

# 圧裂試験におけるコンクリートの破壊挙動 に関する基礎的研究

## FUNDAMENTAL STUDY ON THE FRACTURE BEHAVIOR OF CONCRETE UNDER THE SPLITTING LOADS

榎 場 重 正\*・川 村 満 紀\*\*・斉 藤 満\*\*\*

By Shigemasu HASABA, Mitsunori KAWAMURA and Mitsuru SAITO

### 1. ま え が き

コンクリートは脆性材料の 1 つである。この種の材料の基本的な力学的性質として引張強度特性を正確に知ることが、コンクリート構造物の曲げびわれおよび収縮びわれに対する抵抗性という面などから重要なことである。一方、コンクリートのような脆性材料の純引張試験は供試体のつかみの問題および偏心による曲げ応力の可能性などがあるといわれ、試験方法そのものに困難さを有することから一般的には間接的方法である圧裂荷重によって引張強度を求めている。圧裂荷重によって引張強度を求める場合、コンクリートはかなり巨視的なレベルから見てもセメントマトリックス、あるいはモルタルマトリックスと骨材とから成る 2 相複合材料であると考えられるにもかかわらず、コンクリートを均等質な弾性体として得た弾性解を使用して引張強度を算出しているのが現状である<sup>1)</sup>。しかしながら、Kaplan<sup>2)</sup> は圧裂荷重におけるクラッキング時の引張ひずみ（荷重軸上中央部）が、純引張試験のクラッキング時の引張ひずみより大きく、かつ圧裂引張強度が純引張強度より大きいことを示しており、Johnston<sup>3)</sup> は粗骨材の最大寸法、容積比および粒度を考慮したパラメーターが圧裂引張強度と純引張強度の比に大きく影響することを示している。奥島<sup>4)</sup> および児島<sup>5)</sup> も通常の骨材では圧裂引張強度が純引張強度より大きいことを示しており、また Hannant<sup>6)</sup> はモルタルにおいては圧裂引張強度と純引張強度がほぼ一致するが、粗骨材の最大寸法が大きくなるにつれて圧裂引張強度が純引張強度より 10~30% 大きくなることを示している。

以上の事実は純引張試験では偏心の影響により強度の低下が生じやすいなどという単なる試験条件に起因する

と考えるよりむしろ、配合要因に基づくコンクリートの複合性に起因するものと考えられ、この複合性を考慮に入れた圧裂荷重時の引張特性の研究が必要であると考えられる。

通常のコンクリートはその複雑さのために破壊過程がきわめて把握しにくいということ、丹羽<sup>7)</sup> のいうように骨材とマトリックス境界に発生するボンドクラックおよびマトリックス部分のモルタルクラックなどの準巨視的クラックが、コンクリートの破壊機構に大きく影響するということおよびコンクリートの引張特性とその破壊過程とは密接な関係があることから、著者らはコンクリートをインクルージョンとモルタルマトリックスより成る 2 相材料と考え、モルタルマトリックス中にモデル骨材を埋め込んだ円形断面供試体（以下モデル供試体という）を圧裂荷重することにより、準巨視的な観点で破壊過程の追跡を行った。

本報告においては、モデル供試体のインクルージョン数、材令およびインクルージョン・マトリックス界面の付着の良否によるボンドクラック発生開始の荷重レベル、破壊直前のボンドクラック幅およびこれに関連した超音波パルス伝播時間の変化状況を検討し、加えて有限要素法（以下 F.E.M. という）解析と実測による結果の双方からモデル供試体内の応力分布を求め、この応力分布とモデル供試体の最終的な破壊状況および破壊強度を関連づけて考察する。

### 2. 方 法

#### (1) モデル供試体の作成

モルタルマトリックス用として使用したセメントは、早強ポルトランドセメントである。セメントの物理的性質は表-1 に示すとおりで JIS に定める規格値を満足するものである。細骨材としては豊浦標準砂を使用した。マトリックスは手練りによる水セメント比 55%、

\* 正会員 工博 金沢大学教授 工学部土木工学科

\*\* 正会員 工博 金沢大学助教授 工学部土木工学科

\*\*\* 正会員 工修 金沢工業大学助教授 土木工学科

表-1 セメント試験結果

比重	粉末度 88 $\mu$ 残分(%)	凝 結		安定度 (浸水法)	フロー (mm)	曲げ強度 (kg/cm <sup>2</sup> )				圧縮強度 (kg/cm <sup>2</sup> )			
		始発時間	終結時間			1 日	3 日	7 日	28 日	1 日	3 日	7 日	28 日
3.15	0.9	3時間15分	4時間15分	安定	204	27.3	48.1	64.2	79.0	108	238	342	468

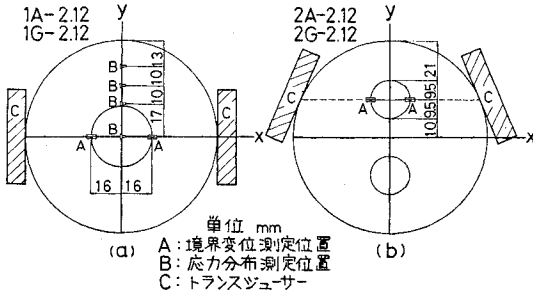


図-1 インクルージョンの埋め込み位置およびひずみ、超音波パルス伝播時間測定位置

セメント砂比(重量比)0.5のモルタルで木づちを使用して十分な締固めを行った。

モデル粗骨材としては、材質 SS 41,  $\phi$  32 mm および  $\phi$  19 mm の円形断面を有する鋼棒を用い、使用に際し #60 および #180 のサンドペーパーで磨いたものである。

供試体は直径 10 cm, 厚さ 3 cm の厚肉円盤中に 図-1 に示すようにモデル粗骨材を 1 個および 2 個埋め込んだもので、以後載荷荷重方向を y 方向、それに直角の方向を x 方向とする。インクルージョンの数、インクルージョン・マトリックス界面の付着状況および養生期間の相違に基づくモデル供試体の種類およびその記号を 表-2 に示す。なお表中の“界面に付着力を有するもの”という場合は、モデル粗骨材の表面をアセトンを用いて清浄にした状態で打設した供試体であり、“界面の付着力を 0 としたもの”の場合は、モデル粗骨材の表面にグリースを薄く塗布して打設した供試体である。モデル供試体は打設後 2 週間および 12 週間の水中養生 (20°C $\pm$ 2°C) を行い、その後載荷試験を行った。試験された供試体の総数は 120 個である。

表-2 モデル供試体の種類とその記号

記号	材令 (週)	インクルージョン	内 容
1A-2 1A-12	2 12	1 個 $\phi$ 32 mm	マトリックスとインクルージョン界面に付着力を有するもの
2A-2 2A-12	2 12	2 個 $\phi$ 19 mm	
1G-2 1G-12	2 12	1 個 $\phi$ 32 mm	マトリックスとインクルージョン界面の付着力を 0 としたもの
2G-2 2G-12	2 12	2 個 $\phi$ 19 mm	
S-2 S-12	2 12	0 個 —	インクルージョンなし

(2) モルタルマトリックスの強度、材料定数および付着強度

マトリックスであるモルタルの圧縮強度、圧裂引張強度、破壊荷重の 1/3 点における割線弾性係数およびポアソン比の値は、別の試験よりそれぞれ 表-3 に示す結果を得た。

表-3 モルタルの性質

材令 (週)	圧縮強度 (kg/cm <sup>2</sup> )	引張強度 (kg/cm <sup>2</sup> )	弾性係数 (kg/cm <sup>2</sup> )	ポアソン比
2	355.2	30.5	2.2 $\times$ 10 <sup>6</sup>	0.2
12	433.7	38.3	2.7 $\times$ 10 <sup>6</sup>	0.2

マトリックスとインクルージョンの付着力については、図-2 に示すような純引張試験より、モデル供試体と同様の養生を行った後に試験した。付着を良好にした場合 (1A, 2A シリーズに相当) は材令に関係なく付着力 15~20 kg/cm<sup>2</sup> という結果を得、グリースを薄く塗り付着を不良にした場合 (1G, 2G シリーズに相当) は材令に関係なく、試験機にセットする途中で破断し付着力 0 kg/cm<sup>2</sup> という結果を得た。

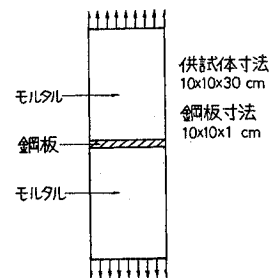


図-2 付着力測定用供試体の形状

(3) 載荷方法、ひずみ測定およびインクルージョン・マトリックスの境界変位測定

載荷方法は JIS A 1113 に準じた圧裂試験方法により行い、特にパッドなどは使用していない。載荷速度は 2 kg/sec である。モデル供試体は水槽より取り出した後、ひずみゲージの接着が可能な程度の自然乾燥を行い (約 10 分間)、ゲージ接着後、水分の蒸発によるひずみ変化および強度変化の影響を防ぐためにシリコングリースを均一に噴霧した。

境界変位および応力分布を得るためにひずみの測定を行った。測定にはゲージ長 5 mm および 2 mm の箔ひずみゲージを使用した。ひずみ測定的位置は境界変位および応力分布それぞれについて 図-1 に示すとおりとした。

マトリックス・インクルージョン界面の境界変位測定

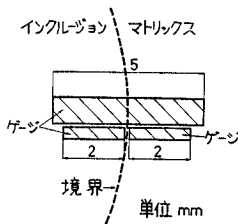


図-3 境界変位測定用ゲージの接着状況

には、図-3 に示すように境界部分を橋わたして 5 mm ゲージを、境界のできるだけ近くのインクルージョンおよびマトリックス部分にそれぞれ 2 mm ゲージを接着してひずみ測定を行い、境界の幅が 0 であると仮定して次式により算出した

値を境界変位とした (付録 参照)。

$$\Delta l = 5 \epsilon_1 - 2.5(\epsilon_2 + \epsilon_3) \dots\dots\dots (1)$$

ここで

$\Delta l$ : 境界変位 (mm)

$\epsilon_1$ : 境界に橋わたされたゲージのひずみ

$\epsilon_2$  および  $\epsilon_3$ : それぞれインクルージョンおよびマトリックス部分に接着したゲージのひずみ

なお式 (1) より得られた境界変位の値は高荷重レベルでは、箔ひずみゲージのひずみ測定能力の点より目安となる値を得るに留まるが、低荷重レベルにおける値、特に境界変位が急激に増加し始める荷重レベルを知るために使用する場合には十分信頼できると考える。

応力分布実測は、ゲージ長 2 mm の箔ゲージを同一の位置に 2 枚接着し、縦方向ひずみ ( $\epsilon_y$ ) および横方向ひずみ ( $\epsilon_x$ ) を測定することにより

$$\sigma = \{E/(1-\nu^2)\} \cdot (\epsilon_x + \nu\epsilon_y) \dots\dots\dots (2)$$

なる式より算出した。 $\sigma$  の値はゲージ接着の位置が y 軸上であり、せん断力がほとんど 0 であると考えられることから最大主応力となる。なお計算に使用した弾性係数 ( $E$ )、ポアソン比 ( $\nu$ ) の値は以下に述べる F.E.M. 解析に使用したと同様の値とした。

(4) 超音波パルス伝播時間の測定

パルス伝播時間の測定には公称 50 kHz の周波数を有するデジタル式コンクリート品質試験機 (Pundit) を使用し、荷重を一時停止することなく連続的に測定を行った。トランスジューサーの径が 50 mm であり、供試体の形状が円盤形であるため、トランスジューサーの全面を供試体に接触させることができず図-1 に示すような位置および状態で測定を行った。以上のような測定条件から、トランスジューサー全面を接解させて測定する場合に比較してパルスの入力減少などが考えられるが、本実験の目的におけるように荷重レベルに伴うパルス伝播時間の変化を考察する場合は事実上問題はないと考える。なお伝播時間測定の精度は 0.05  $\mu$ sec であった。

(5) F.E.M. 解析

モデル供試体による結果と比較のためにインクルージ

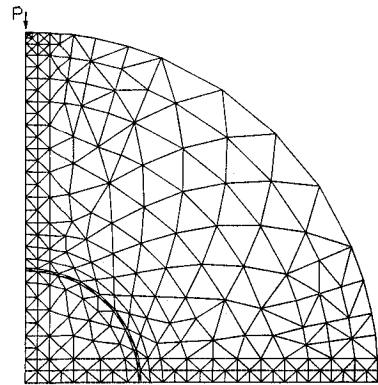


図-4 F.E.M. 解析に使用した要素分割の代表例 (1A シリーズ)

ョンとマトリックスが完全に付着している場合について F.E.M. による 2 次元弾性解析を行った。解析には共役傾斜法を使用し、要素は三角形一次要素を採用した。なお供試体は平面応力状態にあるとした。解析は対称性を考慮して供試体の 1/4 についてのみ行い、要素の総数は 1A シリーズで 461 個、2A シリーズで 538 個とした。要素分割の代表例を 1A シリーズについて図-4 に示す。マトリックス部分の弾性係数およびポアソン比は表-3 の材令 2 週 の値を採用し、インクルージョンの弾性係数 ( $E_i$ )、ポアソン比 ( $\nu_i$ ) は鋼棒の値  $E_i = 2.1 \times 10^6$  kg/cm<sup>2</sup>、 $\nu_i = 0.3$  を使用した。

圧裂荷重の際、実際には分布幅をもつ荷重が加わるものと考えられるが、(1) 赤沢<sup>9)</sup> による圧裂試験方法発表以来、わが国においては集中荷重が加わったとして得た式が JIS に採用されていること、(2) 実際の圧裂試験に際しては荷重レベルとともに分布幅が小より大へと変化すると考えられるが、本実験での F.E.M. 解析では弾性解析を行っていることにより低荷重レベルに相当すること、(3) 本実験ではインクルージョンおよびインクルージョン周辺のマトリックス部分の応力分布について述べており、荷重直下のマトリックスの応力分布については特に言及していないこと、などにより解析には図-4 に示すように集中荷重が加わるものとした。

圧裂荷重による応力分布を F.E.M. によって解析する場合、集中荷重が加わったときでも y 軸上の荷重位置近傍で x 方向の圧縮応力の存在が見られる<sup>9)</sup>。このことは F.E.M. では有限個の要素でモデル化することから、集中荷重があたかも分布荷重のように作用する結果になるためと考えられ、この影響を小さくして解の精度を上げるために荷重位置近傍とインクルージョン周辺のマトリックス部分の要素分割をできる限り細分化した。なお引張力を正として結果を考察する。

### 3. 結果の考察

#### (1) インクルージョン・マトリックスの境界変位および超音波パルス伝播時間

荷重の増加に伴う境界変位およびパルス伝播時間の変化を1A-2, 1A-12, 2A-2, 2A-12, 1G-2, 1G-12, 2G-2, 2G-12の各シリーズについて示すと図-5より図-12のとおりである。表-4は各シリーズ別の平均引張強度( $2P/\pi DL$ より算出), 載荷以前および破壊直前における超音波パルスの伝播時間の平均値およびその変化率について示すものである。なお表中の“破壊直前”の伝播時間とは、荷重-伝播時間曲線の傾きが急激な変化を開始する場合の値で最大荷重のほぼ99%程度の荷重レベルである。

境界変位に関しては、1A-2, 1A-12シリーズでは図-5および図-6に示すように低荷重レベルでは境界変位はほぼ0で、ある荷重レベルに至って始めて境界変位の増加が認められるようになる。その現われ方は材令の大きい1A-12シリーズが一般に急激ではあるがその本質的な状況に差異は認められない。同じく2A-2, 2A-12シリーズにおいても図-7および図-8に示すように低荷重レベルでは境界変位はほぼ0であり、ある荷重レベルに至って始めて境界変位の増加を生じ、その様子は1Aシリーズと類似している。これら境界変位を測定した位置はこの種の供試体形状および載荷方法では載荷によるインクルージョン・マトリックス界面のボンドクラックが最も早期に進展すると考えられる位置

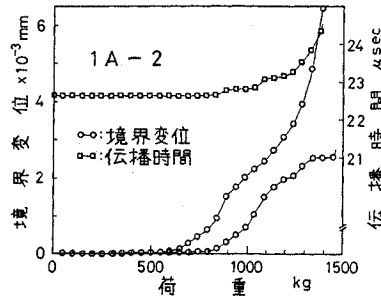


図-5 1A-2シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

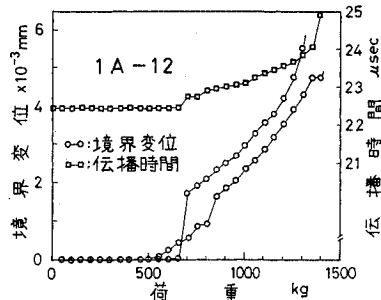


図-6 1A-12シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

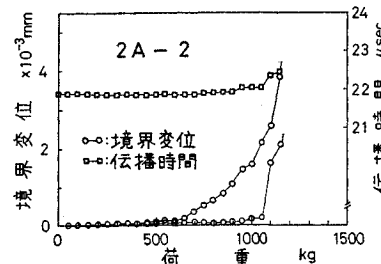


図-7 2A-2シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

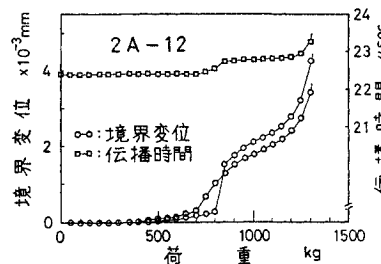


図-8 2A-12シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

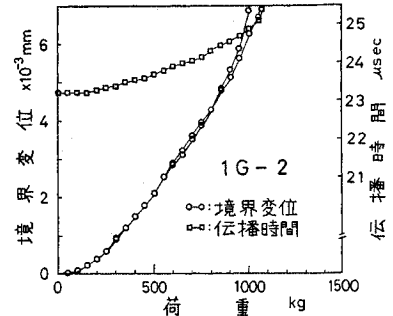


図-9 1G-2シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

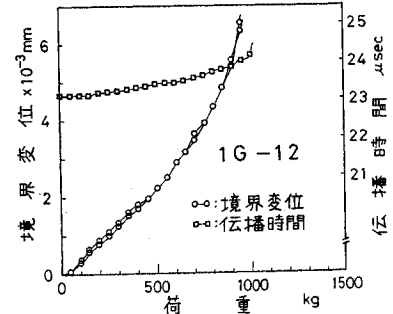


図-10 1G-12シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

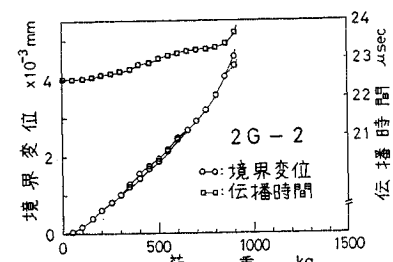


図-11 2G-2シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

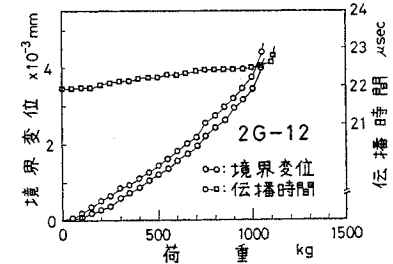


図-12 2G-12シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

であることから、境界変位が急激に増加し始める荷重レベルがボンドクラックが発生する荷重レベルであり、その後徐々に増加する境界変位が載荷に伴うクラック幅の増加と考えて差しつかえない。なおここでいうボンドク

表—4 各シリーズの平均引張強度および超音波パルスの伝播時間

モデル供試体	カラム	平均引張強度 (kg/cm <sup>2</sup> )	超音波パルスの伝播時間 (μsec)		
			無 載 荷 (1)	破壊直前 (2)	変化率*
1 A-2	1	27.2	22.9	24.7	7.9
1 A-12	2	29.0	22.7	23.6	4.0
1 G-2	3	19.8	23.4	25.3	8.1
1 G-12	4	21.4	23.1	24.0	3.9
2 A-2	5	24.8	22.2	23.1	4.1
2 A-12	6	27.1	21.4	21.8	1.9
2 G-2	7	17.6	22.4	23.5	4.9
2 G-12	8	21.5	21.9	22.6	3.2
S-2	9	30.5	25.6	25.9	1.2
S-12	10	38.3	24.5	24.7	0.8

$$* \frac{(2)-(1)}{(1)} \times 100(\%)$$

ラックとはせん断によるボンド破壊の概念を含まず、インクルージョン・マトリックス界面に垂直な引張力によるクラックである。以上の考えに基づいたボンドクラックが最初に発生する荷重レベルは、1 A-2 シリーズでは最大荷重の 45~60%，1 A-12 シリーズでは 45~65%，2 A-2 シリーズでは 40~70%，2 A-12 シリーズでは 35~75% であり、1 A シリーズに比較して 2 A シリーズが幅広い値を示している。これは 2 A シリーズは 1 A シリーズに比較してインクルージョン数が 2 倍であり、ボンドクラックが最も早期に進展すると考えられるインクルージョン・マトリックス界面が 2 倍となることによるものと考えられる。

付着力を有しない 1 G-2, 2 G-2 シリーズあるいは 1 G-12, 2 G-12 シリーズにおいては境界変位の増加がほとんど載荷と同時に見られ、このことは図—9~12 からも明らかである。

本実験ではインクルージョンの両側で境界変位を測定している。この 2 つの境界変位のうち、最終的な破壊とつながる側の境界変位、つまりボンドクラック幅については、破壊荷重の 99% の荷重レベルで 1 A, 1 G シリーズでは  $6.5 \sim 7.5 \times 10^{-3}$  mm, 2 A, 2 G シリーズでは  $4.0 \sim 4.5 \times 10^{-3}$  mm となり、材令およびインクルージョン・マトリックス界面の付着の良否による差異は認められず、これらの結果は圧裂載荷における破壊直前のインクルージョン・マトリックス界面のボンドクラック幅がインクルージョンの幾何学的形状および位置により影響を受けることを示唆している。しかし形状と位置のいずれがより支配的であるかは本実験結果では明確ではない。この点については、種々の形状のインクルージョンと位置の組み合わせについて現在実験中である。

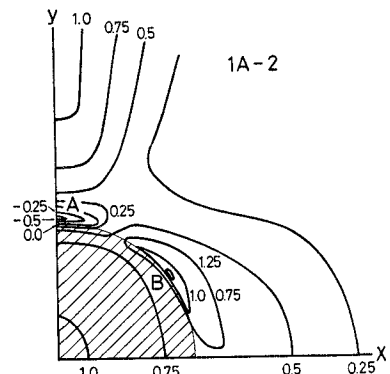
パルス伝播時間に関しては、界面の付着の良好な 1 A, 2 A シリーズでは図—5~8 に示すように低荷重レベルにおいては荷重の増加に伴う伝播時間の変化は認め

られず、境界変位の場合と同様にある荷重レベルに至って変化を生ずる。しかしながら伝播時間が変化し始める荷重レベルと境界変位が増加し始める荷重レベルとは必ずしも一致せず、厳密にはインクルージョン両側の境界変位の和がほぼ  $1.0 \times 10^{-3}$  mm に達する程度の荷重レベルより伝播時間の増加が始まる。1 G, 2 G シリーズでは、図—9~12 に示すように界面に付着力を有しないためにインクルージョン両側の境界変位の値がほぼ等しく、1 A, 2 A シリーズと同様に両側の変位の和が約  $1.0 \times 10^{-3}$  mm (片側の変位約  $5.0 \times 10^{-4}$  mm) を越える荷重レベルより伝播時間は徐々に変化を始めた。

表—4 に示すように、マトリックス材料のみより成る S シリーズに比較してインクルージョンを有する他の供試体は伝播時間の変化率が大きく、これより荷重の増加に伴う伝播時間の変化の大部分はインクルージョン・マトリックス界面のボンドクラックに起因するものと考えられる。表に示すように、全シリーズに関して材令 12 週における変化率が材令 2 週のそれに比べて小であるが、同一の材令における 1 A と 1 G シリーズ, 2 A と 2 G シリーズの変化率はそれぞれほぼ等しく(表—4 中のカラム 1 と 3, 2 と 4, 5 と 7, 6 と 8 を比較参照)かつ 1 A と 1 G シリーズの変化率が 2 A, 2 G のそれより大である。これらの結果は破壊直前における境界変位(ボンドクラック幅)が材令およびインクルージョン・マトリックス界面の付着の良否に関係せずインクルージョンの幾何学的形状および位置に影響を受けるという前述の結果と一致している。

(2) モデル供試体の応力分布について

境界部分が完全に付着しているとした場合の F.E.M. による最大主応力の分布を図—13 および図—14 に 1 A-2, 2 A-2 シリーズについて示す。図中の等応力線の値(最大主応力比)は 1 A, 2 A シリーズ供試体内の最大主応力とインクルージョンを含まない場合の y 軸上の最



図—13 F.E.M. による 1 A-2 シリーズの最大主応力の分布(引張力が正)

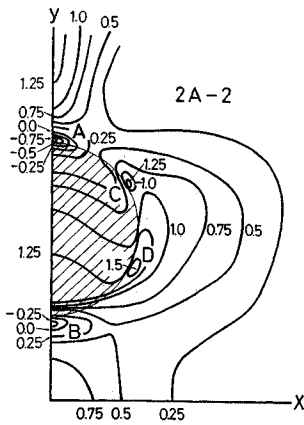


図-14 F.E.M.による2A-2シリーズの最大主応力の分布(引張力が正)

大主応力 ( $2P/\pi DL$ ) との比である。図より明らかなように双方のシリーズにおいて荷重軸上のインクルージョン近傍のマトリックスでインクルージョンの存在によるひずみ拘束に起因すると考えられる圧縮応力部分(図-13のA点および図-14のA, B点)が見られる。複合性に基づくと考えられるこの圧縮応力部分の存在を1A-2シリーズモデル供試体

について実験的に確かめ、かつ界面の付着の不良な1G-2シリーズモデル供試体の応力分布と比較のために、図-1(a)に示す荷重軸上でひずみを測定し式(2)により応力を算出した。図-15は上述のF.E.M.による結果と実測による1A-2, 1G-2シリーズの荷重レベル30%および80%における結果を最大主応力比で示す。これより1A-2シリーズ(界面に付着力を有する場合)では先に述べたボンドクラックがまだ発生しない低荷重レベル(破壊荷重の30%)でF.E.M.による結果と非常によく一致し、圧縮応力部分の存在が見うけられる。ボンドクラック発生後の高荷重レベル(破壊荷重の80%)においても、図より明らかにインクルージョン周辺のマトリックス部分でモデル供試体の複合性に基づく圧縮応力部分の存在が考えられる。1G-2シリーズ(界面に付着力を有しない場合)では、低荷重レベルにおいても1A-2シリーズのような圧縮応力部分は存在せず、逆にインクルージョン近傍で高引張応力部分の存在が考えられる。高荷重レベルに至っても上述とほぼ同様でインクルージョン近傍で高引張応力が観察できる。2A,

2Gシリーズモデル供試体の応力分布についても基本的には1A-2, 1G-2シリーズモデル供試体のそれに準ずるものと考えられる。

図-13のB点および図-14のC, D点において引張応力の集中が認められる。本実験でいうところのボンドクラックとはせん断によるボンド破壊の概念を含まず円形断面インクルージョンの法線方向の引張力による境界変位である。これより1A-2および2A-2シリーズのF.E.M.解析結果から境界部分の法線方向の引張応力を計算したところ、図-13および図-14の引張応力集中とは関係なく図-1に示す境界変位測定位置の引張応力が最大であり、かつ別に行ったモデル供試体の境界部分上で法線方向にゲージを接着した実験結果も図-1に示す境界変位測定位置の変位が最大であった。1A-2シリーズのF.E.M.解析より得た法線方向引張応力の計算例を表-5に示す。一軸圧縮荷重下の供試体について、この種の応力集中とせん断によるボンド破壊が最初に発生すると考えられる位置とが必ずしも一致しないこともF.E.M.解析によって報告されている<sup>10)</sup>。

表-5 インクルージョンの中心を原点としてx軸とθの角度をなす方向の1A-2シリーズ境界部分法線方向応力(σ<sub>θ</sub>)

θ (度)	σ <sub>θ</sub> (kg/cm <sup>2</sup> )*
0	14.6
10	13.0
20	6.7
30	-0.8
45	-20.8
60	-51.9
75	-83.5
90	-103.5

\* P=1000 kg の場合引張力が正

(3) 最終的な破壊状況および破壊強度について

写真-1および写真-2はモデル供試体の最終的な破壊状況の代表的な例を示すものである。インクルージョン・マトリックス界面の付着の悪い1G, 2Gシリーズではボンドクラックよりモルタルクラックに移る位置がほぼ荷重軸上であり(写真-1(a), (b)), 図-15(b)の応力分布の傾向を裏付けている。1A, 2Aシリーズではボンドクラックよりモルタルクラックに移る位置が荷重軸と一致することはない(写真-2(a), (b))。先に述べた1A-2シリーズの実験結果に示すように界面の付着の良好なシリーズでは、破壊荷重の80%程度の高荷重レベルに至ってもy軸上インクルージョン近傍で圧縮応力が存在し、破壊荷重により近くなると徐々に引張応力を生ずるがボンドによる拘束によって、他のマトリックス部分に比べて比較的小さい引張応力となるため、y軸上のインクルージョン・マトリックスの接点ではクラックを生ぜず、その部分をさけて写真-2に示すような破壊状況となることが考えられる。

表-4より、同一材令の1G, 2Gシリーズ供試体の引張強度は1A, 2Aシリーズ供試体のそれより20~30%小さく、小阪ら<sup>11)</sup>も表面処理骨材コンクリート(パ

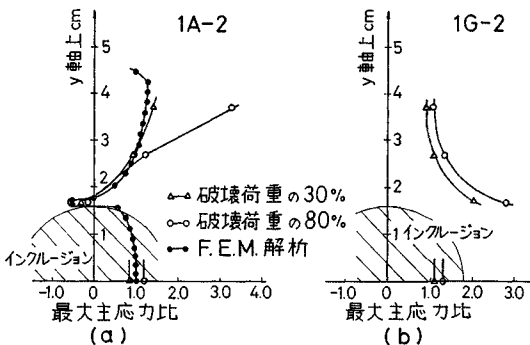


図-15 荷重軸上における主応力分布

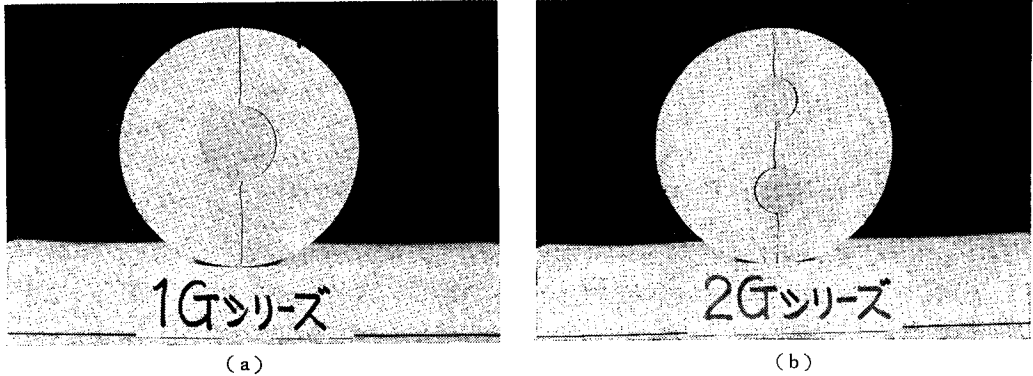


写真-1 最終的な破壊状況 (1G, 2G シリーズ)

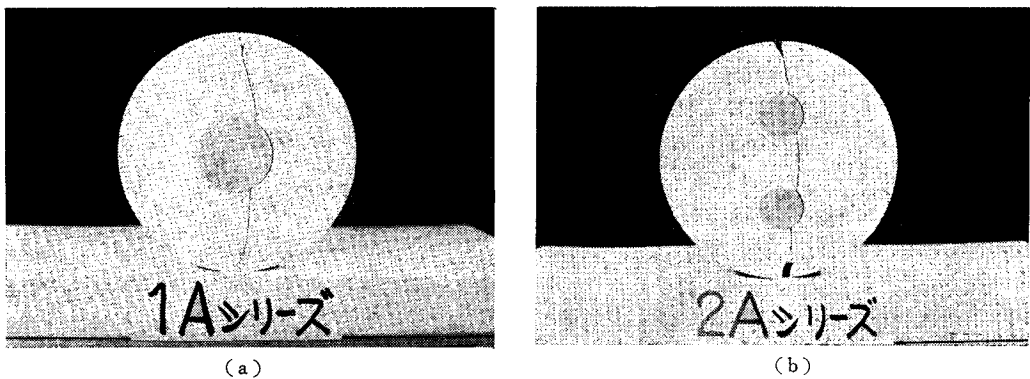


写真-2 最終的な破壊状況 (1A, 2A シリーズ)

ラフィンで骨材の表面処理)の圧裂引張強度は表面無処理骨材コンクリートのそれに比べて約 20~50% 小さい値を示すことを報告している。これは界面の付着力の有無による前述のボンクラックの進展状況およびモルタルクラックの伝播経路の長さの相違により、それらに消費されるエネルギーが異なることから生ずるものと考えられる。

(4) マトリックスとインクルージョンの弾性係数比について

本実験においてはインクルージョンとして鋼材を使用しており、モルタルマトリックスとインクルージョンの弾性係数比 ( $n$ ) は材令 2 週においては  $n=1/9.55$ , 材令 12 週においては  $n=1/7.78$  で通常のコンクリートとは異なる。通常のコンクリートに弾性係数比を近似させた 2A シリーズの F.E.M. 解析結果を最大主応力の分布として 図-16 に示す。この解析はマトリックスの材料定数として 表-3 の材令 2 週 の値を使用し、インクルージョンの弾性係数  $7.08 \times 10^8 \text{ kg/cm}^2$ , ポアソン比 0.2 としたもので弾性係数比  $n=1/3.22$  である。この結果と前述のモデル供試体の結果 (図-14 参照) の比較によれば、明らかに弾性係数比の大きい場合が小さい場合

より圧縮応力部分の応力集中度合が大きい。しかしながら、応力集存在する位置が同一であることがわかる。これより、モデル骨材として鋼材を使用することは通常のコンクリートの場合よりその複合性を強調することになり必ずしも望ましいことではないが、通常の弾性係数比の場合と比べてその応力分布の傾向がきわめて類似していること、かつ本実験におけるように準巨視的立場で圧裂載荷時のコンクリートの破壊過程の追跡を試みる場合には事実上問題ないと考える。なお上述の解析結果の比較においてインクルージョンのポアソン比の値が 0.1 程度異なっている。インクルージョンのポアソン比のこの程度の変化は別に行った解析によれば、インクルージョン内部にわずかの応力変化をもたらすのみでモル

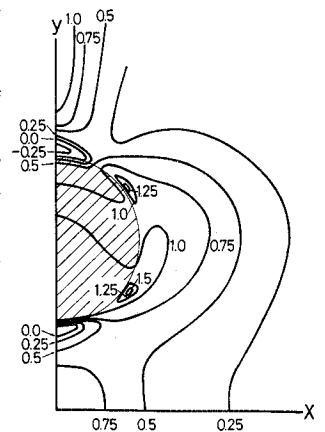


図-16 弾性係数比  $n=1/3.22$  の場合の最大主応力の分布 (引張力が正)

より圧縮応力部分の応力集中度合が大きい。しかしながら、応力集存在する位置が同一であることがわかる。これより、モデル骨材として鋼材を使用することは通常のコンクリートの場合よりその複合性を強調することになり必ずしも望ましいことではないが、通常の弾性係数比の場合と比べてその応力分布の傾向がきわめて類似していること、かつ本実験におけるように準巨視的立場で圧裂載荷時のコンクリートの破壊過程の追跡を試みる場合には事実上問題ないと考える。なお上述の解析結果の比較においてインクルージョンのポアソン比の値が 0.1 程度異なっている。インクルージョンのポアソン比のこの程度の変化は別に行った解析によれば、インクルージョン内部にわずかの応力変化をもたらすのみでモル

タルマトリックス部分におよぼす影響については無視できる程度であった。

#### 4. 結 論

本研究ではモデル供試体を圧裂載荷し、コンクリートの複合性を考慮に入れた破壊過程、ひいては引張特性を把握すべく実験を行った。以下に得られた結果を示す。

(1) 本実験でいうところのボンドクラックが最初に発生する荷重レベルは 1 A-2 シリーズでは最大荷重の 45~60%, 1 A-12 シリーズでは 45~65%, 2 A-2 シリーズでは 40~70%, 2 A-12 シリーズでは 35~75% であり, 2 A シリーズにおいて変動が大きい。

(2) 破壊直前におけるボンドクラックの幅は境界変位の測定および超音波パルス伝播時間の変化率より, インクルージョンとマトリックス界面の付着の良否に関係せず, インクルージョンの幾何学的形状および位置に影響を受けると考えられる。

(3) 載荷に伴う超音波パルス伝播時間の変化はインクルージョン両側の境界変位の和がほぼ  $1.0 \times 10^{-3}$  mm に達する荷重レベルより始まると考えられる。

(4) F.E.M. 解析およびモデル供試体の実測結果より, 1 A, 2 A シリーズの低荷重レベルでは載荷軸上のインクルージョン近傍に圧縮応力部分が存在する。

(5) 1 A, 2 A シリーズでは, インクルージョンとマトリックスの付着力により破壊の近くで y 軸上インクルージョン近傍の引張応力は他の部分と比較して小さな値となり, その部分をさけてクラックが伝播すると考えられ, 付着力のない 1 G, 2 G シリーズでは y 軸にそってクラックが伝播する。

最後に本研究を行うにあたって終始ご援助, ご助力をいただいた金沢工業大学土木工学科 宮北 啓教授, F.E.M. 解析のための電子計算機使用に際し多大のご助力をいただいた金沢工業大学 泉屋利郎, 北村 彰の両氏およびご協力いただいた北陸コンクリート工業(株)に深く謝意を表する次第である。

#### 【付 録】 式 (1) の誘導

(記号)

$\Delta l$ ,  $\epsilon_1$ ,  $\epsilon_2$  および  $\epsilon_3$ : それぞれ本文の記号と同様。

$l_1$ : 境界に橋わたしされたゲージの長さ (mm)。

$l_2$  および  $l_3$ : それぞれ境界に橋わたしされたゲージのインクルージョン部分の長さおよびマトリックス部分の長さ (mm)。

$\Delta l_1$ ,  $\Delta l_2$  および  $\Delta l_3$ : それぞれ  $l_1$ ,  $l_2$  および  $l_3$  の変位 (mm)。

図-A (1) のように 5 mm ゲージを境界部分に橋わたして接着すると,

$$\epsilon_1 = \Delta l_1 / l_1 = (\Delta l_2 + \Delta l_3 + \Delta l) / (l_2 + l_3) \quad \text{となり,}$$

$$l_2 + l_3 = 5 \text{ mm より}$$

$$5 \epsilon_1 = \Delta l_2 + \Delta l_3 + \Delta l \quad \dots\dots\dots (A. 1)$$

$l_2 = l_3 = 2.5 \text{ mm}$  となるようにゲージを接着し, 2 mm ゲージを用いて測定されたひずみ ( $\epsilon_2$  および  $\epsilon_3$ ) が 5 mm ゲージのインクルージョンおよびマトリックス部分のひずみを代表するとすれば,

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_2 &= \Delta l_2 / l_2 = \Delta l_2 / 2.5 \\ \epsilon_3 &= \Delta l_3 / l_3 = \Delta l_3 / 2.5 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (A. 2)$$

式 (A. 1), (A. 2) より,

$$\Delta l = 5 \epsilon_1 - 2.5 (\epsilon_2 + \epsilon_3)$$

を得る。

#### 参 考 文 献

- 1) 例えば JIS A 1113, ASTM Standards C 496-66, BS 1881.
- 2) Kaplan, M.F.: Strains and stresses of concrete at initiation of cracking and near failure, Jour. ACI, July, 1963.
- 3) Johnston, C.D. and E.H. Sidwell: Testing concrete in tension and in compression, Magazine of Concrete Research, Vol. 20, No. 65, Dec., 1968.
- 4) 奥島正一・鈴木計夫・大野義照: コンクリートの引張性状に関する研究, セメント技術年報, 昭和 45 年.
- 5) 児島孝之・矢村 潔・浦沢義彦: 引張応力下におけるコンクリートの力学的特性について, セメント技術年報, 昭和 45 年.
- 6) Hannant, D.J., K.J. Buckley and J. Croft: The effect of aggregate size on the use of the cylinder splitting test as a measure of tensile strength, Matériaux et Constructions, Vol. 6, No. 31, 1973.
- 7) 丹羽義次・小林昭一・小柳 治・中川浩二: 三軸圧縮荷重下におけるコンクリートの微小クラックと残存強度, コンクリートジャーナル, Vol. 7, No. 12, Dec., 1969.
- 8) 赤沢常雄: コンクリートの圧縮に依る内部応力を求める新試験法(圧裂強度試験法について), 土木学会誌, Vol. 29, No. 11, 昭和 18 年 11 月.
- 9) Davies, J.D. and K.D. Bose: Stress distribution in splitting test, Jour. ACI, Aug., 1968.
- 10) Ono, K.: The use of mathematical models in fracture mechanics with special reference to cement paste and concrete, Ph. D Dissertation, Univ. of Toronto, 1972.
- 11) 小阪義夫・谷川恭雄・太田福男: コンクリートの引張り強度におよぼす骨材の影響, セメント技術年報, 昭和 45 年.

(1974. 8. 26・受付)

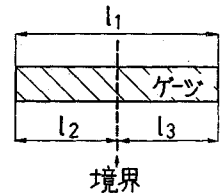


図-A (1)