

急速一軸引張試験においてコンクリート円柱供試体の高さ寸法の違いが引張特性に及ぼす影響

藤掛一典¹・山根茂樹²・大野友則³・水野 淳⁴・鈴木 篤⁵

¹正会員 工修 防衛大学校土木工学科助手 (〒239 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

²学生員 防衛大学校理工学研究科 (〒239 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

³正会員 工博 防衛大学校土木工学科教授 (〒239 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

⁴工修 鹿島建設原子力設計部技術長 (〒107 東京都港区赤坂 6-5-30)

⁵工修 鹿島建設原子力設計部 (〒107 東京都港区赤坂 6-5-30)

本研究は、急速一軸引張試験においてコンクリート円柱供試体の高さ寸法の違いが引張特性に及ぼす影響について実験的に検討したものである。具体的には、直径が一定で高さ寸法が異なる4種類のコンクリート円柱供試体を用いて、応力速度の値で概略 $0.02 \sim 1.5 \times 10^4$ (MPa/sec) 程度の範囲で急速一軸引張実験を行い、コンクリート円柱供試体の引張強度・引張強度点でのひずみ・弾性係数の3つの引張特性に着目して、コンクリート円柱供試体の高さ寸法の相違による影響を定性的・定量的に評価している。またさらに、急速一軸引張載荷を受けるコンクリートの動的引張特性に関して、本実験で得られた結果と既往の研究結果との比較検討を行っている。

Key Words : plain concrete, rapid loading, rate-effect, direct tensile test, slenderness of specimen, multiple cracking, tensile property, strain-rate, stress-rate, dynamic increase factor

1. はじめに

大きな応力速度あるいはひずみ速度の負荷を受けるコンクリートの力学的性状を定性的・定量的に把握することは、衝撃荷重を受けるコンクリート構造物の衝撃破壊現象を解明し、ひいては衝撃荷重を受けるコンクリート構造物の挙動を予測する上で極めて重要である。また、コンクリートの力学的特性は載荷速度の影響を受けると、静的載荷に対する力学的特性と大きく異なることが知られている。

圧縮強度特性に関して、急速一軸圧縮載荷を受けるコンクリートの力学的性状を調べた研究は、Bischoff ら¹⁾の報告にまとめられているようになり多い。これに対して、急速一軸引張載荷を受けるコンクリートの力学的特性に関する実験的研究は、たとえば畑野²⁾、竹田ら³⁾、Zielinski ら⁴⁾があるが少ない。これは、コンクリートの急速一軸引張試験自体が面倒で難しいこと、およびコンクリートの引張強度が圧縮強度の約 1/10 程度であり極めて脆弱なひび割れ挙動を示すため通常的设计ではコンクリートの引張力負担を無視していること、等に起因していると考えられる。しかしながら、コンクリートの引張特性は、ひび割れのメカニズムや付着・せん断

挙動に影響を及ぼすために重要構造物の設計においては無視できない要因であるとともに、衝撃力を受けるコンクリートに特有のスキャッピング(scabbing)現象の支配的要因であり、そして多軸応力下におけるコンクリートの破壊基準のパラメータとしても重要である。また Suaris ら⁵⁾は、コンクリートの引張強度が圧縮強度に比較して顕著な応力速度あるいはひずみ速度依存性を示すことを指摘している。

一方 Spetla ら⁶⁾は、コンクリートの静的な一軸引張試験において、円柱供試体の高さに対する直径の比(高さ直径比: H/D)や直方体供試体の高さに対する断面の辺長の比(高さ辺長比: H/a)の違いが引張強度に及ぼす影響を調べ、高さ直径比(H/D)や高さ辺長比(H/a)が大きくなるにしたがいコンクリートの引張強度は低下し円柱供試体の場合は $H/D \geq 2$ 、直方体供試体の場合 $H/a \geq 3$ でそれぞれほぼ一定値に漸近するような傾向が見られることを報告している。

動的引張載荷の場合も、載荷速度の大きさがコンクリートの引張特性に及ぼす影響を実験結果に基づいて適切に評価する観点から、実験に用いるコンクリート円柱供試体の高さ寸法の違いがコンクリートの引張特性に及ぼす影響を把握することは重要であ

表-1 実験パラメータの一覧

試験ケース	実験パラメータ								試験数
	供試体の高さ寸法				載荷速度				
	75mm	100mm	150mm	225mm	静的	低速	中速	高速	
DT-H75-S1~S5	○				○				5
DT-H75-L1~L5	○					○			5
DT-H75-H1~H5	○							○	5
DT-H100-S1~S5		○			○				5
DT-H100-L1~L5		○				○			5
DT-H100-H1~H5		○						○	5
DT-H150-S1~S5			○		○				5
DT-H150-L1~L5			○			○			5
DT-H150-M1~M5			○				○		5
DT-H150-H1~H5			○					○	5
DT-H225-S1~S5				○	○				5
DT-H225-L1~L5				○		○			5
DT-H225-H1~H5				○				○	5

表-2 コンクリートの配合

水セメント比 (%)	細骨材率 (%)	単位置 (kg/m ³)				混和剤 (t/m ³)	スランプ (cm)	空気量 (%)
		水	セメント	細骨材	粗骨材			
65	40.0	181	278	702	1095	0.70	8.0	4.0

ると考える。これまで、コンクリート円柱供試体の高さ寸法の違いが急速載荷を受けるコンクリートの引張特性に及ぼす影響について実験的に検討した研究はほとんど見当たらない。

本研究では、急速載荷を受けるコンクリートの引張特性（とくに引張強度、引張強度点に対応するひずみおよび弾性係数）に着目して、供試体の高さ寸法の相違による影響を把握することを目的として急速一軸引張実験を行った。また、引張強度、引張強度点でのひずみおよび弾性係数のそれぞれとひずみ速度の関係について本実験による結果と既往の結果との比較検討を行った。

2. 実験概要

(1) 実験パラメータ

本研究は、急速載荷を受けるコンクリートの一軸引張試験に用いる円柱供試体の高さ寸法の相違がコンクリートの引張特性に及ぼす影響を、実験的に把握することを目的としている。実験パラメータは、表-1 に示すようにコンクリート円柱供試体の高さ寸法および載荷速度である。試験数は各ケースとも5回行うこととし、総試験数は65である。

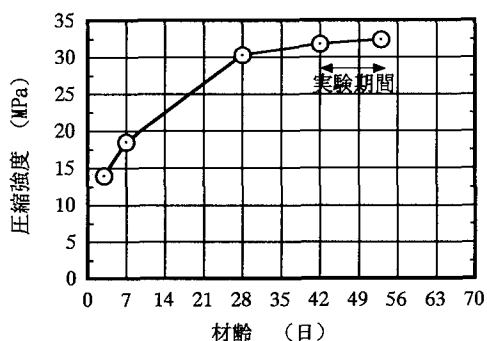


図-1 材齢と圧縮強度の関係

コンクリート円柱供試体は、直径を一定(71.4mm)とし高さを 75mm, 100mm, 150mm および 225mm と変えた4種類のを準備した。なお、円柱供試体の直径は次のような理由により決定した。本実験で用いる一軸引張載荷装置に設置可能な円柱供試体の最大高さ寸法は約 240mm 程度であり、その高さ寸法以内で高さ直径比(H/D)を最大3程度まで試験しようとする、円柱供試体の直径は 80mm 以下であることが必要となる。また、円柱供試体の直径はコンクリートの最大粗骨材寸法（本実験では

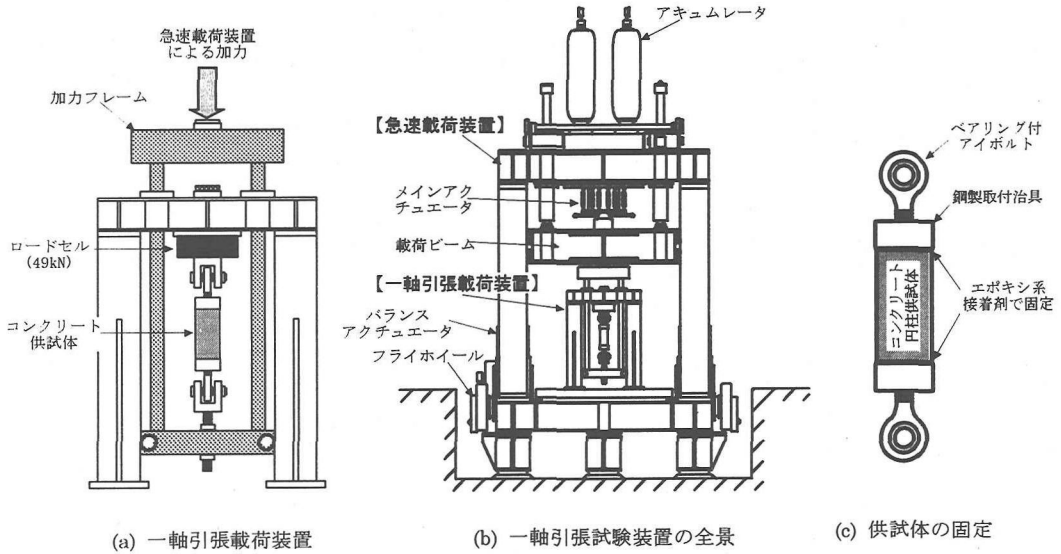


図-2 一軸引張試験装置の概要

$G_{max}=20\text{mm}$) の3倍程度以上(本実験では60mm以上)は確保する必要がある。すなわち、円柱供試体の直径は60~80mm程度となる。これらの条件の下で供試体の製作に用いる型枠を選定したところ塩化ビニール管製型枠(内径71.4mm)が割と安価で入手できることから円柱供試体の直径を71.4mmとした。

荷重速度は、静的、低速、中速および高速の4種類である。ただし、中速荷重は低速と高速の荷重速度の中間的な荷重速度でのデータを得ることを目的とし、供試体の高さ寸法150mmの場合のみ実施した。荷重速度の概略の目安は、応力速度で表示すると静的荷重が0.02(MPa/sec)、低速荷重が70(MPa/sec)、中速荷重が 3.0×10^3 (MPa/sec)、高速荷重が 1.5×10^4 (MPa/sec)程度である。

(2) 試験体の製作

本実験に用いたコンクリートの材料は、普通ポルトランドセメント(比重3.16)を使用し、細骨材には粒径5mm以下の川砂(比重2.54、吸水率2.45%、粗粒率2.23)を、粗骨材には粒径20mm以下の川砂利(比重2.64、吸水率0.82%、粗粒率6.62)を使用した。コンクリートの配合を表-2に示す。

試験体は、内径71.4mm、肉厚1.3mmの塩化ビニール管製型枠を用いて製作した。供試体は、打設後1日で脱型、水中養生を7日間行い、その後は実験室内にて気中養生を行った。打設から18日目に、コンクリート円柱供試体の両端をコンクリートカッターで切断、研磨機で切断面を研磨して所定の高さ

に調整した。

本実験では試験期間が12日間と長期に及ぶことから、試験期間中のコンクリートの強度をある程度安定させるために初期の水中養生期間を7日間として試験期間中の強度増加をできるだけおさえることにした。実験に用いたコンクリートの圧縮強度と材令の関係を、図-1に示す。試験期間中の圧縮強度の平均値は32.10(MPa)、試験開始時と終了時における強度差は約0.6(MPa)であった。したがって、試験期間中のコンクリートの圧縮強度はほぼ一定と見なしてもさしつかえないと考える。

(3) 試験方法

コンクリートに対する急速一軸引張試験のための試験装置を、図-2に示す。

本試験では、図-2(a)に示す一軸引張荷重装置を図-2(b)に示すように急速荷重装置内部に取り付けて実験を行った。一軸引張荷重装置は、加力フレームを下方に移動させることで取り付けられたコンクリート円柱供試体に一軸引張応力を加える装置である。また、急速荷重装置は、最大荷重容量490kN、任意の荷重速度(最大荷重速度4m/sec)に設定できる機能を有する装置である。この急速荷重装置の荷重機構は、荷重開始前にメインアクチュエータの荷重(490kN)を荷重ビームを介して左右2つのバランスアクチュエータで保持させ、荷重時にはフライホイールの回転慣性力を電磁クラッチを介してバランスアクチュエータに内蔵されている油圧制御バルブに伝達し、制御バルブを機械的に一定速度で作動

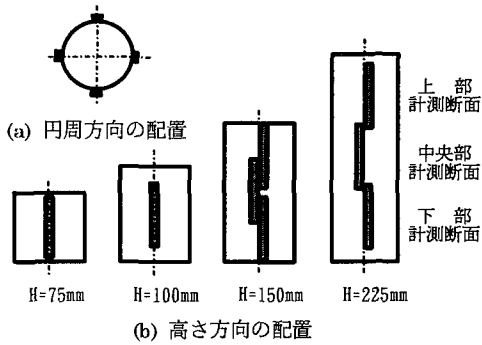


図-3 各供試体におけるひずみゲージの配置

させることにより所定速度で急速荷重するものである。急速荷重とは、荷重体先端を供試体の荷重面に完全に接触した状態から荷重を高速で負荷する方法である。通常の衝突実験における衝撃荷重とは異なり、荷重直後の衝撃応力波の発生を防ぐことができる⁷⁾。したがって、試験体の速度効果だけを調べることができることが特徴である。

供試体は、図-2(c)に示すように両端をエポキシ系の接着剤で鋼製の取付治具（直径：75mm、厚さ：35mm）に接着固定した。さらに、供試体に軸方向の荷重のみ作用させるため、上下にベアリング付アイボルトを取り付け、このアイボルトを介して一軸引張荷重装置に固定した。鋼製取付治具の厚さ 35mm は、コンクリート円柱供試体の断面に一樣な引張応力を作用させるために必要な厚さであると考えて決定した。実験は、コンクリート円柱供試体を鋼製取付治具にエポキシ系の接着剤で固定後 48 時間以上において実施した、なお、今回の実験ではコンクリート円柱供試体と鋼製取付治具との接着部で破断したケースは全く無かった。

(4) 計測項目

本実験における計測項目は、コンクリート円柱供試体に作用する荷重およびひずみである。

供試体に作用する荷重は、図-2(a)に示すように一軸引張荷重装置の固定端側に取り付けられたロードセル（許容荷重 49kN、最大応答周波数 11kHz）で計測した。コンクリート円柱供試体に発生するひずみは、ベース長 60mm のポリエステルゲージを用いて計測した。ただし、コンクリート円柱供試体のどの部分に破断面が形成されるかが予め予測できないことから、どの部分に破断面が形成されてもその付近のひずみの計測ができるように図-3のようにひずみゲージを配置した。供試体の高さ寸法が 75mm および 100mm の円柱供試体には、供試体の

中央部に 90° 間隔で 4 枚のひずみゲージを軸方向に貼付した。また、供試体の高さ寸法 150mm および 225mm の円柱供試体には、上部、中央部、下部の 3 断面にそれぞれ 90° 間隔で 4 枚のひずみゲージを軸方向に貼付した。計測されたデータは動ひずみ測定器（最大応答周波数：200kHz）で増幅した後、デジタルメモリにより最速 5×10^{-6} sec (200 kHz) の時間間隔でサンプリングした。

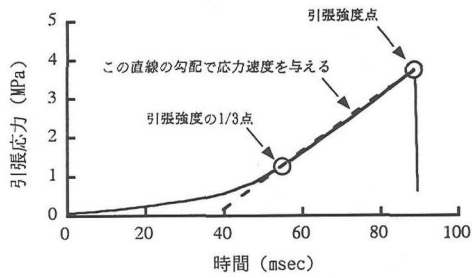
3. 実験結果および考察

(1) ひずみ速度および応力速度について

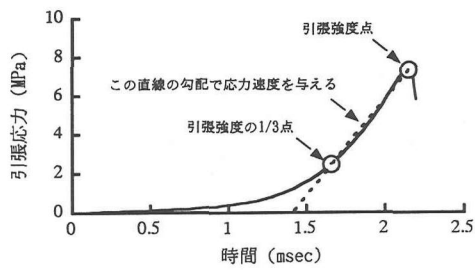
急速荷重を受けるコンクリートの引張あるいは圧縮試験において、コンクリートの強度特性は荷重速度に依存すると考えられている。コンクリートの速度効果に関する既往の研究では、荷重速度を表す指標として一般的にひずみ速度あるいは応力速度が用いられている⁷⁾。本研究では、急速荷重を受けるコンクリートの力学的性状に及ぼす荷重速度の影響を定量的に評価するために、以下に述べるひずみ速度および応力速度を用いている。

静的荷重を受けるコンクリートの一軸引張試験による上田ら⁸⁾の実験的研究によると、引張強度点付近で破断面近傍にひずみが局所化（破断面近傍のひずみが破断しなかった部分のひずみの値に比べて大きくなる）して引張破壊が生じることが報告されている。本実験においても上田らと同様の傾向がみられ、また、その傾向は荷重速度が大きくなるほど顕著になることが認められた。そこで本研究では、破断した部分（破断面）に貼付された周方向 4 枚のひずみゲージの平均値を用いてひずみ速度を定義することにする。

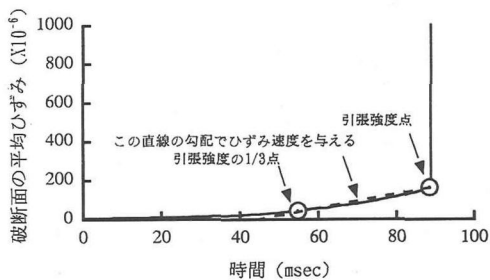
図-4(a)(b)に、低速荷重における代表的な引張応力の時刻歴および破断した断面における平均ひずみの時刻歴、図-5(a)(b)に、高速荷重における代表的な引張応力の時刻歴および破断した断面における平均ひずみの時刻歴を示す。図-4 および図-5 によると、荷重初期にコンクリート円柱供試体に作用する引張応力の立ち上がりは緩慢で引張強度の 1/3 点以降から引張強度点まで概ね直線的に増加する傾向にあることがわかる。荷重初期の応力の立ち上がりが緩やかとなる原因は、本研究で使用した荷重装置の性能によるものである。すなわち、本装置は図-2(b)に示すフライホイールの回転慣性力をバランスアクチュエータの制御バルブに伝達してメインアクチュエータの荷重を急速荷重させる方式であり、伝達の際に微小時間の機械的遅れが生じるためである。多くの既往の研究では、全体的な荷重を表す平均的なひ



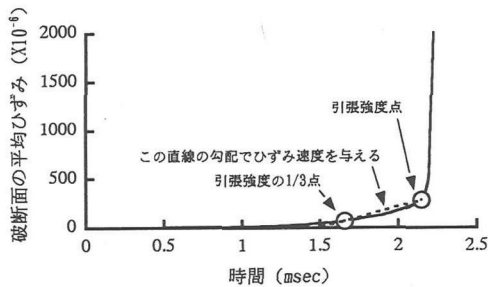
(a) 引張応力の時刻歴



(a) 引張応力の時刻歴



(b) 破断面における平均ひずみの時刻歴



(b) 破断面における平均ひずみの時刻歴

図-4 低速載荷(DT-H225-L3)

図-5 高速載荷(DT-H150-H4)

力速度およびひずみ速度として載荷開始点から引張強度点までの勾配を取っている。しかしながら、本実験結果にこのような既往の研究の考え方を適用した場合、コンクリートの引張特性に及ぼす載荷速度の影響が対数的であるとしても危険側の評価を与えることが考えられる。そこで本研究では、図-4 および図-5 の図中に示すように引張強度の 1/3 点から引張強度点までの応力-時間、破断面の平均ひずみ-時間のそれぞれの勾配で応力速度およびひずみ速度を評価するものとする。このように評価された応力速度とひずみ速度の間には、Takeda ら⁹⁾によって指摘されているように両対数座標で直線関係があることが認められた。なお、静的載荷の場合の応力速度およびひずみ速度は全データの平均的な値としてそれぞれ 0.02 (MPa/sec), 2.0×10^{-6} (1/sec)の値を用いることにする。

(2) コンクリート円柱供試体の破壊状況およびその破壊メカニズム

載荷速度およびコンクリート円柱供試体の高さ寸法をパラメータとしたコンクリートの一軸引張試験後のコンクリート供試体の破壊状況は、静的・低速・中速載荷の場合全ての実験ケースで破断面が 1 箇所しか形成されないのに対して、載荷速度が大きい高速載荷ではひび割れの枝分れ(分岐現象)や写真-1

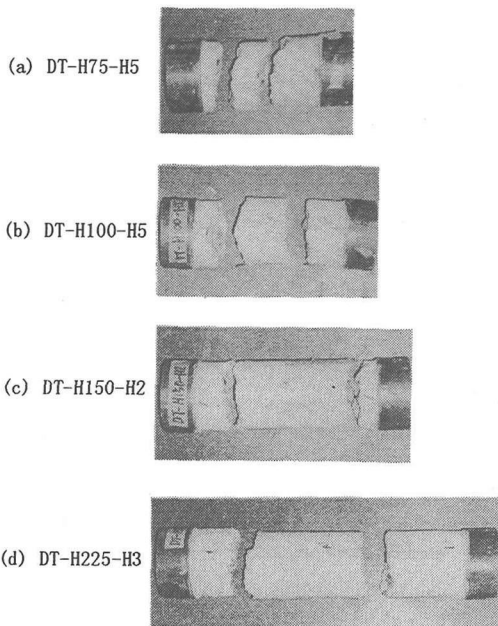


写真-1 高速載荷での代表的な破壊状況

に示すような一つの供試体中に 2 箇所の破断面が形成されるものがいくつかの実験ケースで見られた。高速載荷の場合に複数の破断面が形成される割合は、供試体の高さ寸法が大きくなるほど多くなる傾向が

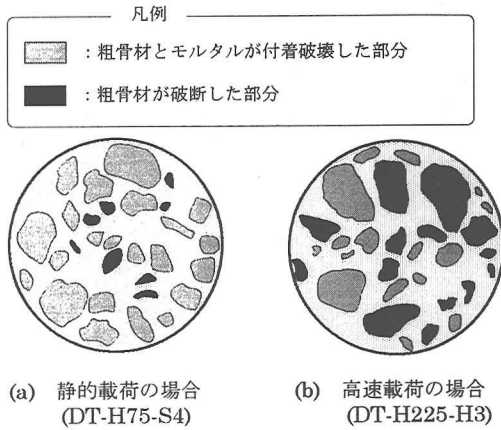


図-6 代表的な破断面の状況

ある。また、同一寸法の供試体で複数の破断面を形成した場合と一断面しか形成されなかった場合の最大引張強度の間には有意な差は認められなかった。図-6 に、静的荷重 (DT-H75-S4) および高速荷重 (DT-H225-H3) に対する供試体の破断面の状況の一例を示す。本実験ではコンクリート円柱供試体の打設方向と荷重方向が一致しているため、静的荷重では多くの場合図-6(a)のようなブリージングによる粗骨材下面の空隙や欠陥を起点としたと考えられる粗骨材とモルタルとの界面での付着破壊が顕著であった。これに対して、低速・中速・高速荷重と荷重速度が大きくなるにつれて、図-6(b)に示すように粗骨材とモルタルとの界面での付着破壊ではなく大きな粗骨材自体が破断するケースが多く見られ、荷重速度の増大とともにその割合が大きくなる傾向が認められた。

一般的に、コンクリートの静的一軸引張荷重に対する破壊進展過程は模式的に図-7 のようであると考えられている。しかしながら、高速荷重におけるひび割れの分岐現象や粗骨材が破断する現象は、静的な破壊メカニズムとは異なると考える。この現象を説明するためには、静的荷重の場合のように複数のモルタルひび割れが連結して破壊面を形成すると考えるよりは、骨材周辺の付着ひび割れが少ない状況下で一つあるいはかなり限定された界面での付着ひび割れを起点としたモルタルひび割れが高速でモルタル中を進展したためと考えた方がよい。同様な見解が Zielinski ら¹⁰⁾によっても報告されている。

さらに、高速荷重における複数の破断面形成のメカニズムを著者らは次のように考える。複数の破断面を形成するためには大きな破壊エネルギーを必要

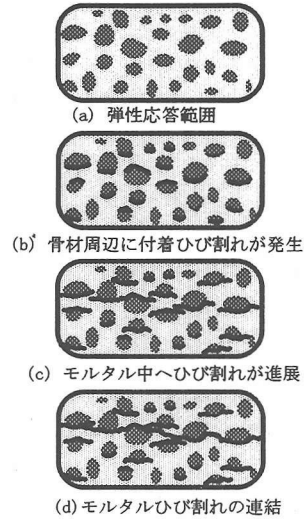


図-7 静的荷重における破壊進展過程の模式図

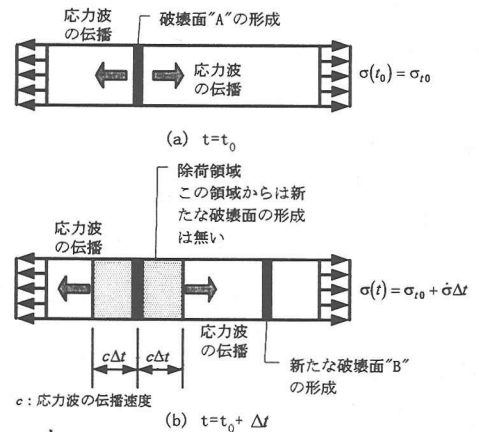


図-8 高速荷重における複数の破断面形成のメカニズム

とするが、高速荷重に対する引張強度および引張強度点でのひずみが静的荷重の場合に比べ顕著に増加することによるひずみエネルギーの増大が複数の破断面形成のための引き金になると考える。複数の破断面形成のメカニズムに関する模式図を図-8 に示す。図-8(a)に示すように、高速荷重での1つ目の破断面“A”は引張強度到達後、極短時間に形成されると考えられる。この破断面形成による局所的な除荷の情報は、応力波として供試体内を伝播すると考えられるが、図-8(b)のように微小時間 Δt 後においても応力波が到達していない部分では、断面に作用する引張応力が除荷されずにわずかな増加もあることから新たな破断面“B”が形成される可能性がある。円柱供試体の高さ寸法が大きなものほど供試体内を

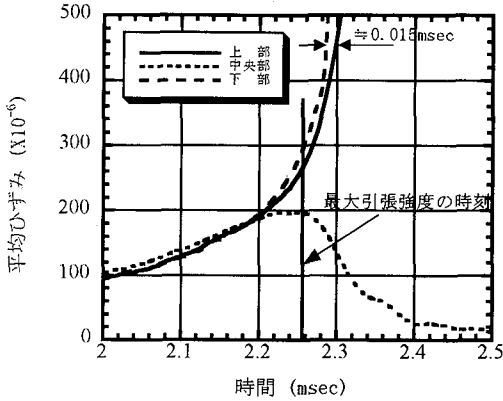


図-9 DT-H150-H2の平均ひずみの時刻歴

応力波が伝播する時間を要すること、および破断面形成のための核となる空隙や欠陥を含む確率も大きくなることから複数の破断面が形成される確率が大きくなると考えられる。このことは、本実験において供試体の高さ寸法が大きくなるほど複数の破断面が形成される割合が多くなるという結果に対応している。

ここで、図-9に高速載荷で一つの供試体中に2箇所の破断面が形成されたDT-H150-H2の場合の各計測断面における最大引張強度付近の平均ひずみの時刻歴を示す。この図から最大引張強度以降、破断しなかった中央部のひずみは減少するのに対して、破断した上部・下部のひずみは急激に増加しその立ち上がりは下部のひずみの方が上部のひずみより15 μ sec程度速いことがわかる。このことから、破断面の形成は下部・上部の順であることが推察される。このDT-H150-H2の2箇所の破断面間の距離は約10cmで、応力波の伝播速度は約3,500m/sec程度であるから応力波が2箇所の破断面間を伝播するためには約29 μ secの時間が必要となる。これに対して、実際に計測された上部・下部のひずみの急激な立ち上がり部分の時間差は15 μ sec程度であるから十分に2箇所の破断面が形成されると考えられると共に、図-8に示した複数の破断面形成のメカニズムに対応していると考えられる。

(3) 静的および動的載荷に対する供試体の高さ寸法の影響について

a) 静的載荷に対する供試体の高さ寸法と引張強度の関係

静的載荷の場合の供試体の高さ寸法比(H/D)と引張強度の関係について、本実験結果およびSpetlaら⁶⁾の既往の実験結果を図-10に示す。図中の横軸

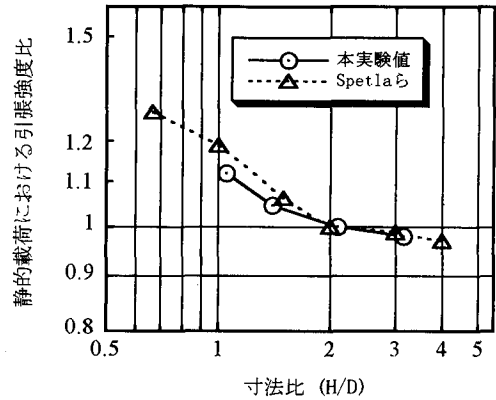


図-10 寸法比と静的載荷における引張強度比

には、コンクリート円柱供試体の高さ(H)と直径(D)の寸法比(H/D)を、縦軸には基準高さの供試体の静的な引張強度に対する各寸法比での静的な引張強度の割合を引張強度比として示している。本実験値は、供試体の高さがH=150mmの供試体(H/D=2)の静的な引張強度を基準強度として各供試体の高さ寸法における引張強度比を表している。また、Spetlaらの結果はH/D=2の場合の供試体の静的な引張強度を基準強度としている。図中の本実験値は、各供試体の同一高さ寸法について5回行った結果の平均値である。

図-10から、本実験値はSpetlaらの結果と同様に、寸法比(H/D)が大きくなるにしたがい引張強度比は低下し、H/D=2以上ではほぼ一定値に収束していくような傾向を示している。このような現象をSpetlaらは、供試体の端面で変形が拘束されるための影響によるもので、供試体の高さ寸法がある程度(H/D \geq 2)以上になると端面拘束の影響が無視できるようになるためと説明している。また一方、コンクリート強度には寸法効果が存在することが知られている^{19),20)}。小阪ら¹¹⁾によれば寸法効果は、一般に供試体中の欠陥量の多少に依存する容積効果に起因するとしている。すなわち、本実験で得られた結果は、端面での拘束という境界条件による影響だけではなく、コンクリート円柱供試体の容積に依存する寸法効果の影響という2つの複合効果によるものであると考える。

b) 異なる載荷速度に対する供試体の高さ寸法と引張強度の関係

静的および急速載荷(低速と高速の各載荷速度)に対する供試体の高さ寸法と引張強度の関係を、図-11に示す。図中には、各載荷速度で各供試体の高さ寸法毎に5回行った引張強度の平均値および標準

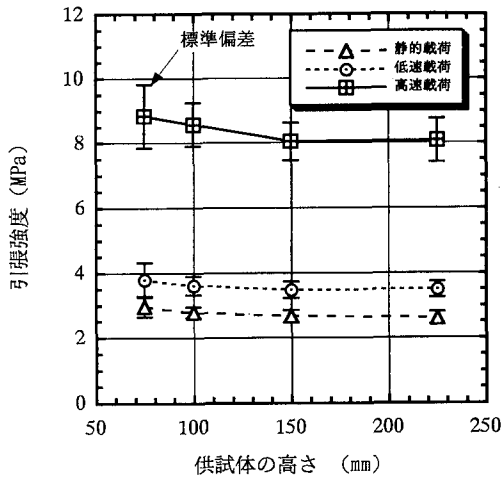


図-11 供試体の高さと同張強度の関係

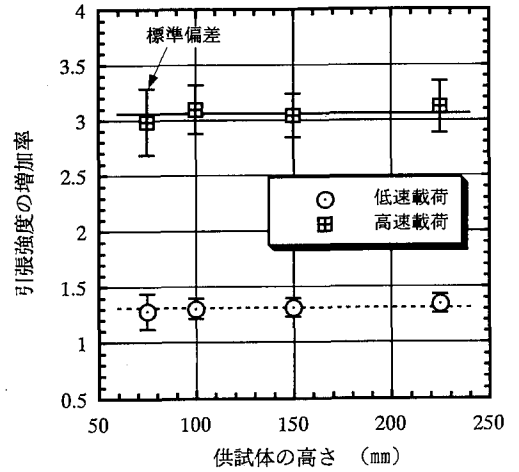


図-12 供試体の高さと同張強度の増加率の関係

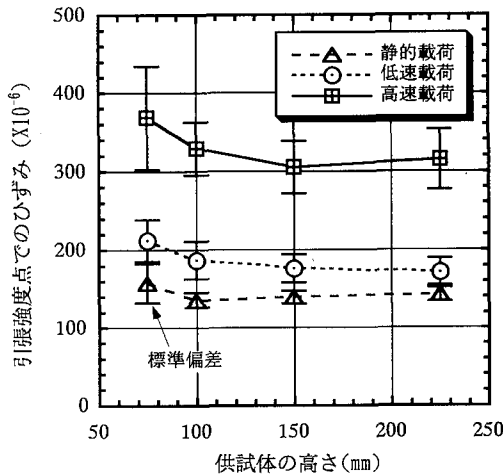


図-13 供試体の高さと同張強度点でのひずみの関係

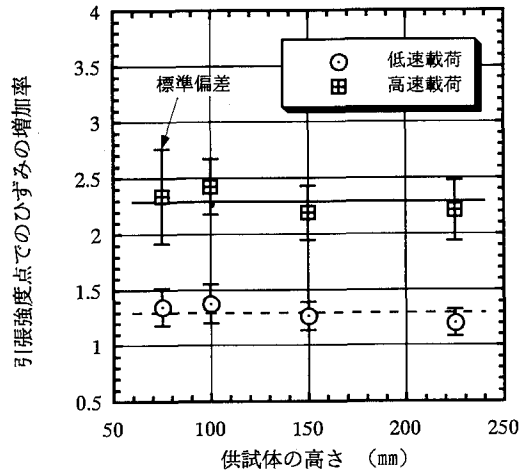


図-14 供試体の高さと同張強度点でのひずみの増加率の関係

偏差の幅を表示している。静的、低速および高速の全ての載荷速度に対して、供試体の高さ寸法が大きくなるにつれて同張強度は少しづつ減少し、寸法比(H/D)がほぼ2以上となる供試体の高さ150mm以上で一定値に収束するような傾向を示している。また、各々の実験値のバラツキは載荷速度が大きくなるほど、供試体の高さ寸法が小さくなるほど大きくなる傾向が認められた。

各供試体の高さ寸法ごとに、静的載荷の同張強度に対する各載荷速度での同張強度の比(同張強度の増加率)を供試体の高さ寸法の関係で、図-12に示す。図中には各実験ケース毎の平均値および標準偏差の幅を表示してある。また、図中表示してある破線および実線は低速および高速のそれぞれの載荷

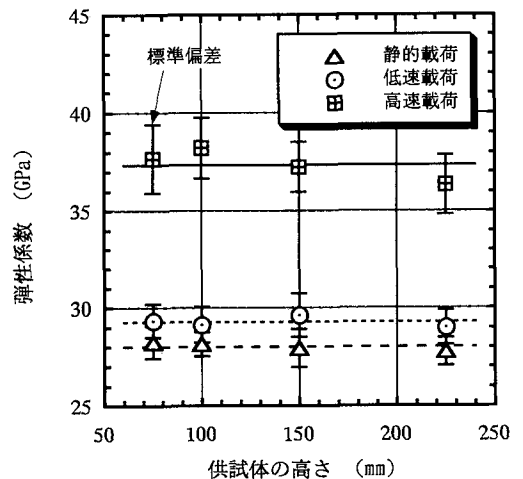


図-15 供試体の高さと同弾性係数の関係

速度での全実験ケースの平均値である。低速および高速のそれぞれの載荷速度で各々の実験値のパラツキはあるものの、引張強度の増加率は供試体の高さ寸法によらずほぼ一定値とみなせる。すなわち、各供試体の高さ寸法毎の引張強度の増加率は、供試体の高さ寸法によらずに載荷速度のみに依存すると考えられる。

和泉・三橋¹²⁾は、コンクリートの強度に及ぼす載荷速度の影響を確率過程理論に基づきコンクリートの引張強度の増加率は同一材料であれば供試体の寸法の違いによらず載荷速度のべき乗で表されることを理論的に導いている。

今回の実験結果からも引張強度の増加率が供試体の高さ寸法には影響を受けないことから、引張強度の増加率と載荷速度の関係を評価する実験を行う場合、任意に供試体の寸法を決定することができる。しかしながら、実験値のパラツキの大きさを考えると寸法比(H/D)が2以上の供試体を用いる方が良い。

c) 異なる載荷速度に対する供試体の高さ寸法と引張強度点でのひずみの関係

静的、低速および高速の各載荷速度における供試体の高さ寸法と引張強度点でのひずみの関係を、図-13に示す。ただし、引張強度点でのひずみの値は破断面における平均ひずみを用いている。図中には、各載荷速度で各供試体の高さ寸法毎に5回行った引張強度時のひずみの平均値および標準偏差の幅を表示してある。

静的、低速および高速の全ての載荷速度に対して供試体の高さ寸法が大きくなるにしたがい引張強度点でのひずみは減少し、寸法比(H/D)がほぼ2以上となる供試体の高さ150mm以上で一定値に収束するような傾向を示している。また、各データのバラツキは載荷速度が大きくなるほど、供試体の高さ寸法が小さくなるほど大きくなる傾向が認められた。

各供試体の高さ寸法毎に静的載荷の引張強度点でのひずみに対する低速および高速の各載荷速度におけるひずみの増加率と供試体の高さ寸法の関係を、図-14に示す。図中には各実験ケース毎の平均値および標準偏差の幅を表示してある。また、図中表示してある破線および実線は低速および高速のそれぞれの載荷速度に対する全実験結果の平均値である。低速および高速のそれぞれの載荷速度で各々の実験値にバラツキはあるものの引張強度の増加率と同様にひずみの増加率は供試体の高さ寸法によらず、ほぼ一定値になっている。すなわち、各供試体の高さ寸法毎のひずみの増加率も、供試体の高さ寸法によらずに載荷速度のみに依存すると考えられる。

d) 異なる載荷速度に対する供試体の高さ寸法と弾性係数の関係

静的、低速および高速の各載荷速度における供試体の高さ寸法と弾性係数の関係を、図-15に示す。ただし、ここでは弾性係数として破断面での応力-ひずみ関係における引張強度の1/3点での割線弾性係数を用いている。図中には、各載荷速度で各供試体の高さ寸法毎に5回行った弾性係数の平均値および標準偏差の幅を表示してある。また、図中表示してある破線および実線は静的、低速および高速のそれぞれの載荷速度における全実験結果の平均値を示している。

図-15から、高速載荷の場合の供試体の高さ寸法225mmの実験値が若干小さくなっているが、概ね各載荷速度で弾性係数の値は供試体の寸法高さの違いによらず一定値をとるものとみなせる。

(4) コンクリートの引張特性とひずみ速度の関係

本実験で得られたコンクリートの引張特性とひずみ速度の関係について示し、コンクリートの引張特性に及ぼすひずみ速度の影響を定量的に評価する。ここでは、コンクリートの引張特性として引張強度、引張強度点でのひずみおよび弾性係数に着目し、静的載荷に対する急速載荷による引張強度の増加率、引張強度点でのひずみの増加率および弾性係数の増加率を用いる。また、本実験値と既往の研究結果との比較検討も合わせて行う。

前節での結果から、引張強度の増加率、引張強度時のひずみの増加率および弾性係数は供試体の高さ寸法によらずに載荷速度のみに依存することがわかった。ここでは、静的、低速、中速、高速のそれぞれの載荷速度で実験を行った供試体の高さ寸法H=150mmの場合の実験値だけを用いて検討する。また、既往の研究における引張強度の増加率、引張強度時のひずみの増加率および弾性係数の増加率は、静的載荷(ひずみ速度で $10^{-7} \sim 10^{-5}$ (1/sec)の範囲)に対応する実験値を基準値としている。

a) 引張強度の増加率とひずみ速度の関係

コンクリート円柱供試体の高さ寸法がH=150mmの場合の引張強度の増加率とひずみ速度の関係を図-16中に●印で示す。また、図中には竹田ら³⁾、畑野²⁾、Rossら¹³⁾、および文献14)から引用したMellingerら、Takedaら、Cowell、Kormelingらの既往の実験結果を併せて表示する。ただし、Rossらのものは割裂試験により引張強度の増加率を評価したものである。

本実験で得られたコンクリートの引張強度の増加率はひずみ速度が大きくなるにしたがい増加してい

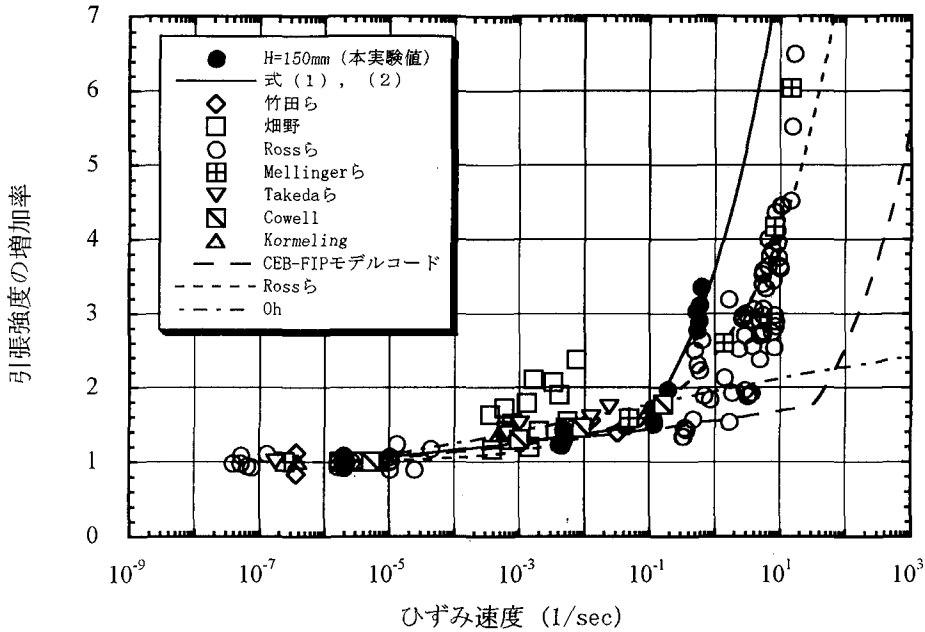


図-16 ひずみ速度と引張強度の増加率の関係

る。ただし、ひずみ速度の値で約 1.0×10^{-1} (1/sec) 付近を境としてその前後で引張強度の増加率の増大傾向が大きく異なっている。図-16 中に示す既往の研究結果に関しても、本実験結果と同様にひずみ速度が大きくなるにしたがい引張強度は増加している。ひずみ速度が 1.0×10^{-1} (1/sec) 以下の範囲では畑野の結果が大きめの評価を与えているが、その他の既往の結果はほぼ同程度の値を与えている。このひずみ速度の範囲で、本実験結果が既往の結果より若干小さめの評価を与えているのは、ひずみ速度の評価法が他の研究と若干異なるためと考える。ひずみ速度の値が約 1.0×10^{-1} (1/sec) 以上の範囲では本実験値、Mellinger らおよび Ross らによる結果のいずれもひずみ速度の増加にともない引張強度の増加率が急激な増加傾向を呈している。しかしながら、引張強度の増加率が急激な増加傾向を呈するようになるひずみ速度の値は、Ross らの実験結果に比べて本実験結果は低ひずみ速度側の値になっている。この違いは、実験法による相違に起因しているものと考えられる。すなわち、本実験では油圧式の急速載荷装置を用いた載荷方式であるのに対して、Ross らはこの範囲のひずみ速度レベルの実験に Split-Hopkinson Pressure Bar 装置を用いて衝撃的な載荷を行っている。Split-Hopkinson Pressure Bar 装置の場合、供試体に作用する応力は入力・出力棒の計測ひずみデータから次元の波動理論を用いて評価されるが、本実験では供試体に作用する応力をロ

ードセルの計測値から直接評価している。このように、供試体への荷重の載荷方式や応力の評価法等の違いが結果に差異を生じさせた一つの原因として考えられる。また、供試体の乾・湿の状態が引張強度の増加率に大きく影響を及ぼすことが Ross らにより指摘されていることから、試験時における供試体の乾・湿の状態の違いも結果に差異を生じさせた一因として考えられる。

次に、図-16 に示す引張強度の増加率とひずみ速度の関係について、本実験値を対象として回帰式を求めた。その結果、次に示す2つの式を得た。

$\dot{\epsilon} \leq 7.22 \times 10^{-2}$ (1/sec) の場合

$$\frac{f'_{td}}{f'_{ts}} = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{0.0371} \quad (1)$$

$\dot{\epsilon} > 7.22 \times 10^{-2}$ (1/sec) の場合

$$\frac{f'_{td}}{f'_{ts}} = 0.0433 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{0.3363} \quad (2)$$

ここに、 $\dot{\epsilon}_s$ は静的載荷のひずみ速度 [2.0×10^{-6} (1/sec)], $\dot{\epsilon}$ は急速載荷時のひずみ速度 (1/sec), f'_{ts} は静的載荷の引張強度 (MPa), f'_{td} はひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で載荷した場合の引張強度である。式 (1), (2)

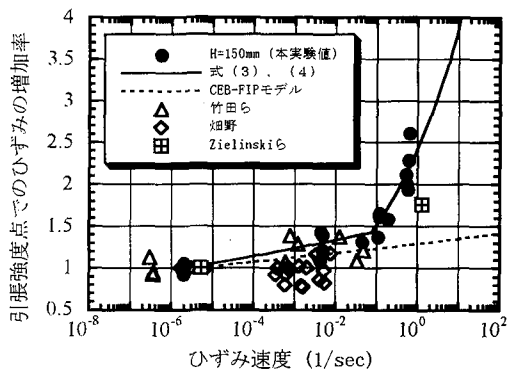


図-17 ひずみ速度と引張強度点でのひずみの増加率

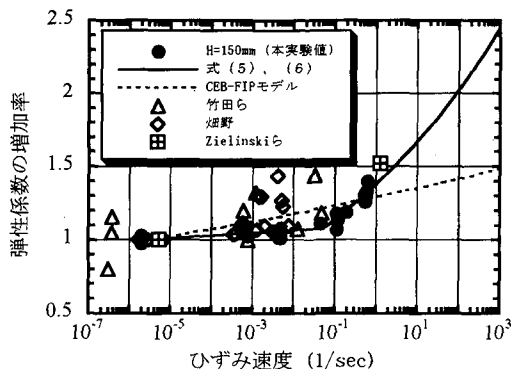


図-18 ひずみ速度と弾性係数の増加率

を用いて評価した関係を図-16中に示す。図中には、CEB-FIP モデルコード¹⁵⁾、Ross ら¹⁶⁾、Oh¹⁷⁾によるひずみ速度をパラメータとした引張強度の増加率の算定式を併せて示す。CEB-FIP モデルコードの引張強度の増加率の算定式には、本実験で使用したコンクリートの圧縮強度 $f_c' = 32.10$ (MPa)の値を用いた。

図-16 からひずみ速度が $\dot{\epsilon} \leq 7.22 \times 10^{-2}$ (1/sec) の範囲で引張強度の増加率を評価する式(1)は、この範囲内で CEB-FIP モデルコードの引張強度の増加率の算定式と非常に良く一致している。ひずみ速度が $\dot{\epsilon} > 7.22 \times 10^{-2}$ (1/sec) の範囲では、式(2)と CEB-FIP モデルコードの引張強度の増加率の評価は大きく異なっている。CEB-FIP モデルコードの引張強度の増加率の算定式は、圧縮荷重における圧縮強度の増加率を考慮して引張強度の増加率が急激に増加し出すひずみ速度を 30(1/sec)に設定している。これは、図-16に示す本実験結果および既往の結果を見る限りかなり安全側に設定しているといえる。Ohの算定式は、ひずみ速度が 1.0×10^{-1} (1/sec) 以下の範囲で図-16に示す4式の中で最も大きな評価を与えている。しかしながら、この算定式には本実験結果や既往の結果に見られるようなあるひずみ速度以上における引張強度の増加率の急激な増加傾向が表現されていない。Ross らの算定式は、ひずみ速度の値が静的荷重レベルから大きなひずみ速度まで一つの式で表そうと試みている。しかしながら、本実験結果および既往の結果の傾向を一つの式で表すことは無理があると考える。

ひずみ速度が $\dot{\epsilon} > 7.22 \times 10^{-2}$ (1/sec) の範囲における引張強度の増加率を表す式(2)によると、コンクリートの引張強度は概ねひずみ速度の 1/3 乗に比例して増加する。Kipp ら¹⁸⁾は、微小ひび割れ先端における慣性効果を考慮した動的線形破壊力学を用

いてひずみ速度がある程度大きな値以上になると引張強度はひずみ速度の 1/3 乗に比例することを理論的に導いている。

b) 引張強度点でのひずみの増加率とひずみ速度の関係

供試体の高さ寸法が H=150mm の場合の引張強度点でのひずみの増加率とひずみ速度の関係を図-17中に●印で示す。また、図中には竹田ら³⁾、畑野²⁾、Zielinski ら⁴⁾の既往の実験結果を併せて示す。

コンクリートの引張強度点でのひずみの増加率とひずみ速度に関する本実験値は、引張強度の増加率の場合と同様にひずみ速度の値で約 1.0×10^{-1} (1/sec)付近を境としてその前後で増加の傾向が大きく異なっている。畑野は、引張強度点でのひずみは載荷速度によらずほぼ一定値を示すことを報告している。しかしながら、本実験結果、竹田らおよび Zielinski らの引張強度点でのひずみは、ひずみ速度が大きくなるにしたがい大きくなることが認められる。また本実験の結果は、竹田らおよび Zielinski らの結果と同程度の値を示している。

次に、本実験で得られた引張強度点でのひずみの増加率とひずみ速度の関係に対して回帰式を求めた。その結果、次に示す2つの式が得られた。

$\dot{\epsilon} \leq 7.56 \times 10^{-2}$ (1/sec) の場合

$$\frac{\epsilon_{td}}{\epsilon_{ts}} = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{0.0338} \quad (3)$$

$\dot{\epsilon} > 7.56 \times 10^{-2}$ (1/sec) の場合

$$\frac{\epsilon_{td}}{\epsilon_{ts}} = 0.1661 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{0.2041} \quad (4)$$

ここに、 $\dot{\epsilon}_s$ は静的載荷のひずみ速度 [2.0×10^{-6} (1/sec)]、 $\dot{\epsilon}$ は急速載荷時のひずみ速度 (1/sec)、 ϵ_{ts} は静的載荷の場合の引張強度点でのひずみ、 ϵ_{td} はひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で載荷した場合の引張強度点でのひずみである。式 (3)、(4) を用いて評価した関係を、**図-17** 中に実線で示す。図中には、CEB-FIP モデルコード¹⁹⁾によるひずみ速度をパラメータとした引張強度点でのひずみの増加率の算定式を破線で示している。ひずみ速度が $\dot{\epsilon} \leq 7.56 \times 10^{-2}$ (1/sec) の範囲では、式 (3) は CEB-FIP モデルコードの算定式による場合より 2 割程度大きな値を与える。ひずみ速度が $\dot{\epsilon} > 7.56 \times 10^{-2}$ (1/sec) の範囲においては、式 (4) は CEB-FIP モデルコードの算定式と大きく異なっている。

c) 弾性係数の増加率とひずみ速度の関係

供試体の高さ寸法が $H=150\text{mm}$ の場合の弾性係数の増加率とひずみ速度の関係を、**図-18** 中に●印で示す。また、図中には竹田ら³⁾、畑野²⁾、Zielinski ら⁴⁾の既往の実験結果を併せて示す。

コンクリートの弾性係数の増加率とひずみ速度に関する本実験値は、前述の引張強度の増加率および引張強度点でのひずみの増加率の場合と同様にひずみ速度の値で約 1.0×10^{-1} (1/sec) 付近を境としてその前後で増加の傾向が大きく異なっている。本実験結果、既往の結果とも弾性係数はひずみ速度が大きくなるにしたがい大きくなることが認められる。ただし、ひずみ速度が約 1.0×10^{-1} (1/sec) 以下の範囲においては、本実験で得られた結果の増加は大きくない。

次に、**図-18** に示す本実験で得られた弾性係数の増加率とひずみ速度の関係に対して回帰式を求めると、次に示す 2 つの式が得られる。

$\dot{\epsilon} \leq 5.43 \times 10^{-2}$ (1/sec) の場合

$$\frac{E_{td}}{E_{ts}} = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{0.0074} \quad (5)$$

$\dot{\epsilon} > 5.43 \times 10^{-2}$ (1/sec) の場合

$$\frac{E_{td}}{E_{ts}} = 0.4598 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{0.0835} \quad (6)$$

ここに、 $\dot{\epsilon}_s$ は静的載荷のひずみ速度 [2.0×10^{-6} (1/sec)]、 $\dot{\epsilon}$ は急速載荷時のひずみ速度 (1/sec)、 E_{ts} は静的載荷の場合の弾性係数、 E_{td} はひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で載荷した場合の弾性係数である。式 (5)、(6)

を用いて評価した関係を、**図-18** 中に実線で示す。図中には、CEB-FIP モデルコード¹⁹⁾によるひずみ速度をパラメータとした弾性係数の増加率の算定式を破線で示している。CEB-FIP モデルコードの算定式は、本実験結果および既往の結果の中間的な値を与えることがわかる。

4. まとめ

急速載荷を受けるコンクリートの引張特性に及ぼす供試体の高さ寸法の影響を把握するために、コンクリート円柱供試体の高さ寸法をパラメータとする急速一軸引張載荷実験を行った。その結果、本実験の範囲内において得られた結果をまとめて以下に示す。

(1) 一軸引張試験におけるコンクリート供試体の破壊状況は、載荷速度が速くなると大きな骨材が破断するケースが多くなること、および破断面が複数箇所形成されるケースがみられる等、静的載荷の場合とは大きく異なることが認められた。

(2) 高速載荷におけるコンクリート円柱供試体中に複数の破断面が形成されるメカニズムを現象論的に考察した。

(3) コンクリート供試体の高さ寸法の違いは、各載荷速度において引張強度および引張強度点でのひずみの値に影響を及ぼす。ただし、弾性係数については供試体の高さ寸法の違いによる影響は認められなかった。

(4) 各載荷速度において、コンクリート円柱供試体の高さ(H)と直径(D)の寸法比(H/D)が 2 以上になると、引張強度および引張強度点のひずみは一定値に収束する傾向が認められた。

(5) 急速載荷を受ける場合、コンクリートの引張強度あるいはその点でのひずみの増加率は、供試体の高さ寸法の違いによらず載荷速度のみに依存する。

(6) コンクリートの引張強度、引張強度点でのひずみおよび弾性係数は、載荷速度が増加するにしたがい大きくなる。また、ある載荷速度を境にしてその前後で増加傾向が大きく異なることが認められた。

謝辞：本研究を行うに当たり、筑波大学構造工学系西岡隆教授から、終始有益な御助言を頂きました。ここに記して感謝致します。

参考文献

- 1) Bishoff, P. H. and Perry, S. H. : Compressive behaviour of concrete at high strain rates, *Materials and Structures*, Vol.24, pp.425-450, 1991.
- 2) 畑野 正 : 衝撃引張荷重によるコンクリートの挙動, *土木学会論文集*, 第 73 号, pp.28 - 34, 1961 年 3 月.
- 3) 竹田仁一, 立川博之 : 直接引張法によるコンクリート高速引張実験, *日本建築学会学術講演梗概集*, pp.73 - 74, 1970 年 9 月.
- 4) Zielinski, A. J., Reinhardt, H. W. and Kormeling, H. A. : Experiments on concrete under uniaxial impact tensile loading, *Materiaux et Constructions*, Vol.14, No.80, pp.103 - 112, 1981.
- 5) Suaris, W. and Shah, S. P. : Constitutive model for dynamic loading of concrete, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol.111, No.3, pp.563 - 576, March, 1985.
- 6) Spetla, Z. and Kadlecck, V. : Effect of slenderness on the direct tensile strength of concrete cylinders and prisms, *RILEM Bulletin*, No.33, new series, pp.403-412, December, 1966.
- 7) 例えば竹田仁一, 立川博之, 藤本一男 : コンクリートと衝撃 — 衝撃を受けるコンクリートの性状と実験 —, *コンクリート工学*, Vol.14, pp.1-11, April, 1977.
- 8) 上田稔, 長谷部宣男, 佐藤正俊, 奥田宏明 : コンクリートの引張破壊メカニズムと引張強度の破壊力学的研究, *土木学会論文集*, 第 466 号 (V), pp.69-78, 1993. 5.
- 9) Takeda, J. and Komoto, H. : Rate effects on crack propagation in concrete and brittle fracture of concrete structures, *Proc. of The 6th Int. Conf. on Mechanical Behavior of Materials*, , Kyoto, July, 1991.
- 10) Zielinski, A. J. and Reinhardt, H. W. : Impact stress-strain behavior of concrete in tension, *Proc. of Concrete Structures under Impact and Impulsive Loading*. RILEM, CEB, IABSE, IASS Int. Symp., Berlin, pp.112-124, June, 1982.
- 11) 小阪義夫, 谷川恭雄, 山田和夫 : コンクリート強度に関する確率破壊モデルの適用性とその定量化, *日本建築学会構造系論文報告集*, 第 352 号, pp.10-21, 1985.6.
- 12) 和泉正哲, 三橋博三 : 確率過程理論に基づいたコンクリートの破壊理論 Part I, *日本建築学会論文報告集*, 第 287 号, pp.1 - 13, 1980 年 1 月.
- 13) Ross, C. A. , Jerome, D. M. , Tedesco, J. W. and Hughes, M. L. : Moisture and strain rate effects on concrete strength, *ACI Materials Journal*. Vol.93, No.3, pp.293 - 300, May-June, 1996.
- 14) John, R. , Shah, S. P. and Jenq, Y. S. : A fracture mechanics model to predict the rate sensitivity of mode I fracture of concrete, *Cement and Concrete Research*, Vol.17, pp.249 - 262, 1987.
- 15) CEB-FIP MODEL CODE 1990, First Draft, CEB Bulletin d'Information, No.195, 1990.
- 16) Ross, C. A. , Thompson, P. Y. and Tedesco, J. W. : Split-Hopkinson Pressure-Bar Tests on concrete and mortar in tension and compression, Vol.86, No.5, pp.475-481, Sep.-Oct., 1989.
- 17) Oh, B. H. : Behavior of concrete under dynamic tensile loads, *ACI Materials Journal*, Vol.84, No.1, pp.8 - 13, January-February, 1987.
- 18) Kipp, M.E. , Grady, D.E. and Chen, E.P. : Strain-rate dependent fracture initiation, *International Journal of Fracture*, Vol.16, No.5, pp.471-478, Oct., 1980.
- 19) 例えば Kadlecck, V. and Spetla, Z. : Effect of size and shape of test specimens on the direct tensile strength of concrete, *RILEM Bulletin*, No.36, pp.175 - 184, September, 1967.
- 20) 例えば長谷川俊昭, 塩屋俊幸, 岡田武二 : コンクリートのひびわれと寸法効果, *セメント・コンクリート*, No.474, pp.6 - 20, 1986.8.

(1997. 5. 20 受付)

SLENDERNESSEFFECTS OF CYLINDRICAL CONCRETE SPECIMENS ON TENSILE PROPERTIES OF CONCRETE BY RAPID LOADING DIRECT TENSILE TESTS

Kazunori FUJIKAKE, Shigeki YAMANE, Tomonori OHNO,
Jun MIZUNO and Atsushi SUZUKI

This study is to investigate the tensile properties of concrete under rapid loading. The rapid loading direct tensile tests were done to examine the dynamic tensile properties in terms of tensile strength, strain at maximum tensile stress and elastic modulus. Four types of cylindrical concrete test specimens with different height were employed for tests at stress rates approximately between 0.02 and 1.5×10^4 (MPa/sec).