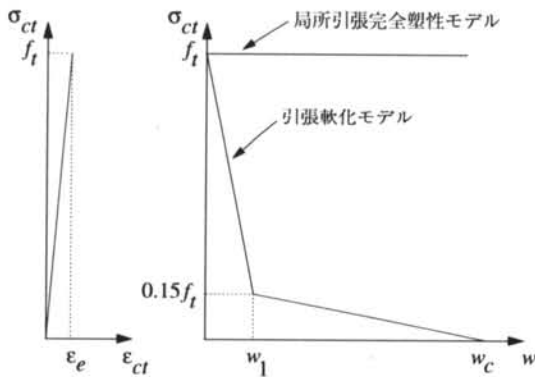


図-5 コンクリートの引張モデル

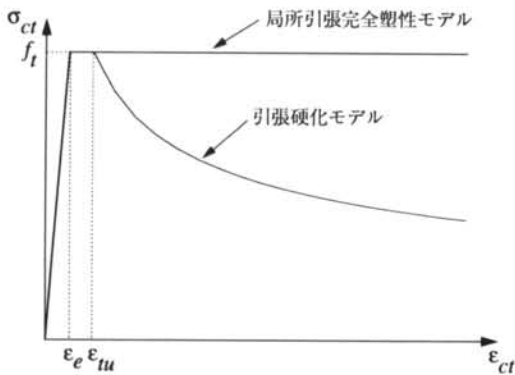


図-6 付着層における引張モデル

2.4.5 コンクリートの破壊条件

圧縮状態におけるコンクリートの降伏および破壊には、解析ケースFを除いて Von Mises の条件を用いた。解析ケースFでは Kupfer¹⁴⁾等の実験に基づき、等二軸圧縮強度を $1.16f_c$ (f_c : 一軸圧縮強度) として、関連流れ則を仮定し、定数を設定した Drucker-Prager の条件を用いた。引張-圧縮状態、二軸引張状態では、最大主応力 σ_{ct} が引張強度 f_t を超えるとひび割れが発生すると仮定した。

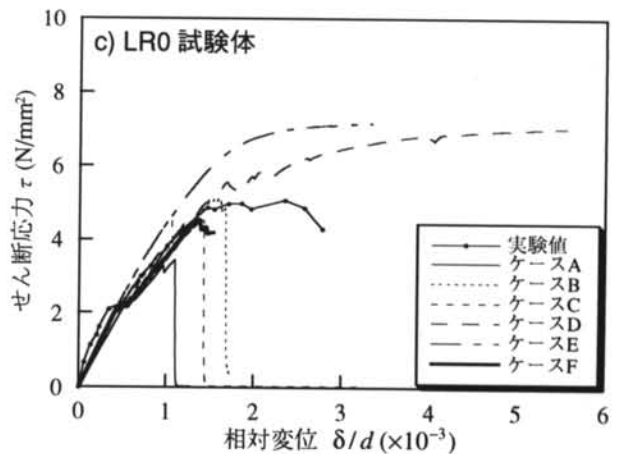
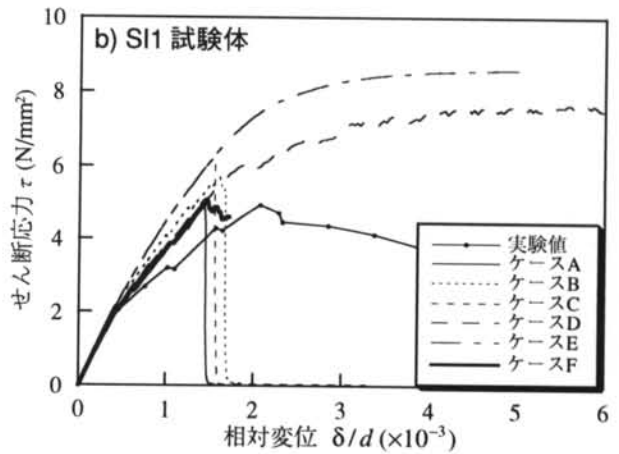
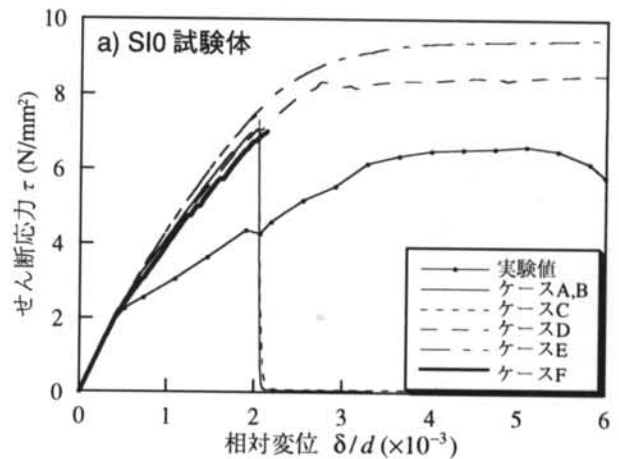


図-7 せん断応答

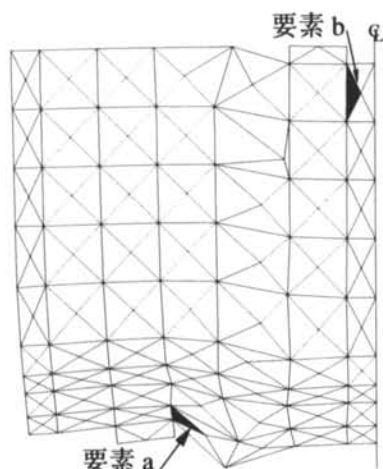


図-8 増分変形

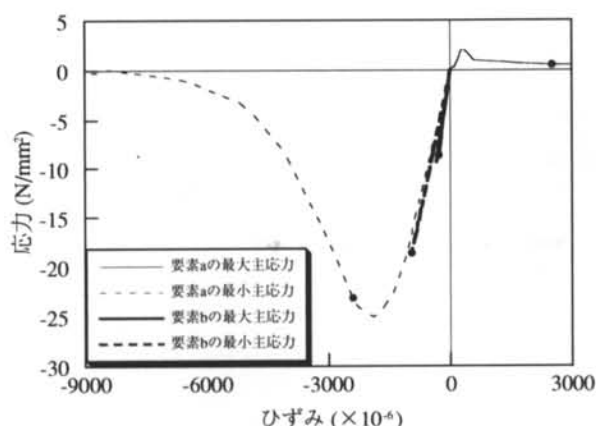


図-9 主応力履歴

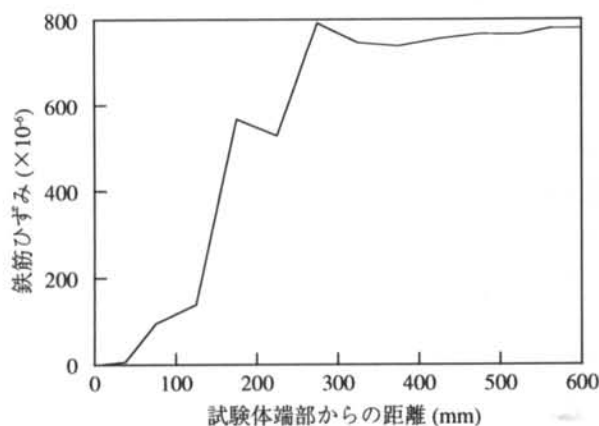


図-10 鉄筋のひずみ分布

§ 3. 解析結果

3.1 せん断応答

図-7に試験体S10、S11、LR0の実験と解析ケースA～Fにおけるせん断応力 τ と支圧板間の相対変位 δ/d の関係を示す。解析ケースA、B、Fより、解析は解析ケースAの試験体LR0を除いて、最大せん断

耐力を15%程度の精度で良好に予測している。しかし、変形性能に関しては実験と解析で異なっている。

解析ケースBにおける試験体S11の最大せん断耐力時の増分変形を図-8に、図-8内の要素a、bの最大主応力、最小主応力の履歴を図-9に示す。図-9の●印は最大耐力時を示したものである。また、最大せん断耐力時の鉄筋のひずみ分布を図-10に示す。要素aでは、最大せん断耐力以前にひび割れが発生し、ほぼ最大せん断耐力時に圧縮強度に達して、圧縮軟化破壊をしている。一方、要素bは二軸圧縮状態にあり、最大せん断耐力後に除荷が生じている。また、鉄筋のひずみは、支承部上で試験体中央に近づくにしたがって、急激に増大しているが、鉄筋は降伏に至っていないことが確認できる。このような圧縮軟化破壊は解析ケースA、B、Fで試験体S10、S11、LR0の全てに共通している。解析と実験の変形性能が異なっているのは、解析では、実験における圧縮軟化破壊領域よりも小さい、少数の要素による局所的な圧縮軟化破壊により急激に荷重が低下するためであると推測される。

有限要素寸法の異なるケースAとケースBでは、破壊エネルギーが各要素寸法に応じて等しくなるようにモデル化しているにも関わらず、有限要素寸法が小さくなるにつれ、最大耐力、変形性能ともに小さくなっていることが確認できる。また、圧縮状態での降伏および破壊条件の異なる解析ケースBと解析ケースFを比較すると、試験体S10、S11、LR0の全てにおいてDrucker-Pragerの条件を適用した場合の方が、最大せん断耐力を低く評価した。

引張側のモデル化が破壊挙動に示す影響を調べた解析ケースBと解析ケースCを比較すると、局所引張完全塑性モデルを用いた場合、ひび割れ発生後の剛性低下が少ないため、実験と解析における荷重-変位関係が乖離し、最大せん断耐力を若干高く評価しているが、破壊に至る挙動に大差は生じていない。ひび割れ発生後、局所的な圧縮破壊をするRCディープビームのようなはりにおいては、引張側のモデルが破壊挙動に及ぼす影響は比較的小さいことが認められた。

3.2 ひび割れ状況

図-10～16に実験と試験体S10、S11、LR0の解析ケースA、Bにおける最大せん断耐力時のひび割れ発生状況を示す。実験での破壊モードはいずれの試験体も、ウェブコンクリートの圧壊を伴うせん断破壊と報告されている⁹⁾。解析は概ね実験におけるひび割れ状況を再現している。また、解析ケースA、Bにおけるメッシュ分割の違いでは、ひび割れ発生状況

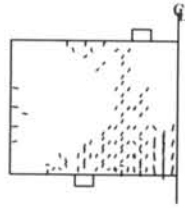
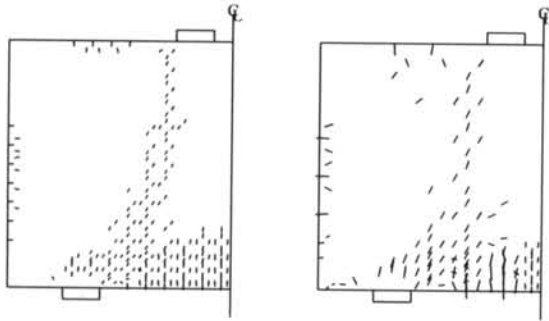
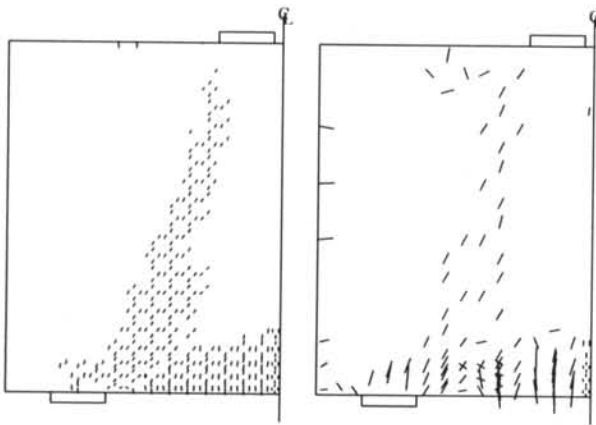


図-11 試験体 S10 のひび割れ発生状況



a) 解析ケース A b) 解析ケース B

図-12 試験体 S11 のひび割れ発生状況



a) 解析ケース A b) 解析ケース B

図-13 試験体 LR0 のひび割れ発生状況

に大きな差異は見られない。

3.3 寸法効果

各解析ケースのせん断強度 $\tau_u / f'_c = V_u / bdf'_c$ (V_u : 最大せん断耐力、 b : はり幅) と有効高さ d との関係を図-17の実験結果、土木学会コンクリート標準示方書によるRCディープビームのせん断耐力算定式(10)より求めた計算値、及び $a/d=1.0$ の Walraven¹⁵⁾ の実験結果とともに図-17に示す。

$$V_u = \beta_d \cdot \beta_p \cdot \beta_a \cdot f_{dd} \cdot b \cdot d / \gamma_b \quad (10)$$

$$f_{dd} = 0.19 \sqrt{f'_c} \quad (\text{N/mm}^2) \quad (11)$$

$$\beta_d = \sqrt[3]{1/d} \quad (d: \text{m}) \quad (12)$$

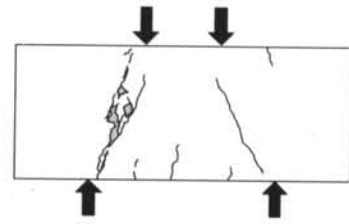


図-14 試験体 S10 のひび割れ発生状況 (実験)

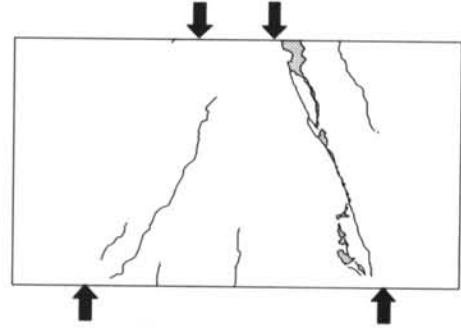


図-15 試験体 S11 のひび割れ発生状況 (実験)

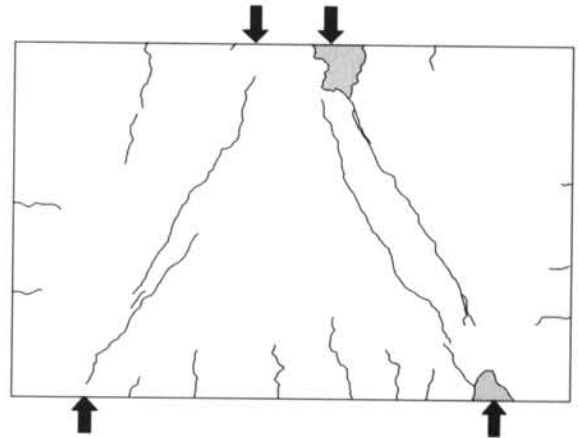


図-16 試験体 LR0 のひび割れ発生状況 (実験)

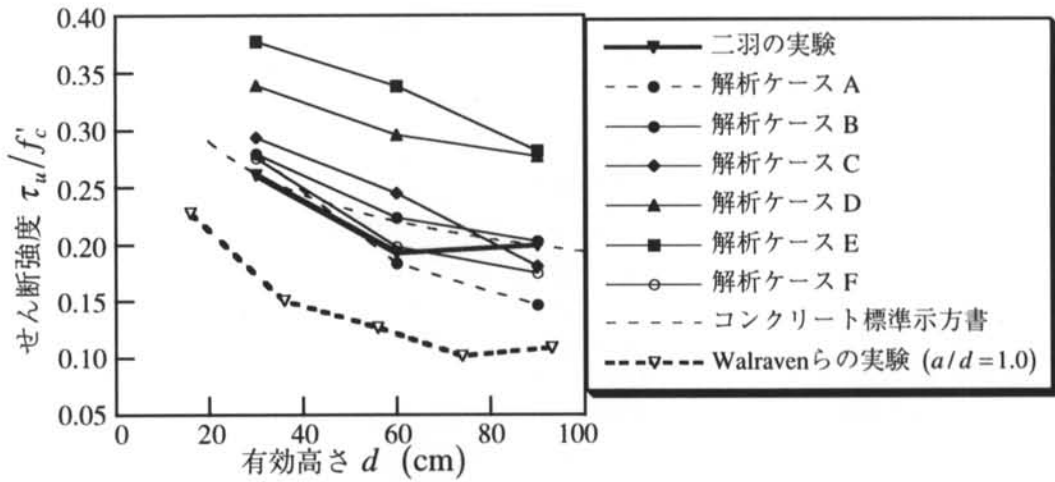
$$\beta_p = \sqrt[3]{100 p_w} \quad (13)$$

$$\beta_a = \frac{5}{1 + (a_v/d)^2} \quad (14)$$

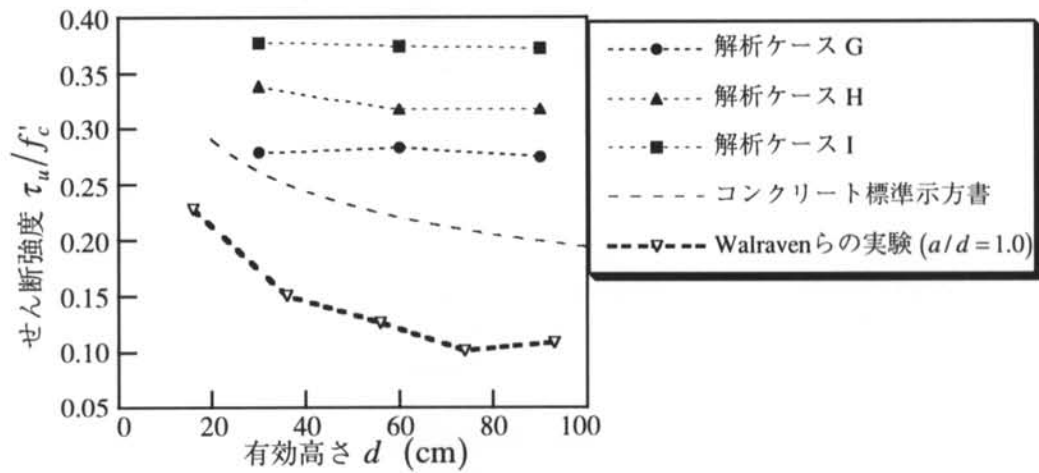
ただし、 p_w : 軸方向引張鉄筋断面積の腹部断面積に対する比率、 a_v : 荷重作用点から支承前面までの距離、 γ_b : 部材係数 (ここでは、 $\gamma_b=1$ とした) である。

実験において試験体 S11 と試験体 LR0 のせん断強度は、試験体 S10 と比較して約 25% 低下している。解析においても、解析ケース A、B、F のいずれも試験体 S10 と試験体 LR0 を比較すると、約 25% せん断強度が低下している。

実験では、試験体コアの圧縮試験の結果、試験体 LR0 でコンクリート打設時に上側となる圧縮側が引張側に比べて約 20% 低下していたことより、寸法効



a) 実験試験体



b) S10 試験体の完全相似形

図-17 せん断強度の寸法効果

果はコンクリート強度の低下が主原因で生じたとしている⁹⁾。また共通解析においても、解析結果に寸法効果の生じたものが見られたが、コンクリートの強度低下の効果を含んでいない解析によって、寸法効果が生じた原因を推定することは難しいということであった⁸⁾。

解析ケースEでは、圧縮側、引張側ともに完全塑性モデルを用いて、寸法効果の生じる要因を除去したにもかかわらず、寸法効果が顕著に生じている。一方、試験体S10と完全に相似な試験体を対象として、同じ構成モデルを用いた解析ケースIにおいては寸法効果が生じていない。式(14)のせん断耐力算定式は、 a_v/d により試験体形状を考慮しているが、はりのスパンと高さの比が2.0以下で、かつ a_v/d が等しい場合でも、せん断強度は試験体形状の違いによる影響を受けることが確認できる。よって、実験で生じた寸法効果は、試験体形状の違いによる要因が大きいと考えられる。

ひび割れ帯モデルおよび圧縮完全塑性モデルを用いた解析ケースHにおいても、ほとんど寸法効果は生じていない。先述したように、実験においてRCディープビームは局所的な圧縮軟化破壊により耐力が決定しているため、引張側のひび割れ帯モデルのみでは寸法効果を十分に表現することができないためだと推測される。一方、ひび割れ帯モデルと局所圧縮軟化塑性モデルを用いた解析ケースGにおいては、 $d=60\text{cm}$ の場合が最も大きなせん断強度を示すという一般的な寸法効果とは異なった傾向が生じている。

以上の解析結果より、RCディープビームのせん断挙動に関する寸法効果を解析的に精度良く評価するためには、コンクリートの引張構成関係にひび割れ帯モデルを適用するといった破壊力学的手法のみでは不可能であり、圧縮軟化破壊に関しても寸法効果を考慮できるモデルが必要であると考えられる。

§ 4. まとめ

3体のRCディープビーム試験体ならびにその内の1体と完全に相似な試験体を対象として、コンクリートの構成モデルや圧縮状態における降伏および破壊基準、また要素寸法をパラメータとして解析を実施した。本研究で、得られた知見を以下に記す。

- (1) RCディープビームの圧縮軟化破壊に至る破壊メカニズムが明らかになった。
- (2) RCディープビームのせん断耐力を15%程度の精度で予測できること、また、ひび割れの発生・進展も比較的良好に再現できることが示された。
- (3) はりのスパンと高さの比が2.0以下で、かつ a_v/d が等しい場合でも、せん断強度は試験体形状の違いによる影響を受けることが認められた。
- (4) 実験で生じた寸法効果は、試験体形状の違いに

よる要因が大きいと推測される。

(5) RCディープビームのせん断強度に関する寸法効果は、引張側のひび割れ帯モデルのみでは十分に表現できないことが示された。

§ 5. 今後の課題

RCディープビームのせん断強度に関する寸法効果を解析的に精度良く評価するためには、コンクリートの引張構成関係にひび割れ帯モデルを適用するといった破壊力学的手法のみでは不可能であり、従来、寸法効果の影響が少ないとされてきた圧縮側の構成関係にも寸法効果を考慮できるモデルが必要であると考えられる。

<参考文献>

- 1) Kani, G.N.J. : "How Safe Are Our Large Reinforced Concrete beams ?", ACI Journal, Proceedings Vol.64, No.3, pp.128 ~ 141, 1967.
- 2) "コンクリート標準示方書 設計編", 土木学会, 平成8年制定, pp.60 ~ 61
- 3) 長谷川俊昭: "多等価直列相モデルによるRCディープビームの寸法効果解析", 土木学会第54回年次学術講演会講演概要集, 第5部, pp.588 ~ 589, 1999.
- 4) Bolander, J., Yoshitake, K., and Thomure, J.: "Stress Analysis Using Elastically Homogeneous Rigid-Body-Spring Networks", JSCE, No.633/1-49, pp.25 ~ 32, 1999.
- 5) 二羽淳一郎, Nasra ZAREEN, 田辺忠顕: "破壊力学に基づくコンクリートはりのせん断強度寸法効果解析", 土木学会論文集, No.508/V-26, pp.45 ~ 53, 1995.
- 6) 山谷敦, 中村光, 檜貝勇: "回転ひび割れモデルによるRC梁のせん断挙動解析", 土木学会論文集, No.620/V-43, pp.187 ~ 199, 1999.
- 7) 吉武謙二, 長谷川俊昭: "鉄筋コンクリートディープビームの寸法効果に関するパラメトリック解析", 土木学会第55回年次学術講演会講演概要集, 第5部, 2000.
- 8) 破壊力学の応用研究委員会: "破壊力学の応用研究委員会報告書", 日本コンクリート工学協会, 1993.
- 9) 二羽淳一郎: "ディープビーム的鉄筋コンクリート部材のせん断耐荷機構", 東京大学博士論文, 1983.
- 10) "CEB-FIP MODEL CODE 1990", CEB, pp.2-11 ~ 2-12, 1991.
- 11) Hillerborg, A., Modeer, M., and Petersson, P.E. : "Analysis of Crack Formation and Crack Growth in Concrete by Means of Fracture Mechanics and Finite Element", Cement and Concrete Research, Vol. 6, No.6, pp.773 ~ 782, 1976.
- 12) Bazant, Z.P., and Oh, B.H. : "Crack Band Theory for Fracture of Concrete", Materials and Structures, Vol.16, pp.155 ~ 177, 1983.
- 13) 岡村甫, 前川宏一: "鉄筋コンクリートの非線形解析と構成則", 技報堂出版, p.37, 1991.
- 14) Kupfer, H., Hilsdorf, H.K., and Rusch, H. : "Behavior of Concrete Under Biaxial Stresses", ACI Journal, Vol.66, No.8, pp.656 ~ 666, 1969.
- 15) Walraven, J., and Lehwalter, N. : "Size effects in short beams loaded in shear", ACI Structural Journal, Vol.91, No.5, pp.585 ~ 593, 1994.