

[61] ディープビームのせん断耐荷機構のFEM解析による評価

正会員 ○二 羽 淳一郎 (東京大学大学院)
 中 根 宏 行 (東京大学工学部)
 正会員 岡 村 甫 (東京大学工学部)

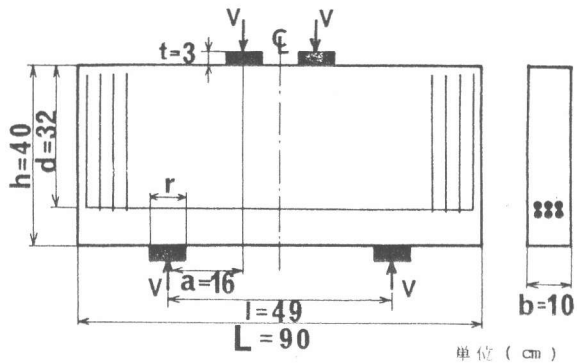
1. はじめに

ディープビームは、載荷点および支点における鉛直方向の応力の影響が大きい部材であり、その挙動は $a/d > 3$ 程度の梁とは異なって、斜めひびわれの発生以後も、かなりの荷重の増加に抵抗する。そのせん断耐荷力に対しては、多くの算定式が提案されているのだが、その多くは実験から得られたデータを基礎にした実験式であり一般的に耐荷機構を明確にし、さらにその耐荷機構に基づいて耐荷力を算定していくという方向での研究は少ないのが現状である。実験的に認められるディープビームの破壊モードとしては、載荷点と支点間を結ぶコンクリートストラットの圧縮破壊型と、顕著な斜めひびわれの発生後、その伸展に伴って滑る、ずれ破壊型があるように思われる。このうち、ディープビーム内部の2軸の応力状態が比較的一様に近い状態で破壊すると思われる圧縮破壊型については、2次元非線形のFEMによる解析が有効であると考えられる。そこで、ディープビームの破壊実験を行なって、FEM解析の妥当性を検証し、さらにその解析結果に基づいて耐荷機構を考え、耐荷力算定を行なう方法について考察した。

2. 実験の概要

ディープビームが圧縮卓越型で破壊するためには、ある程度 a/d が小さい必要があるということが、既往のデータ等より認められた¹⁾。また、その場合の耐荷力は、載荷点や支点での支圧板の大きさに、大きく依存することが予想されるのだが、支圧板の大きさを実験パラメータとして大きく変化させて行なった実験はあまりない。

そこで今回の実験では、 a/d を0.5とし、支圧板の大きさ r を2, 5, 10, 15 cmと変化させた。なお支圧板の大きさ以外の他の条件はすべて同一である。供試体の形状および諸元を図-1に示した。主筋には、D16 ($f_y = 41.7 \text{ kg/cm}^2$) を6本使用した。各供試体とも、主筋の定着を確保するために、主筋は支点の外側で曲げ上げられており、さらにそれに加えてD10のスターラップを3本配置してある。なおせん断スパン部では、せん断補強を行っていない。使用したコンクリートは、骨材最大寸法10mmで、圧縮強度は 52.9 kg/cm^2 である。荷重は変位速度を一定にして2点載荷し、単調に加力して破壊させた。



単位 (cm)
 $P=As/bd=0.037$, $f_y=4171 \text{ kg/cm}^2$, $f_c'=529 \text{ kg/cm}^2$
 $r = 2, 5, 10, 15 \text{ cm}$, V = せん断力, P = 荷重, $P=2V$

図-1 供試体の形状

3. 実験結果

実験結果を表-1に示す。各供試体とも、破壊の近くまでは、ほとんど同様な傾向を示した。すなわち曲げひびわれはいずれも5t程度までに発生し、以後荷重の増加とともに主筋の高さ程度まで伸展するが、その高さに達したのちは、ほとんど伸展しなかった。また、最初に認められる斜めひびわれは、概ね2.5t、

表-1 実験結果 (荷重 = $P=2V$)

No.	r (cm)	斜めひびわれ発生荷重 (t)	斜めひびわれ発生荷重 (t)	最大荷重 (t)	破壊モード
1	2	2.0	20.0	58.0	載荷点直下の圧壊
2	5	5.0	25.0	81.8	支点上部の圧壊
3	10	5.0	30.0	108.6	支点上部の圧壊
4	15	5.0	30.0	139.4	支点上部の圧壊

前後で発生した。さらに破壊近くになると、斜めひびわれが支点の支圧板の内縁へと伸展するとともに、荷重点の支圧板の外縁から下方へ、新たにひびわれが発生した。しかし、破壊モードは、 $r = 2 \text{ cm}$ の供試体1と、それ以外の r の大きい供試体2, 3, 4とは異なった。供試体1では荷重点の直下のコンクリート部分に、支圧板がめり込むようにして圧壊した。一方、供試体2, 3, 4では、支点上部のコンクリートが、ディープビームの厚みの方向にふくれ出すとともに荷重が低下していき、最終的に斜めひびわれと荷重点の支圧板の外縁とを結ぶひびわれに沿ってずれて破壊した。しかし、この場合も、破壊の主たる原因は、荷重低下の際の状況から判断して、コンクリートの圧壊と考えられる。

4. 解析方法

FEMによる解析を鉄筋コンクリートに適用していく際には、以下のようないくつかの問題がある。すなわちコンクリートの非線形性および異方性、コンクリートの時間依存性、コンクリートのひびわれ、および鉄筋とコンクリートの付着などである。このうち、コンクリートの非線形性については、Kupferらの実験データに基づいて、主応力から定義した等価応力と主ひずみから定義した等価ひずみの間に非線形の関係を与えることによって計算に取り入れた²⁾。異方性については、ポアソン比を等価ひずみに応じて変化させて考慮した。コンクリートの時間依存性については、短期の荷重を対象としているので、

無視している。ひびわれについてはSmearred Crackモデルを用いひびわれ発生後は、ひびわれと直交方向の剛性は0とし、また、ひびわれ面でのせん断剛性を無視した。付着については、ひびわれ発生後の付着の低下を考慮するために、図-2に示すように、鉄筋要素の節点とコンクリート要素の節点を部分的にのみ共有させ、その間については相対変位が生じるようにした。解析に用いたコンクリート要素は8節点のアイソパラメトリック要素である。使用した要素分割を図-3に示す。曲げ圧縮縁の要素では、破壊近くで要素内の応力分布が大きく変化する可能性があるため、その変化に対応できるように、要素の高さを支圧板の厚みと同程度に小さくした。また、図-3の中で、斜線で示した要素は、支圧板の拘束による3軸圧縮効果を考慮して、他の要素よりも強度を割増した。

5. 解析結果

解析結果のうち、まず支点直上と荷重点直下との間の相対変位について、実験結果とともに図-4に示した。これによれば、4.で述べた仮定に基づいて行なったFEM解析が、破壊の近くまでは、実際のディープビームの荷重-変位関係をかなり良く推定していることが認められる。また破壊モードおよび耐力力について表-2に示す。破壊モードに関しては、実験では支点上もしくは荷重点直下のコンクリートが圧壊したのであるが、解析によれば、すべて支点上の要素が破壊すると予測された。これは、解析で用いた、荷重点直下の要素の強度を支圧板の拘束による3軸効果を考慮して割増すという仮定で、今回用いた割増率が適当ではなかったことを示すものと思われる。しかし、耐力力については、解析による算定値の方が、実験値よりも平均で約10%小さかったものの、ばらつきは小さ

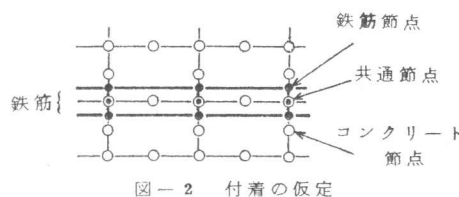


図-2 付着の仮定

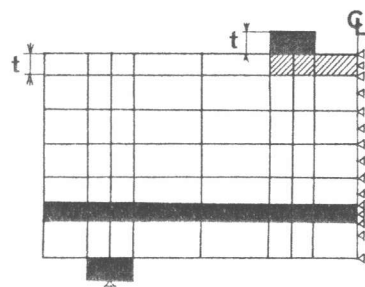


図-3 解析に用いた要素のメッシュ

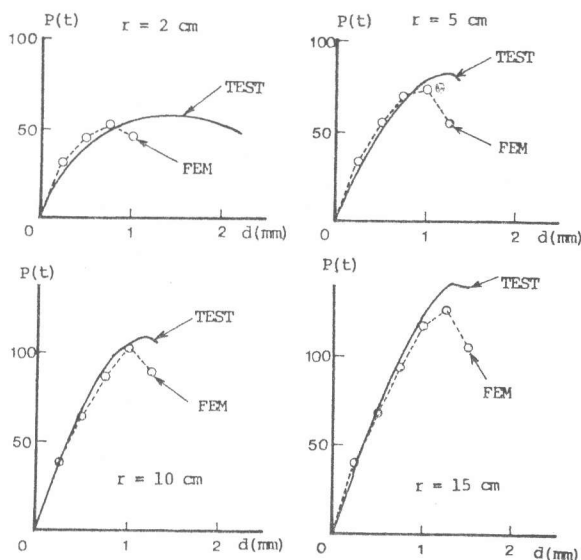


図-4 荷重-相対変位関係 (P = 2V)

く、耐力力の推定としては比較的良好な結果を与えている。

また、図-5は、解析上の最大荷重時における主圧縮応力の流れを示したものである。これは支圧板の大きさが5cmの場合であるが、比較的大きな圧縮応力が、支圧板の大きさよりも、かなり拡大して流れていることが認められた。

6. 考察

ディープビームのせん断耐力力を算定する際に、支圧板の大きさ r の影響を考慮せねばならないことは、現在までに提案されている算定式が、 r をパラメータとして含んでいるということからみても明らかである。たとえば、Manuel¹⁾ は耐力力が r に比例するとしているし、また Paiva³⁾ や Kong⁴⁾ らは、それほど直接的ではないとしても、算定式中に、せん断スパン a ではなくて、純せん断スパン $x = a - r$ を用いているのである。しかし、これらの算定式中に含まれる r の影響は、彼らのデータからみる限り、 r を実験パラメータとして検討したものではないようである。今回の実験で得られた耐力力を Manuel, Paiva, Kong らの式から算定し、その実験値/算定値の値を表-3に示した。これから明らかのように、FEM以外の各算定式は、いずれも、ばらつきが大きく、 r の影響を正確に表わしているとは言えない。また表-4には、Manuelの実験データのうち圧縮型で破壊したものを抽出して、その諸元および実験値/算定値の値を示した。この場合でも、FEMは耐力力を程良く推定している。図-6には、耐力力の実験値/算定値の値を、支圧板の大きさをディープビームの有効高さ d で無次元化した r/d に対して示した。この図から、FEMによる解析は、 r に依存せずに有効であること、そして一方、既往の各算定式は r/d が約0.4程度では比較的良好な値を与えているものの、 r/d がそれよりも小さくなってくると、いずれも精度が悪くなっていく傾向のあることが認められる。この原因は、既往の算定式が $r = 10 \sim 15 \text{ cm}$ 程度、 $d = 20 \sim 40 \text{ cm}$ 程度で、 $r/d = 0.4$ 前後のデータを主として用いているためと思われる。一般的な r の影響の評価という点から考えれば、まだ十分なものであるとは言えないと思われる。 r の影響については、 r のみに依存するのか、あるいは d/r のようなものに依存するのか、まだ明確ではないが、類似の問題は、たとえばスラブの押抜きせん断の場合にも生じている。⁵⁾ スラブの場合は、載荷板の辺長を r_s 、スラブの有効厚を d_s としたとき、 $r_s + k \cdot d_s$ (k : 定数) という形で耐力力算定式の中に取り入れている場合が多い。ディープビームの場合も、図-5に示されたような圧縮応力の流れ幅が支圧板の大きさよりも拡大していくという

表-2 r を変化させたディープビームのFEM解析

No.	r (cm)	破壊モード		最大荷重 (t)		実験値 解析値
		解析	実験	解析	実験	
1	2	支点上部の圧縮	載荷点直下の圧縮	53.7	58.0	1.08
2	5	支点上部の圧縮	支点上部の圧縮	71.8	81.8	1.14
3	10	支点上部の圧縮	支点上部の圧縮	102.5	108.6	1.06
4	15	支点上部の圧縮	支点上部の圧縮	124.5	139.4	1.12

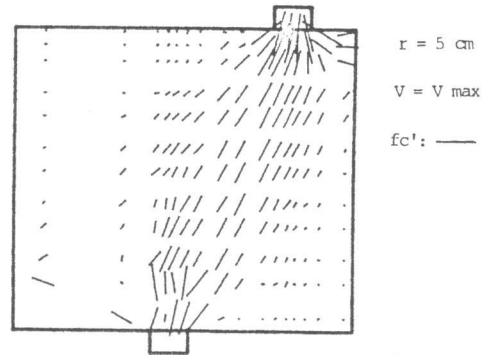


図-5 主圧縮応力分布

表-3 各算定式によるせん断耐力力の推定

No.	r (cm)	V_u/V_{MANUEL}	V_u/V_{PAIVA}	V_u/V_{KONG}	V_u/V_{FEM}
1	2	4.14	0.68	0.66	1.08
2	5	2.34	0.90	0.89	1.14
3	10	1.55	1.10	1.13	1.06
4	15	1.33	1.31	1.40	1.12
	平均	2.34	1.00	1.02	1.10
	変動係数	47.2%	23.4%	27.0%	2.9%

表-4 他のデータでの検証

No.	a (cm)	d (cm)	h (cm)	ρ (%)	f_y	f_c'	r (cm)	b (cm)	V_u (t)
a	20.3	40.6	45.7	0.97	4085	323	15.2	10.2	41.1
b	36.6	40.6	45.7	1.88	3811	388	15.2	10.2	29.9

$f_y, f_c' : [\text{kg/cm}^2]$

No.	r (cm)	V_u/V_{MANUEL}	V_u/V_{PAIVA}	V_u/V_{KONG}	V_u/V_{FEM}
a	15.2	1.11	1.32	1.48	0.97
b	15.2	1.01	0.97	0.88	1.13

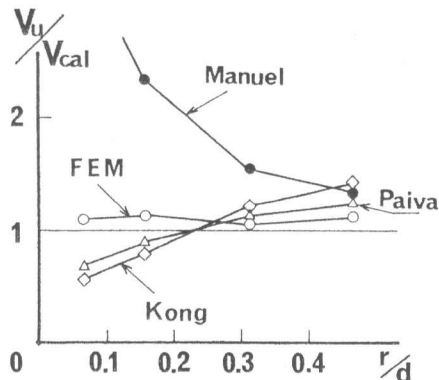


図-6 r/d に伴う実験値/算定値の変化

解析結果を参考にしていく必要があると思われる。(1)式は、Manuel のせん断耐荷力算定式である。

$$V_u = f'_c \cdot b \cdot r \cdot (1 - \rho f_y / 170 \cdot f'_c) / (1 + (a/d)^2) \quad \dots (1)$$

但し、 b, r [cm], f_y, f'_c [kg/cm²], ρ [%]

この式は、図-7に示すように、載荷点と支点上部の鉄筋位置を結ぶ方向の、支圧板の大きさ r の射影長さを考え、そのなかに一様に作用するコンクリートの圧縮応力が、 $(1 - \rho f_y / 170 \cdot f'_c) \cdot f'_c$

となったときに、耐荷力が得られるとしたものである。しかし、支点上のコンクリートの破壊部分の、FEM解析から予測される圧縮応力の大きさおよび拡大状態を考慮し、支圧板の大きさがみかけ上拡大するとして、たとえば補正項 $1 + 0.3 d/r$ を導入し、(2)式のような算定式を用いるとすれば、表-5に示

$$V_u = 0.64 \cdot f'_c \cdot b \cdot r (1 + 0.3 d/r) / (1 + (a/d)^2) \quad \dots (2)$$

すように、算定値の精度はかなり向上していくことが認められた。(2)式は、コンクリート強度や、主鉄筋比の効果、適用できる a/d の限界などについて、まだ検討したものではなく、一般的なものではないので、今後これらの点について研究していく方針である。

7. むすび

ディープビームについて、2次元非線形のFEM解析および検証実験を行なった結果、以下のことが明らかとなった。

- 1) $a/d \leq 0.5$ 程度で、圧縮型の破壊モードを示すディープビームに対しては、FEMによる解析は非常に有効であり、破壊モード、せん断耐荷力、荷重-変位関係など、実際の挙動をかなり正確に推定することができる。
- 2) 圧縮型の破壊モードを示すディープビームのせん断耐荷力には、支圧板の大きさ r の影響が著しい。しかし、既往のいくつかの算定式では、その式に含まれている r の影響の評価が十分ではなく、今回行なった r を変化した実験の耐荷力を程良く推定できなかった。
- 3) FEMによる解析では、 r の変化にかかわらず、実験結果をかなり正確に推定しており、FEMにより予測される応力の流れ、大きさなどの情報に基づいて、実際のディープビームの耐荷機構をうまくモデル化できれば、かなり精度の良い耐荷力算定式が得られると思われる。

[謝辞]

本研究は昭和56年度文部省科学研究費補助金(課題番号56460123)を受けて行なわれたものである。なお、研究の実施にあたり協力を得た、住友セメント(株)・原田修輔氏、長岡技術科学大・前川宏一氏に深く謝意を表します。

[参考文献]

- 1) R. F. Manuel : Failure of Deep Beams, Shear In Reinforced Concrete, Vol. 2, ACI SP42-19
- 2) 前川, 二羽 : 全ひずみ表示によるコンクリート構成則の定式化, 土木学会年次学術講演会概要集, 1980
- 3) H. A. Paiva, C. P. Siess : Strength and Behavior of Deep Beams in Shear, Proc. of A. S. C. E. ST5, 1965. 10
- 4) F. K. Kong, P. J. Robins, A. Singh, G. R. Sharp : Shear Analysis and Design of Reinforced Concrete Deep Beams, The STRUCTURAL ENGINEER, 1972. 10
- 5) 角田与史雄, 井藤昭夫, 藤田嘉夫 : 鉄筋コンクリートスラブの押抜きせん断耐力に関する実験的研究, 土木学会論文報告集, 1974.9

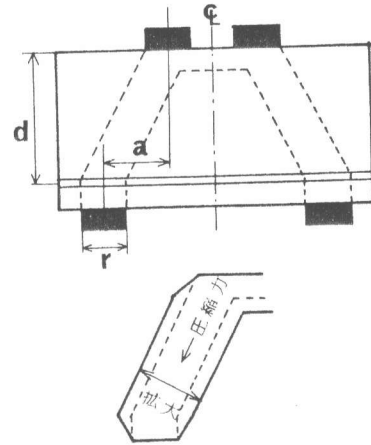


図-7 コンクリート圧縮ストラットの拡大モデル

表-5 補正項を導入したMANUEL式の評価

No.	r (cm)	V _u /V _{MANUEL}	V _u /V _{FEM}	V _u /V _{修正MANUEL}
1	2	4.14	1.08	0.92
2	5	2.34	1.14	1.04
3	10	1.55	1.06	1.02
4	15	1.33	1.12	1.05
	平均	2.34	1.10	1.01
	変動係数	47.2%	2.9%	5.1%