コンクリートの引張強度に及ぼす曲げ変形の影響に関する一考察

EFFECT OF BENDING DEFORMATION UPON TENSILE STRENGTH OF CONCRETE

篠原保二*, 安部武雄*, 古村福次郎**

Yasuji SHINOHARA, Takeo ABE and Fukujiro FURUMURA

In order to investigate how the bending moment generated in concrete during the tensile tests would affect its tensile strength, the direct tensile tests were performed on cylindrical specimens with and without spherical bearings. Six linearly varying transducers were installed at equal spaces in the circumference of a cylinder to estimate the bending deformation. The results showed that the bending deformation was also produced in a specimen due to the heterogeneity even if spherical bearings were used. The specimens without spherical bearings showed the tensile strength lower by 30 to 35% than those with spherical bearings because of the larger bending deformation. The effect of the bending deformation upon the tensile strength was studied based on linear elastic fracture mechanics.

Keywords: concrete, direct tensile test, tensile strength, bending deformation, linear elastic fracture mechanics

コンクリート, 直接引張試験, 引張強度, 曲げ変形, 線形破壊力学

1. はじめに

直接引張試験は、コンクリートの引張軟化特性を決定する最も直接的な試験法である。しかしながら、直接引張試験によって引張軟化特性を決定するためには、最大荷重後も安定した荷重-変形関係を測定することが必要である。そのような測定を行うために、HughesとChapman⁽¹⁾およびEvansとMarathe⁽²⁾は、鋼製の剛性ブロックまたは鋼棒によって試験機の剛性を高めて、コンクリートの引張試験を行っている。ただし、最大荷重を越え、荷重が減少していくと、軟化領域にひずみが集中し、ダメージを受けていない部分のひずみは弾性的に回復するため、試験体のひずみ分布は不均一となるが、その測定は行っていない。GopalaratnamとShah⁽³⁾は、コンクリートの引張軟化応答を特徴づけるために、試験体の異なる位置におけるひずみ、異なるゲージ長に対する伸びおよびクラック幅の測定をサーボコントロール試験機を用いて行っている。ただし、試験体のつかみ治具の制

約から、試験体厚さが19mmと小さい。GuoとZhang⁽⁴⁾は断面が70x70mmのコンクリート試験体を用いて、直接引張試験を行っている。試験機の剛性を4本の鋼棒（直径20mm）によって高め、試験体に貼り付けた数ヶ所のひずみゲージから、最大荷重以後、試験体内のひずみ分布が不均一になることを観測している。また、コンクリート特有の不均質さのため、試験体にクラックが入る前から偏心が存在し、クラック後、さらにその偏心は大きくなり、実験結果に影響を及ぼすであろうと指摘している。この偏心の影響を抑えるために、Reinhardt⁽⁵⁾は試験体の回転を拘束するガイディングシステムを取り付けたサーボコントロール試験機を用いて、引張試験を行っている。このガイディングシステムはベースプレートに4本の剛な支柱を取り付け、それらをアクチュエータに接続されている上の圧盤に取り付けられたローラーベアリングの中に正確に組み入れた装置である。ただし、ガイド装置の摩擦力は無視している。この装置を用いても不均一な

本論文は、参考文献11)を加筆修正し、取りまとめたものである。

* 東京工業大学工業材料研究所 助教授・工博

** 東京工業大学工業材料研究所 教授・工博

Assoc. Prof., The Research Laboratory of Engineering Materials, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

Prof., The Research Laboratory of Engineering Materials, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

弾性変形による試験体の小さな曲げは取り除くことができなかつたと報告されている(6)。以上の試験はいずれも試験体に球座を取り付けずに行ったものであり、曲げ変形が試験結果に影響を与えたと考えられる。

本研究では、コンクリートの直接引張試験結果が大きく変動する要因として曲げ変形の影響を取り上げ、円周ノッチを有するシリンダー試験体を用いて、球座を取り付けた場合と取り外した場合の直接引張試験を行い、その試験結果に及ぼす曲げ変形の影響を線形破壊力学に基づいて考察することを目的とする。

2. クラックを有する部材の変形

円周ノッチを有するシリンダー試験体のように、一般にクラックを有する部材の変形を線形破壊力学に基づいて計算する方法について述べる(7)。

与えられた境界条件のもとでクラック面積が0からAまで成長して、荷重が $P_1, P_2, \dots, P_n$ なる最終状態に達したとき、この状態でのひずみエネルギーや変位は、弾性体の場合、途中の経路に依存しないから、初めから最終状態と同じ一定荷重が加わっている条件のもとでクラックが進展して、Aに達した場合のひずみエネルギーや変位に等しいはずである。そこで、最終状態の荷重が加わった状態でA=0の場合のひずみエネルギーを $\bar{W}_0$ 、荷重 P_i の作用点の P_i 方向の変位を u_{i0} と書き、クラックの存在による増加分をそれぞれ $\Delta\bar{W}$, Δu_i と書く。すなわち、全ひずみエネルギー $\bar{W}$ と全変位 u_i は、

$$\begin{aligned}\bar{W} &= \bar{W}_0 + \Delta\bar{W} \\ u_i &= u_{i0} + \Delta u_i\end{aligned}\quad (1)$$

である。ただし、これらの増分は、同一の外力のもとにおいて比較したクラックの有無による差である。

次に、クラックによるひずみエネルギーの増加分を求めるために、Griffith(8)の手法を用いる。すなわち、線形弾性体の場合、クラックが単位面積だけ増加する際に解放されるポテンシャルエネルギー（対象としている力学系全体のエネルギーを Π とする。）G を、エネルギー解放率と呼び、これは、

$$G = -\lim_{\delta A \rightarrow 0} \frac{\delta \Pi}{\delta A} = -\frac{\partial \Pi}{\partial A} \quad (2)$$

で与えられる。特に、荷重が一定の場合は、ポテンシャルエネルギーの減少はひずみエネルギーの増加に等しい（ $-\delta \Pi = \delta \bar{W}$ ）(7)ので、ひずみエネルギーを使って、

$$G = \frac{\partial \bar{W}(P, A)}{\partial A} \quad (3)$$

と書ける。したがって、(3)式を積分すれば、

$$\bar{W}(P, A) = \bar{W}_0 + \int_0^A G dA \quad (4)$$

となる。荷重一定の条件下でのひずみエネルギーの増分 $\Delta\bar{W}$ は、(4)式の右辺第2項である。

クラックが存在あるいは進展することにより、このクラックを含む部材の変位は同一荷重下で増加する。荷重 P_i の作用点の P_i 方向変位 u_i は、Castiglianoの定理を(4)式に適用して、

$$\begin{aligned}u_i &= \frac{\partial \bar{W}(P, A)}{\partial P_i} \\ &= \frac{\partial \bar{W}_0}{\partial P_i} + \frac{\partial \Delta\bar{W}(P, A)}{\partial P_i} \\ &= u_{i0} + \int_0^A \frac{\partial G(P, A)}{\partial P_i} dA\end{aligned}\quad (5)$$

である。右辺第1項は u_{i0} 、第2項が Δu_i である。すなわち、クラックの存在による変位の増加分は、

$$\Delta u_i = \frac{\partial \Delta\bar{W}(P, A)}{\partial P_i} = \int_0^A \frac{\partial G(P, A)}{\partial P_i} dA \quad (6)$$

で与えられる。クラック先端の応力拡大係数が、外力およびクラック寸法の関数として知られているとき便利のように、(6)式を応力拡大係数を用いて書き直す。エネルギー解放率と応力拡大係数(K_I, K_{II}, K_{III})との間には、周知の次の関係式が存在する(7)。

$$G = \frac{1}{E'}(K_I^2 + K_{II}^2) + \frac{1}{2G} K_{III}^2 \quad (7)$$

$$\text{ただし、} E' = \begin{cases} E & (\text{plane stress}) \\ E/(1-\nu^2) & (\text{plane strain}) \end{cases}$$

ここで、Gはせん断弾性係数、Eはたて弾性係数、 ν はポアソン比である。

応力拡大係数の引数を荷重 $P_1, P_2, \dots$ とクラック面積Aと考えて、(7)式の荷重 P_i に関する偏微分を、(6)式に代入すると、

$$\begin{aligned}\Delta u_i &= \int_0^A \left\{ \frac{2}{E'} (K_I \frac{\partial K_I}{\partial P_i} + K_{II} \frac{\partial K_{II}}{\partial P_i}) \right. \\ &\quad \left. + \frac{1}{G} K_{III} \frac{\partial K_{III}}{\partial P_i} \right\} dA\end{aligned}\quad (8)$$

が得られる。

(1) 円周ノッチを有する丸棒の引張による変形

半径 R 、ノッチ部の最小断面の半径が b の丸棒が引張力 P を受ける時の変形を考える (図-1の(1))。変形 u をノッチが存在しない場合の変位 u_0 とノッチの存在による増加分 Δu に分けて考えると、

$$u = u_0 + \Delta u \quad \dots\dots\dots (9)$$

である。 u_0 は簡単に、ゲージ長さを L として、

$$u_0 = \frac{PL}{\pi R^2 E} \quad \dots\dots\dots (10)$$

より求められる。ノッチによる増加分は、(8)式より

$$\Delta u = \int_0^L \frac{2}{E'} K_I \frac{\partial K_I}{\partial P} dA \quad \dots\dots\dots (11)$$

から計算できる。ここで K_I は円周ノッチを有する丸棒の引張に対する応力拡大係数であり、次の近似式が得られている(9)。

$$K_I = \frac{P}{\pi b^2} \sqrt{\pi b} F(b/R) ; \quad b/R = \xi \quad \text{とおくと}$$

$$F(\xi) = \frac{1}{2} \left(1 + \frac{1}{2}\xi + \frac{3}{8}\xi^2 - 0.363\xi^3 + 0.731\xi^4 \right) \sqrt{1-\xi} \quad \dots\dots\dots (12)$$

また、軸対称問題のため、必然的に平面ひずみ状態となることを考慮すると(11)式より

$$\Delta u = \frac{4(1-\nu^2)P}{ER^2} \int_b^R \left(\frac{R}{b} \right)^2 \{F(b/R)\}^2 db \quad \dots\dots\dots (13)$$

が得られる。ここで、 $b/R = \xi$ において、積分を実行すると、

$$\begin{aligned} \Delta u &= \frac{(1-\nu^2)P}{ER} \int_{\xi}^1 \frac{1}{\xi^2} \left(1 + \frac{1}{2}\xi + \frac{3}{8}\xi^2 - 0.363\xi^3 + 0.731\xi^4 \right)^2 (1-\xi) d\xi \\ &= \frac{(1-\nu^2)P}{ER} \left(-1.413 + \frac{1}{\xi} + 0.676\xi^2 - 0.530\xi^3 + 0.195\xi^4 - 0.044\xi^5 + 0.202\xi^6 - 0.152\xi^7 + 0.067\xi^8 \right) \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (14)$$

となり、ノッチの存在による変位の増加分 Δu が求められる。本実験で用いる試験体の形状および材料定数を代入して計算すると、弾性変形は 1/100mm 以下と非常に小さ

く、その変位測定には、高感度の変位計が必要となることがわかる。

(2) 円周ノッチを有する丸棒の曲げによる回転角

次に、曲げモーメント M を受ける時の回転角 θ を考える (図-1の(2))。引張と同様、曲げモーメントによる回転角 θ をノッチが存在しない場合の回転角とノッチの存在による増加分に分けて考えるが、本試験体寸法の場合、ノッチによる増加分の方が支配的であるため、それぞれの記号を $\theta_{\text{no crack}}$ と θ_{crack} とすると、

$$\theta = \theta_{\text{no crack}} + \theta_{\text{crack}} \quad \dots\dots\dots (15)$$

である。 $\theta_{\text{no crack}}$ は簡単に、試験体長さを l とすると

$$\theta_{\text{no crack}} = \frac{Ml}{2EI} = \frac{2Ml}{\pi ER^4} \quad \dots\dots\dots (16)$$

となる。また、円周ノッチを有する丸棒の曲げに対する応力拡大係数は

$$K_I = \frac{4M}{\pi b^3} \sqrt{\pi b} F(b/R) ; \quad b/R = \xi \quad \text{とおくと、}$$

$$F(\xi) = \frac{3}{8} \left(1 + \frac{1}{2}\xi + \frac{3}{8}\xi^2 + \frac{5}{16}\xi^3 + \frac{35}{128}\xi^4 + 0.531\xi^5 \right) \sqrt{1-\xi} \quad \dots\dots\dots (17)$$

で近似できる(9)。したがって、 θ_{crack} は、

$$\begin{aligned} \theta_{\text{crack}} &= \int_0^L \frac{2}{E'} K_I \frac{\partial K_I}{\partial M} dA \\ &= \frac{64(1-\nu^2)}{ER^4} M \int_b^R \left(\frac{R}{b} \right)^4 \{F(b/R)\}^2 db \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (18)$$

となる。ここで、 $b/R = \xi$ の変数変換を行い、積分を実行すると、

(1) 引張力

(2) 曲げモーメント

図-1 円周ノッチを有する丸棒の変形

$$\theta_{\text{crack}} = \frac{9(1-\nu^2)}{ER^3} M \int_{\xi}^1 \frac{1}{\xi^4} \left(1 + \frac{1}{2}\xi + \frac{3}{8}\xi^2 + \frac{5}{16}\xi^3 + \frac{35}{128}\xi^4 + 0.531\xi^5 \right)^2 (1-\xi) d\xi$$

$$= \frac{9(1-\nu^2)}{ER^3} M \left(-0.448 + \frac{1}{3\xi^3} - 0.285\xi^2 + 0.245\xi^3 + 0.066\xi^4 + 0.033\xi^5 + 0.019\xi^6 + 0.001\xi^7 + 0.035\xi^8 \right) \quad (19)$$

が得られる。

3. 実験方法

直接引張試験に用いた試験体は、直径100mm、長さ150～200mmのシリンダーである。最大荷重後の荷重－クラック開口変位関係を測定するために、試験体に円周切り欠き（ノッチ）を導入し、クラック位置を規定している。ノッチ深さは、5～25mmまで5mmきざみで、それによって試験体名を表－1のように定める。ここで、球座の有無とは、図－2に示す実験装置のように、4本の鋼棒によって構成された剛な骨組の中に球座を組み込むと、試験体の偏心を低減する効果はあるが、試験体にクラックが入ると同時に球座が回転し、クラックが急激に進展するので最大荷重後の荷重－変位曲線を得ることができない。それ故、試験体の上下の球座を取り外して実験を行ったが、偏心の影響を検討するために、N10-1およびN20-1は、球座を取り付けて実験を行った試験体である。

試験体の調合を表－2に示す。普通ポルトランドセメントと天然骨材（細骨材の最大寸法5mm，粗骨材の最大寸法20mm，粗粒率=6.33）を使用した。打設後約30時間で脱型し、材令28日まで標準水中養生を、その後試験日（試験材令約6ヵ月）まで20℃の恒温室に放置した。4週圧縮強度は約400kg/cm²、1年圧縮強度は約480kg/cm²であった。

ノッチは厚さ1.2mmのダイヤモンドブレードを、試験体の表面位置から所定のノッチ深さ位置まで、ダイヤルゲージを用いて下げ、試験体を手動で回しながら導入した。試験日の前日までに試験体の端面を仕上げ、エポキシ系接着剤で鋼製の加圧盤に接着した。加圧盤を接着した試験体は、図－2のように加力治具に取り付けられた。加力はインストロン型25ton試験機を用いて、4本の荷重制御棒にあらかじめ引張力を導入して加力治具の遊びを除去した後、一定の変位速度(0.005mm/min.)で載荷した。荷重は1kg感度のロードセルで、ノッチ部の開口変位は、円周方向に等間隔な3ヵ所に取り付けた1/2500mm感度のクリップゲージで測定した（図－3のCG1～CG3）。この

3ヵ所のクリップゲージの出力より、ノッチ断面の傾斜が計算できる。さらに、クリップゲージの中間点における変位をゲージ長さ100mm、感度1/1100mmのパイゲージで測定した（図－3のPI1～PI3）。

表－1 試験体名称

試験体名	ノッチ深さ	球座の有無
N05-2	5mm	無
N10-1	10mm	有
N10-2	10mm	無
N15-2	15mm	無
N20-1	20mm	有
N20-2	20mm	無
N25-2	25mm	無

表－2 コンクリートの調合表

最大骨材寸法	水セメント比	単位重量 (kg/m ³)			
		水	セメント	砂	砂利
20mm	0.55	194	353	689	1054

図－2 載荷装置

図-3 変位測定位置および変位記号

4. 実験結果および考察

表-3に実験より得られた最大荷重、最小断面に対する引張強度および最大荷重時のノッチ部平均開口変位を示す。

図-4～図-7に荷重-変位曲線を示す。試験体の上下に球座を用いた試験体N10-1およびN20-1は、前章で述べたように、最大荷重よりわずかに荷重が低下した時点で急激なクラック伝播が起こり、その後の荷重-変位曲線が得られていない。一方、球座を取り外したその他の試験体では、最大荷重後のクラック伝播が、4本の荷重制御棒により拘束されるため、最大荷重後も荷重-変位曲線が得られている。クリップゲージによる開口変位の平均曲線（実線）とパイゲージによる平均変位曲線（実線）とを比較すると最大荷重後ほぼ同様な挙動を示していることがわかる。これは、Hillerborg⁽¹⁰⁾が指摘しているように、最大荷重付近で破壊進行領域（本試験体の場合ノッチ部）が形成されると、その後の変位増分は破壊領域内（ノッチ部）で生じ、その他の領域では荷重の減少に伴って、ひずみも弾性的に減少するためである。

球座の有無による引張強度を比較すると、球座を取り外した試験体（N10-2、N20-2）の引張強度は、球座を取り付けた試験体（N10-1、N20-1）の引張強度よりかなり低下している（ノッチ10mm試験体で31%減、20mm試験体で34%減）。球座を取り外すことによって、両端が完全拘束状態になると、負の曲げモーメントの影響で引張強度は高くなるはずである。しかし逆に強度が減少していることから、本実験で用いた試験装置は、Reinhardt⁽⁶⁾の試験機と同様、極めて微小な弾性変形による回転まで拘束することが出来なかったと言える。引張強度の相違は、後述するノッチ部の傾斜角の変化に起因していると考えられる。さらに、2章で述べた線形破壊力学に基づいて計算した変位とパイゲージによる平均変位を比較して図-8に示す。計算値は最大応力度の1/3に相当する応

力度に対する割線弾性係数を用いているので、実験値は荷重の上昇に伴って計算値より変位が大きくなり、上に

表-3 実験結果

試験体名	最大荷重 (kg)	引張強度 (kg/cm ²)	最大荷重時のクラック開口変位 (μm)
N05-2	1265	19.9	7.8
N10-1	1945	38.7	7.2
N10-2	1345	26.7	11.7
N15-2	1173	30.5	12.4
N20-1	1160	41.0	13.4
N20-2	764	27.0	11.0
N25-2	473	24.1	9.7

図-4 荷重-変位曲線：N10-1（球座有）

図-5 荷重-変位曲線：N10-2（球座無）

図-6 荷重-変位曲線：N20-1（球座有）

図-7 荷重-変位曲線：N20-2（球座無）

図-8 実験値 (パイゲージによる平均変位) と線形破壊力学による計算値の比較

図-9 最大荷重時におけるノッチ部断面の最大傾斜

凸の曲線となる。球座を取り付けた試験体と取り外した試験体を比べると、球座を取り外した試験体の方が、曲げの影響により塑性域が広がり、荷重の上昇に伴って、より大きな変位を生じている。図-9に、最大荷重時におけるノッチ断面部の最大傾斜を、3個のクリップゲージより評価して示す。この図から明らかなように、球座の無い試験体は、球座を有する試験体の2倍以上の傾斜角となっており、試験体が完全弾性体であれば2倍以上の曲げモーメントが生じたことになる。さらに試験体を弾性体と見なせる最大荷重前におけるノッチ部断面の最大傾斜の変遷を、ノッチ10mmの試験体について、図-10、11に示す。球座を有するN10-1試験体では最大荷重の約40%で、最大荷重時の傾斜方向（図-10のB1-B2方向）とほぼ同じ傾斜方向を示し、荷重の増加に伴って傾斜角も増大する。しかし、荷重が最大荷重の約80%に達すると、傾斜角の増大は見られなくなり、ほぼ同一傾斜角で引張変形が進行している。一方、球座の無いN10-2試験体では、載荷初期の段階から、最大荷重時の傾斜方向とほぼ同じ傾斜方向を示す。最大荷重の40%位迄は、その傾斜角の増大は少ないが、70%を越えると、急激に

増大し始める。ノッチ20mm試験体についても、球座の無いN20-2試験体は、最大荷重に近づくとき急激に傾斜角が増大した。ここで、球座の有無によるノッチ部の傾斜角の変化に注目して、引張強度の相違を推論すると次のようになる。球座を取り付けた試験体は、偏心距離を抑える機能があり、最大耐力までノッチ部の傾斜角は比較的小さい。一方、球座を取り外すと、この偏心を調整する機能がなくなり、傾斜方向は初期段階から固定され、最大耐力に近づくとき急激に傾斜角（偏心曲げモーメント）が増加し、球座を取り付けた場合より引張強度が低下する。

次に、図-10、11のノッチ部断面の傾斜角から、2章の線形破壊力学に基づく方法によって、試験体に作用する曲げモーメントを算定し、表-4に示す。同表には曲げモーメントの他に、偏心距離、曲げ応力および全応力度（引張応力度+曲げ応力度）も示している。最大荷重時の全応力度より引張強度を推定すると、50~60kg/cm²となるが最大荷重時まで線形破壊力学を適用した場合、曲げモーメントを過大評価することになり、この強度も過大評価となる。球座を有する試験体(N10-1、N20-1)の

図-10 最大荷重前におけるノッチ部断面の傾斜の変化
： N10-1（球座有）

図-11 最大荷重前におけるノッチ部断面の傾斜の変化
： N10-2（球座無）

偏心距離は、最大荷重まで、ごく限られた範囲内にあるので、実用上、これらの試験体の引張強度 (40kg/cm²程度) を用いても差し支えないと思われる。

表-4 線形破壊力学によって算定した曲げモーメント

試験体名 断面 A	荷重 P (kg)	引張応力度 σ_t (kg/cm ²)	傾斜角 $\left(\frac{e_1 - e_2}{D}\right)/2$ $\times 10^{-5}$	曲げモーメント M (kg·cm)	偏心距離 $e=M/P$ (mm)	曲げ応力度 σ_M (kg/cm ²)	全応力度 $\sigma_t + \sigma_M$ (kg/cm ²)
断面係数 Z							
N10-1	410	8.2	0.50	110	2.7	2.2	10.4
A=50.3cm ²	835	16.6	1.85	407	4.9	8.1	24.7
Z=50.3cm ³	1195	23.8	3.10	681	5.7	13.5	37.3
	1590	31.6	4.35	956	6.0	19.0	50.6
	(1945)	(38.7)	(4.25)	(934)	(4.8)	(18.6)	(57.3)
N10-2	276	5.5	0.15	33	1.2	0.7	6.2
A=50.3cm ²	558	11.1	0.95	209	3.7	4.2	15.3
Z=50.3cm ³	892	17.7	2.00	440	4.9	8.7	26.4
	1178	23.4	3.75	824	7.0	16.4	39.8
	(1345)	(26.7)	(9.25)	(2033)	(15.1)	(40.4)	(67.1)
N20-1	617	21.8	1.05	43	0.7	2.0	23.8
A=28.3cm ²	800	28.3	1.40	57	0.7	2.7	31.0
Z=21.2cm ³	1000	35.3	1.95	79	0.8	3.7	39.0
	1100	38.9	2.70	109	1.0	5.1	44.0
	(1160)	(41.0)	(6.00)	(243)	(2.1)	(11.5)	(52.5)
N20-2	194	6.9	0.75	30	1.5	1.4	8.3
A=28.3cm ²	389	13.7	1.30	53	1.4	2.5	16.2
Z=21.2cm ³	568	20.1	2.60	105	1.8	5.0	25.1
	659	23.3	4.85	196	3.0	9.2	32.5
	(764)	(27.0)	(12.00)	(486)	(6.4)	(22.9)	(49.9)

5. まとめ

コンクリートの直接引張試験結果が大きく変動する要因として、曲げの影響を取り上げ、球座の有無による直接引張試験を行い、線形破壊力学に基づいて、引張強度に及ぼす曲げ変形の影響を考察した。これから以下の結論を得た。

- (1) 球座の有無にかかわらず、試験体には曲げ変形が生じる。これはコンクリート内の骨材粒子がランダムに分布しており、各断面における引張剛性の中心は、断面の幾何学的中心とも、荷重の作用線とも一致しないためである。したがって、弾性範囲内から偏心が存在し、最大荷重後、クラックは不均一に進行するので、偏心も増大する。
- (2) 球座を有する試験体の偏心距離は、最大荷重まで増加が少なく、曲げの影響は小さい。しかし、最大荷重後、クラックが進行すると球座が回転するので安定した荷重-クラック開口変位関係を得ることはできない。

- (3) 最大荷重後も安定した荷重-クラック開口変位関係を得るために、球座を取り外して行った試験では、最大荷重に近づいていくと偏心距離が急増し、曲げの影響が大きくなる。その結果、引張強度は、球座を有する試験体と比較すると、30%以上低下する。
- (4) コンクリートの直接引張試験は、荷重-クラック開口変位関係を決定する最も直接的な方法であるが、コンクリート固有の不均質さに起因する曲げ変形を避けることができないので、試験結果の評価は困難である。

参考文献

- 1) B.P. Hughes and G.P. Chapman: The complete stress-strain curve for concrete in direct tension; Bulletin RILEM No.30 MARCH, pp.95-97, 1966
- 2) R.H. Evans and M.S. Marathe: Microcracking and Stress-strain Curves for Concrete in Tension, Matériaux et Constructions No.1, pp.61-64, 1968
- 3) V.S. Gopalaratnam and S.P. Shah: Softening Response of Plain Concrete in Direct Tension; ACI Journal, Vol.82, No.3, pp.310-323, 1985
- 4) Guo Zhen-hai and Zhang Xiu-qin: Investigation of Complete Stress-Deformation Curves for Concrete in Tension; ACI Material Journal, Vol.84, No.4, pp.278-285, 1987
- 5) H.W. Reinhardt: Fracture mechanics of an elastic softening materials like concrete; HERON, Vol.29, No.2, pp.2-42, 1984
- 6) H.A.W. Cornelissen, D.A. Hordijk and H.W. Reinhardt: Experiments and Theory for the Application of Fracture Mechanics to Normal and Lightweight Concrete; in Fracture Toughness and Fracture Energy of Concrete, ed. by F.H. Wittmann, Elsevier, pp.565-575, 1986
- 7) 岡村弘之: 線形破壊力学入門; 培風館, p.226, 1976
- 8) A.A. Griffith: The Phenomena of Rupture and Flow in Solids; Philosophical Transactions of the Royal Society, Vol. A221, pp.163-198, 1920
- 9) J.P. Benthem and W.T. Koiter: Asymptotic approximations to crack problems; in Mechanics of fracture I Methods of analysis and solutions of crack problems, ed. by G.C. Sih, Noordhoff, pp.131-178, 1973
- 10) A. Hillerborg: Analysis of One Single Crack; in Fracture Mechanics of Concrete, ed. by F.H. Wittmann, Elsevier, pp.223-249, 1983
- 11) 篠原保二、古村福次郎、安部武雄: コンクリートの引張強度に及ぼす曲げ変形の影響; 日本建築学会大会学術講演梗概集A, pp.481-482, 1991

(1994年2月2日原稿受理, 1994年8月5日採用決定)