

引張載荷下におけるコンクリートの
破壊挙動と強度特性に関する基礎的研究

昭和 54 年 10 月

齊 藤 満

引張載荷下におけるコンクリートの 破壊挙動と強度特性に関する基礎的研究

昭和 54 年 10 月

斉 藤 満

目 次

第1章 緒 論	1
1.1 序 論	1
1.2 本論文の概要	2
第2章 コンクリートの引張強度特性と試験方法	5
2.1 概 説	5
2.2 コンクリートの引張試験方法	5
2.2.1 純引張試験	5
2.2.2 間接的試験	7
2.2.3 引張試験方法の比較検討	11
2.3 コンクリートの引張強度特性に関する在来の研究と問題点	15
2.3.1 コンクリートの圧裂引張強度と純引張強度	15
2.3.2 コンクリートの圧裂引張強度に及ぼすパッドの影響	18
参考文献	21
第3章 二相複合材料としてのコンクリートの圧裂引張破壊挙動に 及ぼすインクルージョンの影響に関する研究	31
3.1 概 説	31
3.2 実験計画および実験方法	32
3.3 ボンドクラックおよびモルタルクラック発生荷重レベルに関する考察	36
3.4 超音波パルス伝播時間に関する考察	37
3.5 モデルコンクリートの応力分布に関する考察	38
3.6 モデルコンクリートの破壊状況と破壊強度	40
3.7 本章のまとめ	41
付 録	42
参考文献	43
第4章 コンクリートの圧裂引張強度および純引張強度に関する 研究	59
4.1 概 説	59

4.2	モデルコンクリートによる圧裂および純引張強度の検討	59
4.2.1	実験計画および実験方法	59
4.2.2	F. E. M. による理論的解析	61
4.2.3	圧裂および純引張載荷下におけるモデルコンクリートの応力分布に関する考察	64
4.2.4	圧裂および純引張載荷下におけるボンドクラック発生応力レベルに関する考察	66
4.2.5	F. E. M. 解析によるクラック進展状況	67
4.2.6	圧裂および純引張強度の比較検討	68
4.3	普通および軽量コンクリートの圧裂および純引張強度に関する考察	71
4.3.1	実験計画および実験方法	71
4.3.2	コンクリートの配合要因が引張強度特性に及ぼす影響	73
4.4	本章のまとめ	75
	参考文献	78
第5章	粗骨材の形状、位置がモデルコンクリートの圧裂引張破壊挙動に及ぼす影響	107
5.1	概 説	107
5.2	粗骨材の形状、位置がモデルコンクリートの応力分布に及ぼす影響	108
5.2.1	実験計画および実験方法	108
5.2.2	マトリックスおよびインクルージョン部分の応力分布に関する考察	109
5.2.3	インクルージョン・マトリックス境界部分における応力分布に関する考察	111
5.3	モデルコンクリートの圧裂引張破壊挙動に関する実験的研究	112
5.3.1	実験計画および実験方法	112
5.3.2	ボンドクラック発生荷重レベルに及ぼす粗骨材形状の影響	113
5.3.3	ボンドクラック幅、超音波パルス伝播時間および破壊荷重に及ぼす粗骨材形状の影響	114
5.4	モデルコンクリートのクラック進展状況に関する研究	116
5.4.1	実験計画および実験方法	116
5.4.2	実測によるモルタルクラック進展状況に関する考察	118
5.4.3	F. E. M. 解析によるボンドクラックおよびモルタルクラック進展に関する考察	118
5.5	本章のまとめ	120
	参考文献	122
第6章	圧裂引張試験におけるパッドの影響に関する研究	159
6.1	概 説	159

6.2	実験計画および実験方法	160
6.3	パッドの材質がコンクリートの圧裂引張強度に及ぼす影響	162
6.4	本章のまとめ	167
	参考文献	170
第7章	結 論	187
	謝 辞	193

第1章 緒 論

1.1 序 論

コンクリートは古くから使用され、現在でもなお使用されている代表的な建設材料の一つであり、数多くの長所を有していることから、今後とも構造主体材料として重要な役割を占めることが考えられる。しかしながら一方では、自重が大きいことあるいは引張強度が圧縮強度に比べて著しく小さいことなどの短所をも有している。前者に関しては、時として自重の大きいことが長所ともなり、また人工軽量骨材コンクリートの出現によりコンクリートの軽量化が可能となっている。後者に関しては、セメントコンクリートのみでは大きな引張強度の増大を期待できないことから、レジンコンクリートの開発、樹脂材料のコンクリートへの含浸あるいは繊維による補強など、引張強度の増大をも含めたコンクリートの性質の改善を図る積極的な試みがなされている。

コンクリートの引張強度はそれが圧縮強度に比べて小さいためにコンクリート構造物の設計に際して無視されているとは言え、コンクリート構造物の乾燥収縮や温度変化によるクラック発生あるいは梁部材での曲げ引張応力および斜引張応力によるクラック発生に抵抗するために重要であり、結果として鉄筋コンクリート構造物における鉄筋の腐食の防止、水密性を要する構造物の水もれ防止あるいは構造物の美観と言う点などから重要視されている。また、構造解析分野における進歩により、一部にコンクリートの引張強度特性をも考慮に入れた正確な応力解析が可能あるいは必要となっていることを考慮すると、コンクリートの引張強度特性はコンクリートのような脆性材料の基本的な物理的性質の一つとして興味あるのみならず、コンクリート構造物のクラック生成および進展に関係する性質としてその特性の正確な把握が望まれるところである。

コンクリートの引張強度試験方法としては、直接供試体を両端より何らかの方法で引張る純引張試験が最も望ましいことは言うまでもない。ただ、純引張試験に際しては、供試体の作製、引張加力のための供試体のつかみあるいは偏心の可能性など試験方法そのものに種々の煩雑さを有することから、我国をはじめ欧米諸国においても、より簡便な試験方法として一種の間接的な方法である圧裂試験により引張強度を算出しているのが現状である。しかしながら、純引張試験より得られたコンクリートの引張強度と圧裂試験より得られたそれとは必ずしも一致しないことおよび圧裂試験においても、我国で用いられているパッド（分布板）を使用しない方法と欧米諸国で用いられているパッドを使用する方法のような試験条件の相違が引張強度に影響することが多数報告されており、間接的試験方法である圧裂試験による結果をそのままコンクリートの引張強度として使用するには一抹の不安があると言える。従って、これらの引張強度の相違の検討および理由の究明は信頼できる正確な引張強度を迅速かつ容易に決定すると言う点から重要なことである。

コンクリートはセメントペーストあるいはモルタルをマトリックスとし、その中にインクルージョンを含む複合体である。マトリックスとしてのセメントペーストはまた一般に水和生成物、未水和セメント粒子、キャピラリー空隙、ゲル空隙およびこれら空隙中の水を含んでおり、コンクリートは微視的レベルから見ても、かなり巨視的レベルから見ても複合材料であると言える。このように、極めて複雑に構成されているコンクリートをいかなるレベルで取り扱い、考察するかについてはそれぞれ異なる考え方がある。しかし、載荷によって生ずるコンクリートの破壊挙動はかなり巨視的レベルにおいてさえも、コンクリート中のインクルージョンとマトリックスの材料特性が相違することおよび一般に weakest link を形成していると考えられるインクルージョンとマトリックスの界面が存在することなどと密接に関係しているものと考えられる。純引張試験と圧裂試験におけるような載荷条件の大きな相違あるいは圧裂試験におけるパッドの有無のような試験条件の相違があるとき、載荷に際してコンクリートが有する複合性がコンクリートの破壊挙動にいろいろな影響を及ぼし、その結果引張強度も異なって来ることは十分考えられることである。また、骨材形状の相違などコンクリートの複合性そのものの変化がコンクリートの破壊挙動および引張強度に変化を与える可能性も考えられる。

引張載荷下におけるコンクリートの挙動に関しては、その変形能力、クリープ特性あるいは強度特性など解決すべき問題が多数あると考えられるが、本研究においては、純引張試験では試験方法そのものに種々の困難さを有することを十分認識し、圧裂試験を簡便で有用な試験方法として積極的に採用すべきであると言う立場に立って、純引張試験と圧裂試験の間に存在する強度差、圧裂試験におけるパッド使用の影響および骨材形状の影響などを解明すべく引張載荷下におけるコンクリートの破壊挙動と強度特性を検討し、コンクリートの複合性が引張強度特性に及ぼす影響を明らかにすることを目的とするものである。

1.2 本論文の概要

本論文はコンクリートの複合性が引張載荷下におけるコンクリートの破壊挙動に影響を及ぼし、結果として引張強度特性に影響する可能性を準巨視的レベルで検討することにより、コンクリートの複合性と引張強度特性の関係を明らかにしようとするもので、7章より成っている。各章の研究内容について述べると次のとおりである。

第2章では、様々の方法が提案されている在来のコンクリートの引張強度試験方法の種類およびそれらの有用性と問題点について述べ、続いて純引張強度と圧裂引張強度の強度差およびパッドの影響による強度差の状況など本論文に関係する従来の主な研究について述べる。

第3章では、コンクリートを二相複合材料としてモデル化し、実験および有限要素法(F. E. M.)による解析を行なうことにより、圧裂試験においてもコンクリートの複合性を無視すべきでないことを述べる。すなわち、圧裂試験により引張強度を算出する場合、コンクリートを等質等方の弾性体であるとして破壊荷重より引張強度を算出しているが、F. E. M.による二次元弾性解析によれば、モデル化したコンクリートにおいては極めて複雑な応力分布を示すことを述べている。また、この応力分布の状況を一部

実測により確認し、クラック伝播状況との関連性を考察する。続いて、モデル化したコンクリートにおける超音波パルス伝播時間の変化状況の測定およびインクルージョン・マトリックス境界部分におけるひずみの実測よりボンドクラックが発生する荷重レベル、破壊直前におけるボンドクラック幅およびこれらとインクルージョン・マトリックス界面の付着状況の関係などを考察し、比較的単純なモデルコンクリートにおいてさえ、圧裂荷重により極めて複雑な破壊挙動を示すことを述べる。

第4章では、圧裂試験と純引張試験におけるような荷重条件の相違はコンクリートの複合性に起因する破壊挙動に影響を及ぼし、最終的には引張強度特性に影響することをモデルコンクリートを用いてまず定性的に明らかにし、続いて実際の普通および軽量骨材コンクリートの配合要因と引張強度特性の関係を知り、上述の定性的傾向を確認したことを述べる。すなわち、第3章と同様にコンクリートを二相複合材料と考え、普通および軽量骨材コンクリートをモデル化したコンクリートに関してF. E. M.により理論的に応力分布の状況、ボンドクラックおよびモルタルクラック進展の状況および破壊強度を検討する。さらに、実際に打設したモデルコンクリートにより実測によるコンクリートの破壊挙動および破壊荷重を把握するとともに理論的解析より得られた結果と比較検討を行ない、荷重条件の相違による引張強度特性の相違について考察する。次いで、モデル化したコンクリートより得られた定性的な傾向を実際の普通および軽量骨材コンクリートについて確認するという立場から、粗骨材の形状あるいはその容積比などの配合要因の変化状況と圧裂および純引張試験双方より得られた引張強度特性との関係を実用的見地から考察する。

第5章では、第3章において得られた圧裂試験におけるコンクリートの複合性と破壊挙動の関係を一歩進めて、粗骨材の形状、位置が圧裂荷重下のコンクリートの破壊挙動に及ぼす影響について述べる。すなわち、まず二相複合材料としてモデル化した種々の骨材形状を有し、骨材位置の相違するコンクリートについて、光弾性法およびF. E. M. 双方により応力分布を求め、粗骨材の形状、位置がマトリックス中の応力分布、インクルージョン・マトリックス界面部分の応力分布あるいは粗骨材内部の応力分布に及ぼす影響について考察する。さらに、実際にモデルコンクリートを打設することにより、モデルコンクリートの破壊挙動および破壊強度を実測し、様々な粗骨材形状および位置の相違による影響を考察する。次いで、クラックの進展状況と言うコンクリートの内部構造の変化過程の把握は微視的破壊と巨視的破壊の関連性を知る糸口を得るために重要であると言う観点から実験的および理論的(F. E. M. 解析) 双方の方法により、ボンドクラックおよびモルタルクラックの進展状況を求め、粗骨材形状との関連性について言及する。

第6章では、圧裂引張強度に及ぼすパッドの材質の影響をコンクリートの複合性と関連づけて述べる。すなわち、まず準巨視的レベルでは等質等方であると考えられるモルタルと複合材料としてのコンクリートについてパッドの材質の影響を検討し、パッドの弾性係数が大より小へとなるに従って、コンクリートでは著しい引張強度の増加を示すが、モルタルではそれ程大きい強度増加を示さないことを述べる。次いで、コンクリートを二相複合材料としてモデル化し、インクルージョン数およびその位置を変化することにより、パッドの材質の相違によるコンクリートの引張強度の増加は荷重位置近くのコンク

リートの粗骨材に起因する可能性について述べる。また、パッドの幅の大小あるいは供試体とパッドの間の摩擦の影響についても検討を行なう。

第7章では、第3章より第6章までに得られた主要な研究結果を要約するとともに、この分野における問題点と将来への展望を述べ、本論文の結論とする。

第2章 コンクリートの引張強度特性と試験方法

2.1 概 説

コンクリートの引張強度特性を把握するための試験は、直接的方法、すなわち純引張試験と間接的方法それぞれについて多数提唱されている。これらの試験より得られる引張強度特性は試験方法の相違によって影響を受け、その適用の範囲に制限があると考えられる。従って、多数存在する試験方法を整理し、その適否を総合的に検討することは重要である。以上のような観点から、本章においてはまず純引張試験の種類および方法について述べ、コンクリートに対する使用の適否を比較検討し、続いて間接的方法についても同様の検討を行ない、多数提唱されている間接的方法の中では圧裂試験が相対的に良好な方法であることを示す。また、圧裂試験が間接的試験方法の中では相対的に良好な方法であるとしても、一般に種々の問題点を有すると言われている。圧裂試験を積極的に採用する上での解明すべき問題点、例えば純引張強度と圧裂引張強度が必ずしも常に一致しないことあるいは圧裂引張強度はパッドの有無および材質の影響を大きく受けることなどの問題点を在来の研究結果より明らかにする。

2.2 コンクリートの引張試験方法

2.2.1 純引張試験

純引張試験とは、原則として円形あるいは矩形断面を有する細長い供試体を何らかの方法で端部より引張荷重を行ない、引張強度を得るものである。コンクリートがいかに複合性の著しい材料であろうと、いかに外見的には粘弾性的挙動を示し、荷重中にコンクリート内部に微視的なクラックを生じようと、適正に引張荷重がなされれば、得られた引張強度特性はこの方法によるものが最も望ましくかつ信頼できるものであることは言うまでもない。純引張試験に際しては、その供試体形状と引張加力装置の選定が重要であると言われ、供試体端部における引張加力方法の相違により、以下に示すように試験方法を分類することができよう。

- a) 供試体端部に拡大部を有するボビン (bobbin) 状供試体により加力する方法
- b) 供試体端部に加力方向と直角に鋼棒を挿入し、これにより加力する方法
- c) 供試体端部にボルトや鉄筋を埋め込み、その付着力で加力する方法
- d) 供試体端部に接着剤を用いて加力装置を接着し、これにより加力する方法
- e) レズィ タング グリップ (lazy tongs grips) を用いて加力する方法
- f) スリーブ (sleeve) 付きの鋼棒を供試体断面中央部に埋め込み、加力する方法
- g) ブリケット (briquet) 供試体を用いる方法

以上に示した7種の純引張試験方法について以下に簡単に述べる。なお、上述の各純引張試験の引張

供試体と加力部の概略を図-2.1に示す。

1. ボビン (bobbin) 状供試体により加力する方法

ボビン状供試体は一般に供試体中央部における均等な断面の平行部から供試体の両端に向かってほぼ円錐状に断面が次第に拡大してゆくものを意味し、供試体端部に特殊なグリップを装着することにより引張加力を行なうものである。図-2.1(a)に示す図は Johnson⁹⁾が採用した試験方法を示すものである。また、類似の供試体および加力装置による引張特性の研究が藤井²⁾、狩野³⁾、Elvery および Haroun⁴⁾、河原および原口⁵⁾によってもなされている。

2. 加力方向と直角に鋼棒を挿入することにより加力する方法

この種の試験方法は供試体端部の拡大部に加力方向と直角に鋼棒を挿入し、これにより引張加力するもので、図-2.1(b)に示す図は坂の用いた方法を示している⁶⁾。この方法では、載荷に際して挿入した鋼棒の周辺は極めて大きい応力集中の生ずることが予想され、この鋼棒付近におけるコンクリートの破断を防ぐために供試体中央部付近の断面縮小、すなわち絞りを大きく取る必要がある。西岡、江口および国本⁷⁾は同様の方法を用いる際、供試体中央部に約50%の絞りを施し、試験を行なっている。

3. 供試体端部に鋼棒を埋め込むことにより加力する方法

この種の試験方法を用いた最初の研究者は Ward⁸⁾によれば1904年の Talbot および1907年の Withey であり、その後 Schuman および Tucker⁹⁾がこの方法を採用している。Schuman らの方法の特徴は鋼棒が埋め込まれるべき供試体の端部に高強度モルタルを打設し、供試体中央部に引張強度特性の測定がなされるコンクリートを打設する三層構造を有する供試体を採用し、供試体に絞りを設けることなく引張加力を行なっている。この方法は後に Wright¹⁰⁾および Kaplan¹¹⁾によって、コンクリートの引張強度特性の研究に採用されている。この方法と平行して、多数のボルトを定位置に埋め込むことにより、供試体の打設を簡略化し、かつ供試体に絞りを設けることなく引張加力する方法が一部採用されている^{6),12)}。ただ、多数のボルトの採用は打設に際してコンクリートの粗骨材の最大寸法を制限することあるいはボルト先端部分での破断の可能性など不都合な点もあることから、挿入するボルトの数を減らし、多少の絞りを有する供試体についても研究がなされている^{13),14)}。図-2.1(c)は適当なボルト数と絞りを有する供試体の一例を示している。笠井¹⁵⁾は一般に実験が難かしいと考えられる注水後2時間程度の早期材令におけるコンクリートの引張強度特性の研究をこの種の試験方法を用いて実施しており、良好な結果を得ている。

4. 接着剤を用いることにより加力する方法

引張加力のために接着剤を用いる方法は強力な接着剤の開発により導入された比較的新しい方法であり、接着剤により供試体と引張加力装置を連結するものである。従って、試験時に試験される材料の強度より供試体と加力装置の接着力が大きいことが要求され、接着剤としては一般に強力な接着性能を示すエポキシ系樹脂材料が用いられている。この方法による供試体はその断面形状が円形の場合^{16),17),18),19)}、矩形の場合^{18),20),21)}いずれについても試験が可能である。図-2.1(d)に試験方法の概略を示している。

5. レズィ タング グリップ (lazy tongs grips) を用いて加力する方法

この方法はいわゆる不精ばさみ (lazy tongs) を用いてコンクリート端部をつかみ、摩擦力により引張加力するものである。Ward⁹⁾によれば、この種のグリップを用いた試験方法は円形断面供試体に使用した1926年のAbramsに始まるとされている。鋼棒グリップにより供試体をつかみ、鋼棒グリップと供試体間の摩擦力により加力する場合、一般に鋼棒グリップ周辺の供試体端部に大きい圧縮力が加わり、供試体端部の圧縮破壊を生ずる結果となる。O'Clery および Byrne²²⁾は供試体端部に拡大部を設け、補強用の鋼メッシュをともに打設することにより供試体の端部圧壊を防止している。Ward^{9),23)}あるいは Johnston および Sidwell²⁴⁾は図-2.1(e) にその試験状況を示すように、2枚の側板に圧縮力を加えて局所的な応力集中を軽減する方法を採用し、補強用の鋼メッシュなどを使用することなく供試体端部での圧縮破壊を防止している。

6. スリーブ (sleeve) 付きの鋼棒を供試体中央部に埋め込み、加力する方法

この方法は1955年に Todd²⁵⁾により最初に採用されたものである。この試験の概略を図-2.1(f) に示す。図に示すように、この方法は円柱形供試体中央部に鋼棒を供試体端部まで通し、鋼棒の中央部に供試体の断面を減少させるためのスリーブを設けている。鋼棒はコンクリートとの付着力が良好となるように考慮され、スリーブの部分はコンクリートとの付着力を0とするためにワックスが塗布される。スリーブの下の鋼棒には電気抵抗線ひずみゲージが接着される。鋼棒に引張加力がなされると、鋼棒とコンクリートの付着力により荷重は鋼棒とコンクリートの双方によって支持されることになる。このとき、鋼棒に接着されたひずみゲージの読みより鋼棒に加わった外力を知り、結果としてスリーブによって縮小されたコンクリート断面に加わる荷重を知ることができる。Toddの方法を一部修正して、Ledbetter および Thompson²⁶⁾は軽量骨材コンクリートの引張特性の研究を行なっている。

7. ブリケット (briquet) 供試体により加力する方法

この方法はセメントモルタルの引張強度試験方法として、ASTM C190-63などにすでに規格化されているものであり、図-2.1(g) にその供試体形状の一例を示す。規格試験のみでなく、骨材とモルタルの付着強度を知るための方法としても一部用いられている²⁷⁾。

2.2.2 間接的試験

コンクリートの純引張試験は先の2.2.1項に述べたように多数の方法が存在する。これらの方法はいずれにしても一般に極めて複雑で煩わしい手順を必要とする。コンクリートの引張強度は純引張試験によって得られたもののみであると言う考え方²⁸⁾も存在するが、間接的にコンクリートの引張強度特性を試験する方法は純引張試験方法に比べて、一般に供試体の作製および試験方法そのものが簡便であり、比較的手軽にかつ迅速に引張試験が可能である点に大きな存在価値があると言える。間接的試験方法はその供試体形状および加力方法の相違により、以下に示すように分類できよう。

- a) 圧裂試験
- b) 曲げ試験
- c) リング割裂試験
- d) リング内圧試験

- e) インデンテーション (indentation) 試験
- f) ダイアゴナル (diagonal) 圧裂試験
- g) シータ (theta) 形供試体による試験
- h) ダブルパンチ (double punch) 試験

以上に示した8種の間接的試験方法について以下に簡単に述べる。なお、各間接的試験方法の供試体形状と載荷方法の概略を図-2.2に示す。

1. 圧裂試験

圧裂試験は1943年に我国において赤沢²⁹⁾により最初に用いられた方法であり、その後 Carneiro および Barcellos³⁰⁾と Akazawa³¹⁾により、それぞれ独自に世界に紹介されたコンクリートの引張試験方法である。この試験では在来のコンクリート圧縮試験用円柱供試体を用いることができ、これを側面より直径方向に圧縮載荷することにより引張強度を算出するものである。試験の概況は図-2.2(a)に示すとおりである。JIS A 1113に示す方法は供試体と載荷板の間に何ら挿入することなく供試体を直接加力する。これに反して、諸外国で採用されている方法³²⁾は供試体と載荷板の間に適当なパッドを挿入することによって加力するものであり、その方法に多少の相違がある。

圧裂載荷下の円柱体の応力分布は理想的な集中荷重(あるいは線荷重)が作用し、コンクリートが等質等方で、弾性的に挙動すると言う仮定のもとに計算することができる^{33),34)}。この結果によると、載荷軸上において引張応力が最大となり、載荷軸(y軸)上の応力分布は、供試体中心を原点とすると、

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x &= 2P/\pi D l & (a) \\ \sigma_y &= -2P/\pi l [2/(D-2y) + 2/(D+2y) - 1/D] & (b) \\ \tau_{xy} &= 0 & (c) \end{aligned} \right\} (2.1)$$

で示すことができる。ここで、 σ_x =水平方向応力、 σ_y =垂直方向応力、 τ_{xy} =剪断応力、 P =外力、 D =供試体の直径および l =供試体の長さである。

σ_x が材料の引張強度に達したとき破壊すると言う考えに基づいて、

$$\sigma_s = 2P/\pi D l \quad (2.2)$$

で得られた σ_s を一般に圧裂引張強度としている。ここでは P は破壊荷重となる。

2. 曲げ試験

曲げ試験は一般に矩形断面供試体を中央載荷あるいは三等分点載荷により加力するものである。曲げ引張強度はその載荷方法、供試体の形状、寸法あるいは表面仕上げの程度によりかなりの差異が生じ、注意を要する。中央集中載荷と三等分点載荷のような載荷方法による強度の差異については、いわゆる weakest link theory³⁵⁾および Seewald effect³⁶⁾によって説明ができよう。図-2.2(b)に三等分点載荷による試験状況を示す。

曲げ引張強度は供試体を細長い弾性体と仮定して求めることのできる供試体下縁の最大引張応力から、

$$\sigma_b = M/Z \quad (2.3)$$

に示す式より得ることができる。ここで、 σ_b = 曲げ引張強度、 M = 最大曲げモーメントおよび Z = 梁の断面係数である。

3. リング割裂試験

リング割裂試験は円形のリング状供試体を直径方向より圧縮载荷することにより、間接的に引張強度を算出するものであり、その試験の状況を図-2.2(c)に示す。

供試体に理想的な集中荷重が作用し、供試体が等質等方の弾性体であることを仮定して得られる応力分布によると、载荷軸上の供試体内壁(図-2.2(c)のA点)に最大引張応力が生ずる。リング割裂試験によるモルタルの破壊は载荷軸上である³⁷⁾ことを考慮すると、前述の供試体内壁における最大引張応力によって供試体が破壊するものと考えられ、引張強度は

$$\sigma_{rs} = K_t \cdot 6P(D_2 + D_1) / \pi t(D_2 - D_1)^2 \quad (2.4)$$

に示す式³⁸⁾より得ることができる。ここで、 σ_{rs} = リング割裂引張強度、 P = 破壊荷重、 t = 供試体の厚さ、 D_1 = 供試体の内径、 D_2 = 供試体の外径および K_t = 供試体の内径と外径の比 (D_1/D_2) の大小により定まる定数である。

リング割裂試験における载荷軸上の応力分布は供試体内壁には式(2.4)に示す最大引張応力を生ずるが、供試体外壁に向かって急激に引張応力が減少し、ある点から圧縮応力となり³⁹⁾、曲げ試験におけると同様極めて大きい応力勾配を有する。外力が集中荷重ではなく分布荷重であるとしても解析がなされており^{40,41)}、上述と同様の応力分布の傾向を示している。

4. リング内圧試験

リング内圧試験は円形のリング状供試体の内側より等方圧を加えて破壊に至らしめ、間接的に引張強度を算出する方法である。試験の概況を図-2.2(d)に示す。

供試体が弾性体であり、肉厚の薄いリングであることを仮定して応力分布を得ることができ、引張応力は供試体内壁における円周方向応力が最大となる。いま、供試体内壁より破壊が進展するとすれば、引張強度は

$$\sigma_r = p_i \{ (D_2^2 + D_1^2) / (D_2^2 - D_1^2) \} \quad (2.5)$$

によって示される。ここで、 σ_r = リング内圧引張強度、 p_i = 内圧、 D_1 = 供試体の内径および D_2 = 供試体の外径である。

リング内圧試験における供試体内部の応力分布は一般に良好な状態であると言える。すなわち、円周方向引張応力は供試体内壁において式(2.5)に示す最大引張応力を生じ、 $D_1/D_2 = 0.75$ の場合には外壁における引張応力は $0.72\sigma_r$ となり、供試体全面が円周方向に比較的一様な引張応力を受けていることになる。また、円周方向と直角方向の圧縮応力も $D_1/D_2 = 0.75$ の場合には内壁で $-0.28\sigma_r$ 、外壁では 0 と滑らかな応力勾配を示し、引張応力に比べて小さい値になる。以上のような応力分布は理想的な純引張試験の状況に比較的近い状況であると言える。

5. インデンテーション (indentation) 試験

インデンテーション試験は通常立方体供試体の側面中央部よりパッドを経て圧縮载荷を行ない、その

破壊荷重より間接的に引張強度を算出する方法である。試験の概況を図-2.2(e)に示す。

この試験による最大引張応力の計算式は供試体を弾性体とし、集中荷重が作用すると言う条件下で近似的に得ることができ⁴²⁾、この载荷軸上に生ずる最大引張応力から、引張強度は

$$\sigma_i = 2P/\pi h l \quad (2.6)$$

によって示される。ここで、 σ_i = インデンテーション試験による引張強度、P = 破壊荷重、h = 供試体の高さおよび l = 供試体の厚さである。インデンテーション試験では载荷に際して供試体と载荷板の間にパッドを挿入し、実際には分布荷重を作用させて試験する^{43),44),45)}ことから、外力が集中荷重ではなく分布荷重であるとしても解析がなされている^{40),46),47),48)}。Davies および Bose⁴⁹⁾は F. E. M. 解析により、この種の試験における集中荷重と $h/12$ の幅を持つ分布荷重の影響を検討し、これらの応力分布は载荷点近くを除いては極めて類似していることを示し、式(2.6)を用いることの妥当性を主張している。

6. ダイアゴナル (diagonal) 圧裂試験

ダイアゴナル圧裂試験は正方形断面の円柱供試体をその対角線方向に圧縮载荷を行ない、その破壊荷重により間接的に引張強度を算出する方法である。試験の概況を図-2.2(f)に示す。

この試験による応力分布は供試体を弾性体とし、集中荷重が作用すると言う条件下で得ることができ⁵⁰⁾、载荷軸上に生ずる最大引張応力から、引張強度は

$$\sigma_d = 0.3668 \cdot P/d l \quad (2.7)$$

に示す式より得ることができる。ここで、 σ_d = ダイアゴナル圧裂試験による引張強度、P = 破壊荷重、d = 対角線長の 1/2 および l = 供試体の厚さである。

7. シータ (theta) 形供試体による試験

この試験は図-2.2(g)に示すようなシータ形のフレーム供試体を上下方向より圧縮载荷し、その破壊荷重より間接的に引張強度を算出するものである^{51),52)}。

この種の形状の供試体を圧縮载荷すると、供試体の水平部分では引張応力を、斜方向部分では圧縮応力を生じ、一般に供試体がスレンダーである程水平部分で均一な引張応力が生ずることになる。Desayi および Veerappan⁵²⁾は供試体の形状寸法の異なるものについて光弾性法を用いることにより最大引張応力を求めており、図-2.2(g)に示す形状の供試体については、その引張強度が

$$\sigma_{th} = 0.703 \cdot P/D l \quad (2.8)$$

に示す式より得ることができるとしている。ここで、 σ_{th} = シータ形供試体により得られる引張強度、P = 破壊荷重、D = 供試体の水平部分の幅および l = 供試体の厚さである。

この試験における供試体の水平部分における応力分布の状況は極めて良好であると言える。すなわち、図-2.2(g)に示す程度のスレンダーな形状の供試体では、その引張応力分布は極めて均一であり、また引張応力と直角方向の応力はほぼ 0 と考えられ、理想的な純引張試験とほぼ同一の状況となる。

8. ダブルパンチ (double punch) 試験

ダブルパンチ試験は図-2.2(h)に示すように、上下 2 枚の鋼製円形板を経て、円柱供試体の端部より三次元的に圧縮载荷を行ない、その破壊荷重より間接的に引張強度を算出する方法である。

この試験におけるコンクリートおよびモルタルの破壊様式は一般に分布板直下の円錐状クラックと分布板より円周部分へ進行する放射状クラックである⁵³⁾。Chen⁵⁴⁾は上述のクラック進展状況を考慮に入れ、コンクリートが完全塑性体であると仮定することにより、この方法による引張強度が

$$\sigma_{dp} = P / \pi(1.20bh - a^2) \quad (2.9)$$

によって表わされることを示した。ここで、 σ_{dp} =ダブルパンチ試験による引張強度、 P =破壊荷重、 a =分布板の半径、 b =供試体の半径および h =供試体の高さである。ただし、 $b > 4a$ あるいは $h > 8a$ の場合にはそれぞれ $b = 4a$ 、 $h = 8a$ として式(2.9)を使用する。また、岡、木山および平松⁵⁵⁾はコンクリートを弾性体であると仮定することにより、この方法による引張強度が

$$\sigma_{dp} = K \cdot 2P / \pi h^2 \quad (2.10)$$

に示す式より得ることができるとしている。ここで K は1.14となる定数である。

2.2.3 引張試験方法の比較検討

コンクリートの純引張試験方法および間接的試験方法について述べて来たが、ここでは各試験方法の良否を総合的に検討する。引張試験方法の良否は(a)供試体の準備および試験方法が簡便でかつ制約が少ないか否かおよび(b)得られた結果が信頼できるものであるか否かによって判断されるべきである。

1. 純引張試験

純引張試験に際しては、いずれの方法であろうとも供試体作製時のコンクリートの打設方向が問題になろう。すなわち、打設の方向と引張加力の方向が一致する場合、得られた引張強度特性がブリージングなど打設方向の影響を受けることを考慮する必要がある。

ポビン状供試体による方法は供試体中央部の均等な断面より端部の拡大部への移行が一般に滑らかであり、試験に際して応力集中の恐れがないこと、引張加力用グリップを正確に装着することが可能なことより偏心の可能性が比較的少ないことあるいは一般にかなり大きい粗骨材の最大寸法を有するコンクリートの試験が可能であることなどの利点を有している。しかしながら、供試体の打設に際しては特殊な型枠を必要とし、また供試体端部に装着するグリップと供試体の間隙に樹脂材料を注ぎ込み、固定する必要のあることなど、供試体の打設および試験の準備が極めて煩雑であることに問題を有すると言える。

加力方向と直角に鋼棒を挿入することにより加力する方法は供試体への加力装置の装着が比較的単純である。しかしながら、供試体に大きい絞りを施すことから、打設後の供試体の乾燥収縮を妨げ、断面変化部分に弱点部を生じたり、試験に際して局所的な応力集中を生ずることになり、十分な注意が必要である。

供試体端部に鋼棒を埋め込むことにより加力する方法は2.2.1項に述べたように様々のバリエーションが存在するが、一般に埋め込む鋼棒の数をある程度制限し、多少の絞りを有する供試体を採用する場合には、供試体の打設および載荷試験が比較的簡便で、かつ信頼性の高い方法であると言える。

接着剤を用いることにより加力する方法は引張加力装置を供試体に接着する際に、多少の作業と養生

を必要とするが、供試体の作製が簡単でかつ載荷試験が容易であることに特徴を有し、一般に良好な試験方法と言える。ただ、一般に利用可能な樹脂材料は湿潤状態の供試体に対しては接着性能が悪く、湿ったままのコンクリートの試験は事実上不可能である。Hughes および Chapman⁵⁶⁾は約61%と言う大きい絞りを有する湿潤コンクリート供試体に特殊なエポキシ系樹脂材料を用いて実験を行っており、約66%が良好な引張破壊を示す結果を得ている。Hughes らの研究では、大きな絞りを有し、実験の成功率がやや低いとは言え、湿潤供試体に接着剤による方法を適用することの可能性を示していると言える。

レズィ タング グリップを用いて加力する方法は供試体の打設および試験機への取り付けが簡便であり、大量の引張強度試験には極めて有利である。しかしながら、供試体端部を加力装置がつかむと言う状態になることから、供試体断面の割には長大な供試体を必要とし、供試体形状の決定には試験機のクリアランスを考慮に入れる必要がある。また、グリップ周辺の供試体内においては複雑な二軸応力状態となることが考えられ、軸方向引張応力が供試体を通して必ずしも均一でないこと²⁴⁾が一部示されている。従って、この種の試験方法の採用には、供試体内部の応力状態とこの応力状態が引張強度特性に及ぼす影響を明らかにする必要がある。

スリーブ付き鋼棒を供試体中央に埋め込み、加力する方法の特徴の一つは外部載荷システムによって適当な大きさと方向に曲げモーメントを加えることにより、載荷中に生じた偏心を無視できる程度に除去できることにある。しかしながら、中央部にスリーブ付きの鋼棒を有する供試体の作製は必ずしも簡単でなく、加えて鋼棒とコンクリートの付着力によって伝達される断面縮小部分のコンクリート中の応力分布状況が極めて不明確である。この種の方法は引張強度特性の相対的な比較検討には事実上問題がないとしても、真の引張強度特性の検討には不向きであると考えられる。

ブリケット供試体による方法は載荷に際して供試体中に二軸応力状態を生ずることあるいは断面縮小部分において平均応力の1.5~2.1倍程度の応力集中を示すことが知られており^{37),57)}、またその形状が一般に小さいことから粗骨材を有するコンクリートについては供試体作製と言う点で問題を有し、コンクリートの純引張試験方法としては不適當である。

以上、各純引張試験方法の主に問題点について列挙したが、いずれの方法が最良の純引張試験方法であるかを断定することは困難である。ただ、供試体端部に鋼棒を埋め込むことにより加力する方法および接着剤を用いる方法などが試験の手順が比較的簡便で、かつ得られる結果の信頼性も一般に高いと考えられ、良好な純引張試験方法であると考えられる。

2. 間接的試験方法

まず、試験供試体の準備および試験方法の簡便さについて述べる。

圧裂試験はコンクリートの圧縮試験用円柱供試体をそのまま圧裂試験用供試体として使用することができ、円柱供試体を圧縮試験用供試体と規定している諸国では供試体の準備が極めて容易である。また、コンクリート構造物から切り出したコアによる引張試験が直ちに可能であり、その簡便さに特徴を有すると言える。試験が迅速にできることから、国分⁵⁸⁾はこの方法を用いて新旧コンクリートの打継目の引張強度特性の比較検討を行ない、また Hanson⁵⁹⁾と Cady, Clear および Marshall⁶⁰⁾はコンクリートおよ

びモルタルの乾燥状態と圧裂引張強度の関係の検討を行ない、ともに圧裂引張強度をコンクリートの引張強度の一指標として検討を行なっている。脆性材料であると言う点でコンクリートと類似性を有する岩石材料についても圧裂試験が採用されており^{40),61)}、岩石材料の純引張試験はつかみの部分が破損しやすく、コンクリートのそれに比べてより困難であると考えられることから、この方法は有益であろう。また、一般に低強度であることにより、純引張試験に際しては供試体のつかみに問題があると考えられるソイルセメントについて、岡田および川村⁶²⁾は圧裂試験方法を採用して引張強度としている。ソイルセメントに比べて、より低強度の締め固められた土^{63),64)}あるいは特殊な粉状の燃料灰の場合⁶⁵⁾についても圧裂引張強度が求められており、圧裂試験方法はこの種の材料の引張強度特性を把握するには単純で信頼できる方法であるとしている。著しい粘弾性的性質を示すと考えられるアスファルトコンクリートについても圧裂試験が試みられており⁶⁶⁾、圧裂試験はこの方法特有の有利さにより、セメントコンクリート以外の種々の材料についても多数使用されている。

曲げ試験は供試体の準備および試験方法が比較的単純かつ容易である。

リング割裂試験は供試体の作製に際して特別の型枠を必要とし、またリング状であるが故にコンクリート打設に際しては必然的に粗骨材の最大寸法が制限され、供試体の準備と言う点に問題がある。

リング内圧試験は上に述べたリング割裂試験と同様な問題点に加えて、特別の加力装置を必要とし、供試体の準備および試験方法の簡便さ双方に問題を有する。ただ、モルタルの引張強度測定には良好な方法とするものもあり⁶⁷⁾、また断面1.5×1.5in.および3×3in.の供試体を採用する場合には、それぞれ3/8in.および3/4in.の粗骨材最大寸法を有するコンクリートに関しても測定が可能であるとする報告^{68),69)}も見られる。

インデンテーション試験はコンクリートの圧縮強度試験を角柱供試体で行なうことを規定している諸国では、圧縮強度用供試体を直ちにインデンテーション試験用として用いることができ、供試体の準備が容易である。また、試験方法も単純であり、載荷に際して破壊が他の引張試験に比べてゆっくり進行することから、同一の供試体を用いて引張強度のみならず圧縮強度をも測定しようとする試みがなされている⁴⁴⁾。

ダイアゴナル圧裂試験はインデンテーション試験と同様に角柱供試体を圧縮試験用に採用している諸国では供試体の作製は容易である。しかしながら、特にパッドなどを用いることなく載荷を行なう場合、供試体の隅角部の局部的破壊が生じ、結果としてスムーズな載荷を妨げかつ正確な引張強度算出を妨げることになる。供試体隅角部の破壊を防ぐために供試体と載荷板の間にパッドを挿入する方法も考えられている⁴³⁾。しかし、パッド使用のために載荷に際して偏心を生じやすくなり、細心の注意を要するようである。この方法はソ連において採用されていると言われているが^{43),49)}、上述の問題点より適当な引張強度試験方法とは言い難い。

シート形供試体による方法は供試体の作製に際して複雑な型枠を必要とし、さらに供試体形状が複雑で一般に扁平であることから、脱型に際しては十分な注意が必要である。また、良好な応力分布を得るためにスレンダーな形状の供試体が望まれることから、粗骨材を有するコンクリート供試体作製には供

試体形状を大きくする必要があり（図-2.2(g)の供試体は高さ65cm⁵²⁾）、供試体の準備に問題を有する。

ダブルパンチ試験は供試体の準備および試験に際して複雑な手順を必要とせず、構造物より切り出したコアについても試験が可能である。

以上に述べたように、試験供試体の準備および試験方法の簡便さについては、リング割裂試験、リング内圧試験、ダイアゴナル圧裂試験およびシータ形供試体による試験に問題を有すると言える。

間接的試験より得られる結果の信頼性の確認については、各間接試験より得られる引張強度と純引張強度の比較検討を行なうことが最も望ましい。しかしながら、総ての間接的方法についてそのような比較検討が必ずしもなされていないので、純引張強度および圧裂引張強度双方を基準として考察を進める。

式(2.3)より求めた曲げ引張強度は純引張強度あるいは圧裂引張強度に比べて大きい値を示し^{10),45),68),70),71)}、この強度をそのままコンクリートの引張強度とするには問題がある。岡田⁷²⁾によってなされたように、コンクリートの圧縮と引張りの応力-ひずみ関係を仮定したり、曲げ試験におけるコンクリートの上縁と下縁のひずみを測定すること^{20),21)}により、曲げ試験によって純引張強度を理論的かつ正確に推定することは可能である。ただ、これらの方法は現時点では必ずしも確立された方法とは言えず、曲げ試験によるコンクリートの強度は舗装コンクリートの設計に用いられているように、曲げ強度として認めるべきであろう。

リング割裂試験は破壊が式(2.4)に示す相対的に大きい引張応力によりほぼ確実にリング内壁から生じ、載荷位置における破壊の発生および進展の恐れが小さいことにその存在価値があろう。しかしながら、リング割裂試験による引張強度は供試体の内径と外径の比(D_1/D_2)の大小により大きく影響を受け、モルタルおよび岩石の実験では、圧裂引張強度の1.5~3.0倍と言う大きい値を示している^{37),40)}。2.3節で述べるように、モルタルの圧裂引張強度が純引張強度とほぼ一致することを考慮すると、リング割裂引張強度は純引張強度よりかなり大きい値を示すことになり、この方法はコンクリートの引張試験方法として不適当なものであると言える。

リング内圧試験はその応力分布の状況が比較的良好である。しかしながら、この方法によるコンクリートの引張強度は純引張強度の1.10~1.40倍、圧裂引張強度の1.00~1.55倍程度と一般に大きい値が得られており⁶⁸⁾、この結果を考慮すると信頼できる試験方法とは言いがたい。

インデンテーション試験による強度は圧裂引張強度とほぼ同様の値を示し、変動係数の範囲もほぼ同様である^{43),45)}。ただ、少なくとも我国においては、圧縮強度試験用として円柱供試体を採用しており、供試体の準備と言う点からは圧裂試験が有利である。

ダイアゴナル圧裂試験による引張強度は圧裂引張強度の0.64~0.93倍⁴³⁾あるいは0.68~1.04倍⁴⁵⁾であり、一般に圧裂引張強度に比べて小さい強度を示す。この試験より得られる変動係数は時として32%あるいは23%と言う極めて大きい値を示す場合があり⁴⁵⁾、得られる結果の信頼性に問題を有すると言える。

シータ形供試体による方法は図-2.2(g)に示すように供試体がスレンダーな場合に良好な応力分布が得られる。この良好な応力分布状況に基づいて、水平部分におけるひずみ測定を行なうことにより、

引張りを受けるコンクリートの応力-ひずみ関係を得ることが可能となる。この方法によるコンクリートの引張強度は、圧裂引張強度の0.81~0.92倍程度⁵²⁾となり、純引張強度とかなり良く一致する可能性がある。ただ、供試体形状が多少変化すると圧裂引張強度の1.0~1.5倍⁵²⁾と大きい引張強度を示し、必ずしも良好とは言えない。今後、最良の供試体形状および強度算出式の確立のために、より広範な研究が必要であろう。

ダブルパンチ試験はこの方法の提案者の一人が述べているように⁵⁴⁾、この試験より得られた引張強度と純引張強度の広範な比較検討が必要であり、現時点ではこのような間接的試験方法がコンクリートの引張強度試験として考えられると言う程度で、その良否は必ずしも明確ではない。

多数存在する間接的試験方法は多かれ少なかれ上述のような様々な問題点を有すると言える。しかし、供試体の準備および試験方法の簡便さあるいは得られた結果の信頼性に関して総合的に検討することにより、圧裂試験方法が比較的良好な試験方法であることがわかる。

2.3 コンクリートの引張強度特性に関する在来の研究と問題点

2.3.1 コンクリートの圧裂引張強度と純引張強度

コンクリートの引張強度試験方法として圧裂試験を採用する場合、これによる圧裂引張強度と純引張強度の関係を明確にしておく必要がある。コンクリートを等質等方の弾性体と仮定した場合でも、圧裂引張強度と純引張強度は必ずしも一致せず、理論的な解析によると圧裂試験における圧縮-引張りと言う二軸応力状態の影響により、純引張強度が圧裂引張強度より2~4%あるいは5~8%とわずかに大きくなる可能性が指摘されている^{73),74)}。ただ、二軸応力状態による影響は一般に小さく、内山⁷⁵⁾およびZelger⁷⁶⁾が示すように、コンクリートの圧裂引張強度と純引張強度はほぼ等しいとする報告もある。しかし、多数の研究者の結果によると、圧裂引張強度と純引張強度の関係は単純でなく、コンクリートの種類によってはコンクリートを均等質な弾性体として得た上述の傾向とは逆の、圧裂引張強度が純引張強度より大であると言う傾向が見られる。以下にコンクリートの圧裂引張強度と純引張強度に関する在来の研究について述べる。

まず、圧裂試験に際してパッドを使用する場合の圧裂引張強度と純引張強度の関係について述べる。Wright¹⁰⁾は粗骨材の最大寸法3/4in.の玉砂利を用いたコンクリートにおいて、純引張強度(σ_t)と圧裂引張強度(σ_s)の強度比(σ_t/σ_s)が0.68であり、圧裂引張強度に比べて極めて小さい純引張強度が得られたことを示している。Kaplan¹¹⁾は粗骨材の最大寸法3/4in.の玉砂利および石灰岩碎石を用いた2種類のコンクリートに関して、粗骨材の容積比が様々に変化する場合の影響を検討している。これによると、粗骨材として玉砂利を使用したコンクリートの σ_t/σ_s はほぼ0.68~0.96の範囲、石灰岩碎石を使用した場合の σ_t/σ_s はほぼ0.79~1.03の範囲に入り、コンクリート中の粗骨材の容積比が大である程得られる σ_t/σ_s がより小さくなるという明確な傾向を示している。また、モルタルの σ_t/σ_s は1.06と0.75の二つの値を示している(σ_t/σ_s は文献〔11〕の図-21より算出)。Lingam⁷⁷⁾はモルタルの σ_t/σ_s が0.83~1.18の範囲にあり、平均0.96とほぼ圧裂引張強度と純引張強度が等しいことを示している。Ward^{8),23)}はコンク

リートの引張強度に関する多数の実験を行っており、普通コンクリートの σ_t/σ_s は0.93~1.08の範囲、軽量コンクリートでは1.09~1.36の範囲およびモルタルでは1.02~1.54の範囲となることを示している。Wardによるコンクリートおよびモルタルの σ_t/σ_s は他の研究者が示す σ_t/σ_s に比べて全体的にやや大きい値を示しているが、普通コンクリートの σ_t/σ_s の範囲と軽量コンクリートおよびモルタルの σ_t/σ_s の範囲の間には、前者が小さく後者が大きいと言う明らかな相違が見られ、普通コンクリートでは引張強度が大きくなる程 σ_t/σ_s が小さくなり、軽量コンクリートでは逆に引張強度が大きくなる程 σ_t/σ_s が大きくなるというコンクリートの種類の相違による影響が見うけられる。Pincus および Gesund⁷⁹⁾ は圧裂引張強度が純引張強度より一般に大きいことを意識して、普通コンクリートでは圧裂引張強度に0.9と言う修正係数を乗ずることによって純引張強度が得られるとしている。Malhotra および Zoldners⁸⁰⁾ は碎石コンクリートについて引張強度の比較検討を行っており、圧縮強度2500~6500psiの範囲では0.84~0.94の範囲の σ_t/σ_s を示している (σ_t/σ_s は文献〔68〕の図-6より算出)。Kadleček および Špetla¹⁸⁾ は最大寸法30mmの玉砂利を用いたコンクリートについて引張強度の比較検討を行っており、 σ_t/σ_s は0.52~0.81の範囲を示している。また、圧縮強度が170~450kg/cm²の範囲では、圧縮強度が大きい程 σ_t/σ_s がより小さくなる傾向を示している。Johnston および Sidwell²⁴⁾ は粗骨材の最大寸法が3/2~3/8in.の範囲の普通コンクリートについて実験を行っており、 σ_t/σ_s はほぼ0.59~0.95の範囲にあることを示している (σ_t/σ_s は文献〔24〕の図-8より算出)。Johnstonらの結果によると、粗骨材の最大寸法、容積比および粒度を考慮に入れたパラメーターが σ_t/σ_s の大小に大きく影響し、これらの関係を外挿することにより、粗骨材を有しないモルタルの σ_t/σ_s は1.00よりわずかに大きい1.14となる可能性を示している。Troxell, Davis および Kelly⁷⁹⁾ は特にコンクリートの配合を意識してはいないが、圧裂試験より得られた引張強度は純引張強度より約15%高い強度を示すとしている。Hannant, Buckley および Croft⁸⁰⁾ はモルタルから粗骨材の最大寸法19mmまでの普通コンクリートについて実験を行ない、コンクリートの σ_t/σ_s は0.78~0.91の範囲を得、粗骨材の最大寸法が大である程 σ_t/σ_s はより小さくなるという明確な傾向を示している。なお、モルタルの σ_t/σ_s は1.05および0.98の値を得ている。

次に、圧裂試験に際して、特にパッドなどを使用しないで求めた圧裂引張強度(JIS A 1113による方法)と純引張強度の関係について述べる。神山、顛原および楊¹⁹⁾ は最大寸法20mmの軽量骨材と川砂を用いたコンクリートの σ_t/σ_s が0.85~1.14の範囲にあり、平均0.96の値となることを示し、圧裂引張強度と純引張強度がほとんど等しいと言う結果を得ている。水野、藤瀬および石川⁸¹⁾ は粗骨材の最大寸法10mmの碎石コンクリートの σ_t/σ_s が材令3週では0.70あるいは0.78となることを示している。木山⁴⁰⁾ はコンクリートに比べて一般に均質と考えられる岩石、すなわち安山岩、凝灰岩および大理石について多数の供試体による比較試験を行なっている。岩石の試験より得られた σ_t/σ_s は0.91~1.09の範囲にあり、圧裂引張強度と純引張強度の間には統計学的に見て有意な差があるとは認められないとしている。阿部および伊藤¹⁹⁾ は粗骨材の最大寸法20mmの玉砂利および碎石、あるいは最大寸法15mmの軽量骨材を用いたコンクリートについて実験を行っており、玉砂利使用のコンクリートの σ_t/σ_s は一つのシリーズについてのみ0.99とかなり大きい値を示すが、他は0.66および0.72であり、碎石コンクリートの σ_t/σ_s は

0.59～0.75の範囲となり、全体的に圧裂引張強度が純引張強度より非常に大きい値を示している。軽量コンクリートは0.83～0.98の範囲の σ_t/σ_s を示し、軽量コンクリートにおける σ_t/σ_s の範囲が普通コンクリートのそれより明らかに大きい値であることがわかる。河原および原口⁹⁾は粗骨材の最大寸法40mmの玉砂利を用いたコンクリートについて、材令1～26週、養生温度20～100℃の範囲の試験条件で多数の実験を行っており、0.71～0.86の範囲の σ_t/σ_s を示している。奥島、鈴木および大野²²⁾は粗骨材の最大寸法が20mmの普通および軽量コンクリートについて、既知の大きさの曲げ応力が作用すると言う条件下で純引張試験を行なっている。この結果によると、普通コンクリートの σ_t/σ_s は0.60～0.94の範囲となり、粗骨材の容積比が大きくなる程 σ_t/σ_s が小さくなる傾向を示している。また、軽量コンクリートの σ_t/σ_s はかなり大きく変動しているが、1.20および1.06などの値が見られる。モルタルの σ_t/σ_s は0.88である。児島、矢村および浦沢²⁰⁾あるいは児島および矢村²¹⁾は粗骨材の最大寸法15mmの普通および軽量コンクリートについて実験を行っており、普通コンクリートの σ_t/σ_s は0.82および0.68と言う値を、軽量コンクリートの σ_t/σ_s は0.97を得たとしており、明らかに前者の σ_t/σ_s が後者のそれより小さい値を示している。小柳および島田¹⁴⁾あるいは小柳²³⁾はモルタルについて実験を行っており、1.00の σ_t/σ_s を得ている。ただ、純引張試験では引張り金具との定着部付近で供試体が破断する場合があったことから、 σ_t/σ_s が1.00以上となることが考えられるとしている。

以上に述べた普通および軽量コンクリート、モルタルにおける圧裂引張強度と純引張強度の関係の概略を表-2.1に示す。上述の σ_t/σ_s の値は各研究者によりそれぞれ異なる配合条件および養生条件の場合を示しており、加えて純引張試験に際しては各研究者それぞれの考えに基づいた供試体形状および引張加力装置を採用し、また圧裂試験に際しては以下の2.3.2項で述べるように、パッドの有無およびパッドの材質が圧裂引張強度に影響することが考えられ、表-2.1に示す σ_t/σ_s を一律に扱うことには問題があると言える。ただ、同一の研究者により同一の条件で得られた普通コンクリート、軽量コンクリートおよびモルタルの σ_t/σ_s の範囲の比較検討を含めて、表-2.1に示されている σ_t/σ_s 値を総合的に検討すると次のことが言えよう。

- 1) 準巨視的レベルでは均等質であると考えられるモルタルあるいは岩石では、 σ_t/σ_s はほぼ1.00前後であり、圧裂引張強度と純引張強度は一般に極めて近い値となる。
- 2) モルタルマトリックス中にモルタルマトリックスより弾性係数、強度ともに大きい粗骨材を有する普通コンクリートでは、 σ_t/σ_s は明らかに1.00より小さく、圧裂引張強度が純引張強度よりかなり大きくなる傾向を示す。また、一般に粗骨材の容積比および最大寸法が大きくなる程、 σ_t/σ_s はより小さくなる傾向が見られ、準巨視的レベルでは均質なモルタルとはその傾向を異にする。
- 3) モルタルマトリックス中にモルタルマトリックスより一般に弾性係数および強度が多少小さいと考えられる粗骨材を有する軽量コンクリートでは、普通コンクリートとほぼ同様の σ_t/σ_s を示すと言う実験結果¹⁷⁾も一部に見うけられるが、表-2.1に示すように普通コンクリートに比べて全体的に大きい σ_t/σ_s の範囲を示し、普通コンクリートの σ_t/σ_s の範囲と相違すると言える。

コンクリートおよびモルタルの σ_t/σ_s は粗骨材の有無、コンクリート中の粗骨材の物理的性質、粗骨材

量あるいはその最大寸法など、コンクリートの複合性の状況を直接左右する配合要因に影響を受ける明らかな傾向が見られることおよび普通あるいは軽量コンクリートいずれの場合においても、コンクリートはかなり巨視的レベルから見ても複合性の著しい材料であると考えられるにもかかわらず、圧裂試験においてはコンクリートを等質等方であると仮定することにより引張強度を算出していることなどを考慮すると、一般に見うけられる普通コンクリートにおけるような圧裂引張強度と純引張強度の強度差は純引張試験では偏心しやすく、これによる未知の曲げ応力のために純引張強度の低下が生ずるなどと言う単なる試験条件によると考えるよりむしろコンクリートの本性、すなわちその複合性に起因する可能性に注目すべきである。

以上のような圧裂引張強度と純引張強度の関係から、間接的方法である圧裂試験を用いて信頼できる正確な引張強度特性を迅速かつ簡単に決定するために、複合性を考慮に入れた圧裂載荷下のコンクリートの破壊挙動および引張特性の検討、あるいは同じく複合性を考慮した圧裂試験と純引張試験における引張強度特性の比較検討が重要であろう。

2.3.2 コンクリートの圧裂引張強度に及ぼすパッドの影響

圧裂試験より得られるコンクリートの引張強度はパッドの有無、その材質および形状により影響を受けると考えられている。このパッドの影響の程度を在来の研究により以下に明らかにする。

1. パッドの材質の影響

Wright¹⁰⁾は普通コンクリートについて供試体の直径の1/12の分布幅を持つ鋼、合板およびゴムの3種のパッドを用いることにより実験を行なっている。これによると、圧裂引張強度は鋼パッドを用いた場合が最も小さく、次いで合板パッド、ゴムパッドの順に次第に引張強度が大きくなり、パッドの弾性係数が大より小へと変化するに従って、得られる引張強度が大きくなるという明確な傾向を示している。引張強度増加の状況はゴムパッドを用いて得られた引張強度が鋼パッドのそれの1.20倍となっている。Mitchell⁶⁴⁾は厚紙とメゾナイトの2種のパッドを用いてコンクリート供試体の載荷軸上表面のひずみの比較検討を行なっている。この実験ではパッドの幅および厚さは不明であるが、パッドの材質の相違により高荷重レベルにおいて荷重-ひずみ関係に明らかな差異が見られ、かつ供試体の破壊状況に相違が見られるとしている。この結果より、Mitchellは厚紙のパッドに比べてより硬質のメゾナイトパッドは外荷重の分散が不十分である可能性を指摘している。Rudnick, Hunter および Holden⁶⁵⁾は光弾性実験によりパッドの材質の影響を検討している。この実験ではパッドの弾性係数と供試体の弾性係数の相対的な大小を意識しており、供試体に比べて極めて大きい弾性係数を有する鋼パッド、供試体とほぼ等しい弾性係数を持つプラスチックパッドおよび供試体より小さい弾性係数を持つ厚紙パッドの3種のパッドの間では、載荷位置近くの供試体の応力状況が異なることを示している。Sell⁶⁶⁾は2種のパッドを用いて実験を行なっている。この実験ではパッドの形状および弾性係数は明らかではないが、硬質板のパッドを用いるとフェルトのパッドを用いた場合より14%低い引張強度となることを示し、パッドの材質により圧裂引張強度は影響を受けるとしている。Narrow および Ullberg⁶⁷⁾は厚紙、軟質板、硬質板および合板など種々の材質のパッドを用いてコンクリートの圧裂試験を行なっている。この実験でも各種のパッ

ドの弾性係数は明らかではないが、より硬質のパッドを使用した場合の引張強度がより軟質のパッドによる引張強度より小さい値を示す結果が見うけられる。Addinall および Hackett⁸⁸⁾は石膏より作製した供試体について、吸い取り紙、アラルダイト、硬質板および厚紙などのパッドを用いてその影響を検討している。この実験でも供試体の弾性係数とパッドの弾性係数の相対的な関係およびパッドの形状は明確ではないが、パッドの材質が軟かければ軟かい程圧裂引張強度は大きい値となる明らかな傾向を示している。また、光弾性実験によりアラルダイト、厚紙、硬質板、コルクおよびゴムなどのパッドの影響を検討しており、パッドの材質の相違により異なる等色線写真が得られたとしている。セメント協会のコンクリート専門委員会報告⁸⁹⁾は合板、硬質ゴムおよび硬質塩化ビニールなどのパッドを用いた圧裂試験結果を示しており、ゴムパッドを除いて載荷の際にパッドの変形の大きいもの程大きい引張強度を示す傾向が認められたとしている。小阪、谷川および亀井⁹⁰⁾は普通コンクリートについて供試体直径の1/10の分布幅をもつポリエステル、塩化ビニール、合板およびゴムの4種のパッドを用いて実験を行なっている。この実験では各種のパッドの弾性係数およびポアソン比の測定を行なっており、パッドの弾性係数が小さくなる程圧裂引張強度が大きくなる明らかな傾向を示している。小阪らの結果では、弾性係数の最も小さいゴムパッドによる引張強度は弾性係数の最も大きいポリエステルパッドによる引張強度の1.43~1.53倍と言う大きな値となっている。また、小阪らはコンクリートを等質等方であると考えた F. E. M. 弾性解析によりパッドの弾性係数とコンクリートの弾性係数の比が0.0001~15.0の間の範囲について解析を行なっており、載荷軸上の最大引張応力がパッドとコンクリートの弾性係数比によりほとんど影響されないことを示している。

以上に示した在来の研究結果は、パッドの材質が圧裂試験より得られるコンクリートの引張強度に影響を及ぼすことを示しており、一般にパッドの弾性係数が大きい程得られるコンクリートの圧裂引張強度は小さい値となる明確な傾向を示している。コンクリートを等質等方と考えた場合のコンクリート中の応力分布は載荷位置近くではパッドの材質の相違により影響を受ける傾向が見られるものの、載荷軸上の最大引張応力に関してはほとんど影響されないことが示されており、パッドの材質の相違が圧裂引張強度に大きく影響を及ぼす理由は明らかにされていない。また、圧裂試験に際してパッドの使用を規定している諸外国の規格においても、パッドの品質については必ずしも厳密な規定がなされていないのが現状である。従って、圧裂試験により得られたコンクリートの引張強度の信頼性と言う点からも、パッドの材質が圧裂引張強度に及ぼす影響の原因、理由を明らかにすることが必要である。

2. パッドの有無およびその形状の影響

Wright の普通コンクリートに関する圧裂試験結果¹⁰⁾によると、厚さ1/8in.の合板パッドにおいてその幅が1/2in.より1in.に変化する場合約3%と言うわずかな引張強度増加が認められ、パッドの厚さの1/8~1/2in.の範囲の変化による影響は必ずしも明らかでない。また、Mitchell⁸⁴⁾は $\phi 6 \times 12$ in.のコンクリート供試体について、厚紙パッドを3/4in.から2in.まで変化することによりパッドの幅の影響を検討し、パッドの幅の変化はコンクリート供試体の破壊パターンに影響を及ぼしているが、圧裂引張強度に影響しないとしている。Narrow ら⁸⁷⁾はコンクリートについて1/125in.から1/8in.まで厚さが変化する

厚紙パッドの影響を検討しており、パッドの厚さの増加により引張強度の増加が生ずるとしている。また、パッドを特に用いず、直接載荷板を経て加力することにより得られる引張強度は各種のパッドを使用した場合に比べて最も小さい値を示し、ASTMなどで採用されている合板パッドを使用した場合はJISに採用されているパッドを使用しない場合に比べて42%程度大きい引張強度を示す。 $\phi 15 \times 30$ cmのコンクリート供試体を使用したコンクリート専門委員会報告⁸⁹⁾は合板パッドの厚さが2.5mmより5.5mmに変化することにより約4%とわずかに引張強度が増加することを認めている。また、合板パッドを用いた場合の引張強度はパッドを使用しない場合の引張強度に比べて約25%程度高い値を示すとしている。小阪ら⁹⁰⁾はパッドを使用しない場合の引張強度は一般に種々のパッドを使用する場合に比べて小さい値となり、合板パッドを使用した場合の引張強度はJISの方法による場合の1.22~1.33倍となることを示している。Machida⁹¹⁾は $\phi 30$ cmの普通コンクリート供試体について合板パッドによる実験を行っている。これによると、パッドの幅が供試体直径の1/10より1/5へと広くなると、引張強度が約10%大きくなる結果を示し、パッドの厚さが3mmと10mmとの間では厚さの相違による影響はほとんど生じないと言う結果を示している。また、合板パッドを使用した場合の引張強度はJISの方法による場合の1.02~1.25倍となり、一般に大きい値となることを示している。

以上に示した在来の研究結果より、パッドの幅の影響については、その大小は圧裂引張強度にほとんど影響しないとするものあるいは約10%程度影響するとするものがあり、必ずしも明確でない。パッドの厚さの影響については、一部にかなり大きく影響するとする結果⁸⁷⁾もあるが、一般にはそれ程大きく影響しないとするものが多い。また、JISに採用されているパッドを使用しない場合の圧裂試験方法と諸外国に採用されているパッドを使用する圧裂試験方法の間には、明らかに引張強度差が存在し、前者が後者より小さい値を示している。パッドの有無によるこのような大きい引張強度の差異は諸外国と我国との間における圧裂引張強度の比較検討に際して当然問題となるものであり、この原因、理由の解明が望まれるところである。

〈参 考 文 献〉

- 1) Johnson, A. N. : Concrete in tension, Proc., ASTM, Vol.26, Part II, 1926.
- 2) 藤井真透：舗装コンクリートの力学的性質に就て，土木学会誌，第23巻，第5号，昭和12年5月。
- 3) 狩野春一：コンクリートの引張に関する研究，建築学会論文報告集，第17号，昭和15年3月。
- 4) Elvery, R. H. and W. Haroun : A direct tensile test for concrete under long- or short-term loading, Magazine of Concrete Research, Vol.20, No.63, June, 1968.
- 5) 河原友純・原口晃：コンクリートの引張強度におよぼす高温の影響について，土木学会年次学術講演会概要集，V-16，昭和45年。
- 6) 近藤泰夫・坂静雄監修：コンクリート工学ハンドブック，朝倉書店，pp.304，昭和40年。
- 7) 西岡思郎・江口勇・国本公瑞：軽量骨材を用いたコンクリートの研究，セメント技術年報，昭和39年。
- 8) Ward, M. A. : The testing of concrete materials by precisely controlled uni-axial tension, Ph. D Dissertation, Univ. of London, 1964.
- 9) Schuman, L. and J. Tucker : Tensile and other properties of concretes made with various types of cement, U. S. National Bureau of Standards Research Paper, R. P. 1552, Vol.31, 1943.
- 10) Wright, P. J. F. : Comments on an indirect tensile test on concrete cylinders, Magazine of Concrete Research, Vol.7, No.20, July, 1955.
- 11) Kaplan, M. F. : Strains and stresses of concrete at initiation of cracking and near failure, Jour. ACI, July, 1963.
- 12) 河野輝夫：コンクリートの引張試験，建築学会論文集，第4号，昭和12年2月。
- 13) 神山一・額原正美・楊瑞宗：人工軽量骨材を用いたコンクリートの力学的諸性質，セメント技術年報，昭和40年。
- 14) 小柳治・島田好明：モルタルの初期欠陥と引張り強度について，土木学会関西支部年次学術講演会概要集，昭和47年。
- 15) 笠井芳夫：コンクリートの初期引張強度に関する研究，コンクリート・ジャーナル，Vol.7, No.7, July, 1969.
- 16) Špetla, Z. and V. Kadleček : Effect of the slenderness on the direct tensile strength of concrete cylinders and prisms, Bulletin Rilem, No.33, Dec., 1966.
- 17) 向井毅：コンクリートの引張性状(試験方法および人工軽量骨材コンクリートの引張強度)，日本建築学会論文報告集，第142号，昭和42年12月。
- 18) Kadleček, V. and Z. Špetla : Direct tensile strength of concrete, Jour. Materials, Vol.2, No.4, Dec., 1967.
- 19) 阿部博俊・伊藤勉：コンクリートの引張強度に関する一考察，土木学会年次学術講演会概要集，IV-41，昭和43年。
- 20) 児島孝之・矢村潔・浦沢義彦：引張り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。
- 21) 児島孝之・矢村潔：コンクリートの引張特性に関する2, 3の実験，セメント技術年報，昭和46年。
- 22) O'Clery, D. P. and J. G. Byrne : Testing concrete and mortar in tension, Engineering, 18, March, 1960.
- 23) Ward, M. A., Jour. Materials, Vol.2, No.1, March, 1967, (Discussion of a paper by Malhotra V. M. and Zoldners N. G.).
- 24) Johnston, C. D. and E. H. Sidwell : Testing concrete in tension and in compression, Magazine of

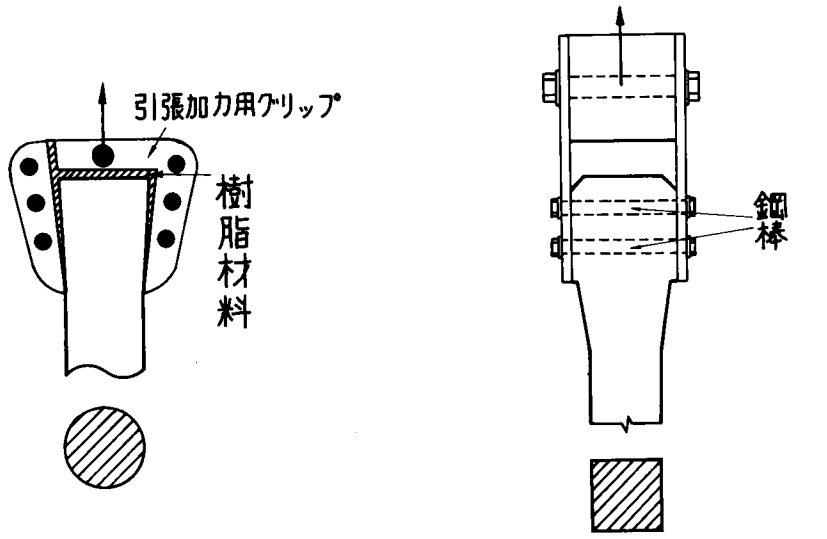
- Concrete Research, Vol.20, No.65, Dec., 1968.
- 25) Todd, J. D. : The determination of tensile stress-strain curves for concrete, Proc., Institution of Civil Engineers, Vol.4, No.2, Part I, March, 1955.
 - 26) Ledbetter, W. B. and J. N. Thompson : A technique for evaluation of tensile and volume change characteristics of structural lightweight concrete, Proc., ASTM, Vol.65, 1965.
 - 27) Hsu, T. T. C. and F. O. Slate : Tensile bond strength between aggregate and cement paste or mortar, Jour. ACI, April, 1963.
 - 28) Abeles, P. W., Jour. ACI, Dec., 1963, (Discussion of a paper by McNeeley D. J. and Lash S. D.).
 - 29) 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(圧裂強度試験法に就て), 土木学会誌, 第29巻, 第11号, 昭和18年11月.
 - 30) Carneiro, F. L. L. B. and A. Barcellos : Tensile strength of concretes, Bulletin Rilem, No.13, March, 1953.
 - 31) Akazawa, T. : Tension test method for concretes, Bulletin Rilem, No.16, Nov., 1953.
 - 32) 例えば, ASTM C496-66, BS 1881.
 - 33) Frocht, M. M. : Photoelasticity, Vol.II, John Wiley & Sons, Inc., New York, pp.125, 1948.
 - 34) Timoshenko, S and J. N. Goodier : Theory of elasticity, Second Edition, McGraw-Hill Book Co., Inc., New York, pp.107, 1951.
 - 35) Wright, P. J. F. : The effect of the method of test on the flexural strength of concrete, Magazine of Concrete Research, Oct., 1952.
 - 36) 既出 6), pp.308.
 - 37) 小柳治・小林昭一・井上義之・山本和夫：モルタルの引張り強度を求める種々の試験法, セメント技術年報, 昭和42年.
 - 38) Peterson, R. E. : Stress concentration design factors, John Wiley & Sons, Inc., New York, pp.117, 1953.
 - 39) 既出 34), pp.121.
 - 40) 木山英郎：岩石の圧裂試験に関する研究, 京都大学博士論文, 昭和43年9月.
 - 41) 村上正：直径の方向に圧縮される厚肉中空円筒の応力に就いて, 土木学会誌, 第27巻, 第9号, 昭和16年9月.
 - 42) 既出 33), pp.39.
 - 43) Nilsson, S. : The tensile strength of concrete determined by splitting test on cubes, Bulletin Rilem, No.11, June, 1961.
 - 44) Nilsson, S. : Tensile strength and compressive strength of concrete determined on the same cube, Bulletin Rilem, No.17, Dec., 1962.
 - 45) Ramakrishnan, V., Y. Ananthanarayana and K. G. Gopal : The determination of the tensile strength of concrete, Indian Concrete Jour., May, 1967.
 - 46) 大久保肇：等方質弾性矩形板内の応力系に就て, 日本機械学会論文集, 第8巻, 第33号, 昭和17年11月.
 - 47) 小林昭一・森竹淳：インデンテーション試験供試体内の応力分布におよぼすカップル・ストレスおよび載荷幅の影響, 材料, 第20巻, 第217号, 昭和46年10月.
 - 48) 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.
 - 49) Davies, J. D. and D. K. Bose : Stress distribution in splitting test, Jour. ACI, Aug., 1968.

- 50) Frocht, M. M. : Selected papers of M. M. Frocht on photoelasticity, Pergamon Press Inc., Oxford, pp.25, 1969.
- 51) Durelli, A. J., S. Morse and V. Parks : The theta specimen for determining tensile strength of brittle materials, Materials Research & Standards, Feb., 1962.
- 52) Desayi, P. and M. Veerappan : A new indirect tension test for concrete and other brittle materials, Matériaux et Constructions, Vol.5, No.30, 1972.
- 53) Hyland, M. W. and W. F. Chen : Bearing capacity of concrete blocks, Jour. ACI, March, 1970.
- 54) Chen, W. F. : Double punch test for tensile strength of concrete, Jour. ACI, Dec., 1970.
- 55) 岡行俊・木山英郎・平松良雄 : 点載荷圧裂試験によるコンクリートの引張強度の決定, 材料, 第18巻, 第191号, 昭和44年8月.
- 56) Hughes, B. P. and G. P. Chapman : Direct tensile test for concrete using modern adhesives, Bulletin Rilem, No.26, March, 1965.
- 57) Coker, E. G. and L. N. G. Filon : A treatise on photoelasticity, The Cambridge University Press, London, pp.578, 1957.
- 58) 国分正胤 : 新旧コンクリートの打継目に関する研究, 土木学会論文集, 第8号, 昭和25年11月.
- 59) Hanson, J. A. : Effects of curing and drying environments on splitting tensile strength of concrete, Jour. ACI, July, 1968.
- 60) Cady, P. D., K. C. Clear and L. G. Marshall : Tensile strength reduction of mortar and concrete due to moisture gradients, Jour. ACI, Nov., 1972.
- 61) 上野五郎 : 圧裂法による岩石の引張強さに関する統計学的研究, 材料試験, 第9巻, 第81号, 昭和35年6月.
- 62) 岡田清・川村満紀 : ソイルセメントの乾燥収縮応力に関する二, 三の考察, 土木学会論文集, 第142号, 昭和42年6月.
- 63) Narain, J. and P. C. Rawat : Tensile strength of compacted soils, Jour. Soil Mech. and Found. Div., ASCE, Vol.96, No. SM6, Nov., 1969.
- 64) Ramanathan, B. and V. Raman : Split tensile strength of cohesive soils, Soils and Foundations, Vol.14, No.1, 1974.
- 65) Sutherland, H. B. and T. W. Finlay : Split cylinder tensile test on unstabilised and stabilised P. F. ashes of low compressive strength, Civil Engineering and Public Works Review, May, 1967.
- 66) Bynum, D., R. Agarwal and H. O. Fleisher : Constitutive relations for split cylinder test on bituminous concrete, Matériaux et Constructions, Vol.4, No.21, 1971.
- 67) Malhotra, V. M. and H. M. Woodroffe : Ring testing-A new approach to determining the tensile strength of cement mortars, Civil Engineering and Public Works Review, Dec., 1967.
- 68) Malhotra, V. M. and N. G. Zoldners : Comparison of ring-tensile strength of concrete with compressive, flexural, and splitting-tensile strength, Jour. Materials, Vol.2, No.1, March, 1967.
- 69) Malhotra, V. M. : Concrete rings for determining tensile strength of concrete, Jour. ACI, April, 1970.
- 70) Rüschi, H. and G. Vigerust, Jour. ACI, Part2, Dec., 1957, (Discussion of a paper by Thaulow S.).
- 71) Narrow, I. and E. Ullberg : Correlation between tensile splitting strength and flexural strength of concrete, Jour. ACI, Jan., 1963.
- 72) 岡田清 : コンクリートの単純引張強度と曲げ引張強度について, 土木学会誌, 第35巻, 第10号, 昭和25年10月.

- 73) Desayi, P. : Strength of concrete under combined compression and tension-determination of interaction curve at failure from cylinder split test, *Matériaux et Constructions*, Vol.2, No.9, 1969.
- 74) Neville, A. M. : *Hardened concrete : Physical and mechanical aspects*, ACI Monograph No.6, The Iowa State Univ. Press, pp.42, 1971.
- 75) 内山実 : コンクリートの引張強度とその試験方法に就いて, 鉄道技術研究所彙報, 第3巻, 第5号, 昭和19年5月.
- 76) Zelger, C. : Ein neues Verfahren zur Bestimmung der Betonzugfestigkeit, *Beton und Stahlbetonbau*, 51. Jg., Heft 6, Juni, 1956.
- 77) Lingam, A. B., *Jour. ACI*, Sept., 1963. (Discussion of a paper by Narrow I. and Ullberg E.).
- 78) Pincus, G. and H. Gesund : Evaluating the tensile strength of concrete, *Materials Research & Standards*, Sept., 1965.
- 79) Troxell, G. E., H. E. Davis and J. W. Kelly : *Composition and properties of concrete*, McGraw-Hill Book Co., Inc., New York, pp.233, 1968.
- 80) 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.
- 81) 水野高明・藤瀬勉・石川達夫 : コンクリートの引張に関する 2, 3 の実験, 土木学会年次学術講演会概要集, IV-18, 昭和40年.
- 82) 奥島正一・鈴木計夫・大野義照 : コンクリートの引張り性状に関する研究, セメント技術年報, 昭和45年.
- 83) 小柳洽 : コンクリートおよびコンクリート部材の破壊過程とその設計への適用に関する基礎的研究, 京都大学博士論文, 昭和51年10月.
- 84) Mitchell, N. B. : The indirect tension test for concrete, *Materials Research & Standards*, Oct., 1961.
- 85) Rudnick, A., A. R. Hunter and F. C. Holden : An analysis of the diametral-compression test, *Materials Research & Standards*, April, 1963.
- 86) Sell, R., *Jour. ACI*, Sept., 1963, (Discussion of a paper by Narrow I. and Ullberg E.).
- 87) Narrow, I. and E. Ullberg, *Jour. ACI*, Sept., 1963, (Authors' closure for discussions).
- 88) Addinall, E. and P. Hackett : The effect of platen conditions on the tensile strength of rock-like materials, *Civil Engineering and Public Works Review*, Oct., 1964.
- 89) 山崎寛司主査 : コンクリート専門委員会報告, セメント技術年報, 昭和43年.
- 90) 小阪義夫・谷川恭雄・亀井義正 : コンクリートの割裂引張り強度に及ぼすパッドの影響について, セメント技術年報, 昭和45年.
- 91) Machida, A. : Studies on tests for splitting tensile strength of concrete, *Proc. JSCE*, No.242, Oct., 1975.

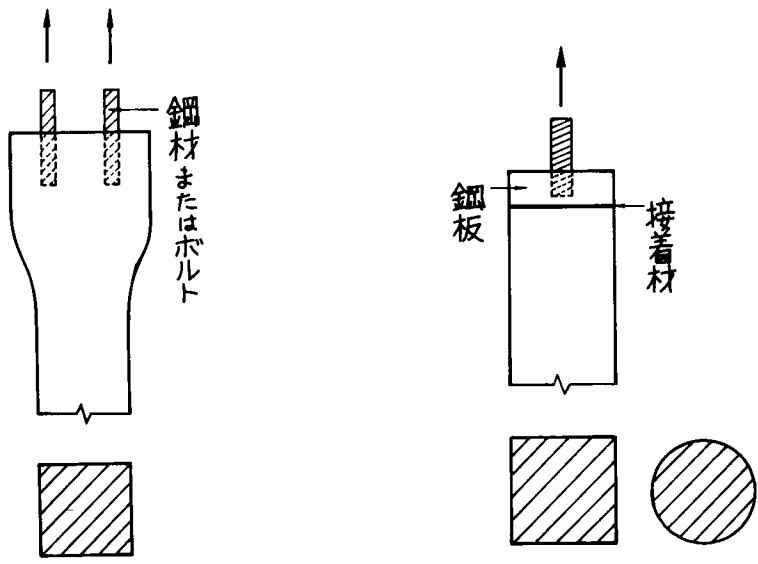
表-2.1 コンクリートおよびモルタルにおける圧裂引張強度 (σ_s) と純引張強度 (σ_t)

研究者	年代	引張強度比 (σ_t/σ_s)			備考	文献
		普通 コンクリート	軽量 コンクリート	モルタル		
Wright	1955	0.68(玉砂利)			最大寸法 3/4in	10
Kaplan	1963	0.68~0.96 (玉砂利) 0.79~1.03 (碎石)		1.06 0.75	最大寸法 3/4in	11
Lingam	1963			0.83~1.18		77
Ward	1964 1967	0.93~1.08	1.09~1.36	1.02~1.54		8 23
Pincus, Gesund	1965	0.90				78
Malhotra, Zoldners	1967	0.84~0.94 (碎石)				68
Kadleček, Špetla	1967	0.52~0.81 (玉砂利)			最大寸法 30mm	18
Johnston, Sidwell	1968	0.59~0.95		1.14(推定)	最大寸法 3/2~3/8in	24
Troxell, Davis, Kelly	1968				コンクリートについて $\sigma_s \approx 1.15\sigma_t$	79
Hannant, Buckley, Croft	1973	0.78~0.91 (玉砂利)		1.05, 0.98	最大寸法 19mm	80
神山, 穎原, 楊	1965		0.85~1.14		最大寸法 20mm	13
水野, 藤瀬, 石川	1965	0.70, 0.78 (碎石)			最大寸法 10mm	81
木山	1968			(0.91~1.09)	岩石の試験結果	40
阿部, 伊藤	1968	0.66, 0.72 (玉砂利) 0.59~0.75 (碎石)	0.83~0.98		最大寸法 (普通コンクリート20mm 軽量コンクリート15mm)	19
河原, 原口	1970	0.71~0.86 (玉砂利)			最大寸法 40mm	5
奥島, 鈴木, 大野	1970	0.60~0.94	1.20, 1.06	0.88	最大寸法それぞれ15mm 既知の曲げ応力が作用する と言う条件下で測定	82
児島, 矢村, 浦沢	1970 1971	0.82, 0.68	0.97		最大寸法それぞれ15mm	20 21
小柳, 島田	1972 1976			1.00以上		14 83



(a) Johnson[®]の用いたボビン状供試体により加力する方法

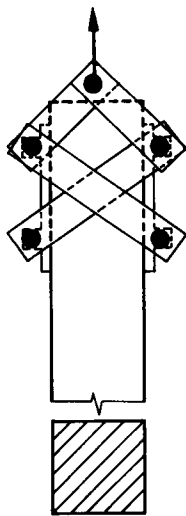
(b) 加力方向と直角に鋼棒を挿入することにより加力する方法



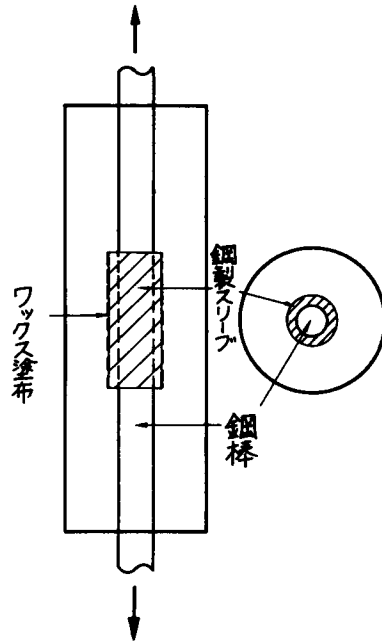
(c) 供試体端部に鋼棒を埋め込むことにより加力する方法の一例

(d) 接着剤を用いることにより加力する方法

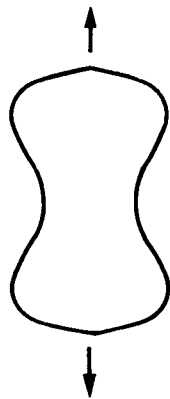
図-2.1 純引張試験における供試体形状と加力部の概略



(e) Johnstonら²⁴⁾の用いたレ
ズィタンググリップにより加
力する方法

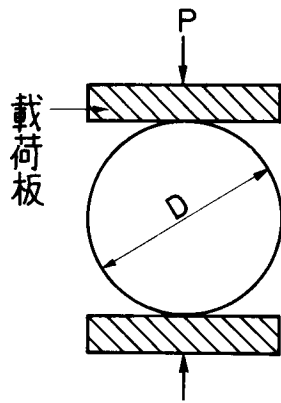


(f) Todd²⁵⁾の用いたスリーブ付
きの鋼棒を供試体中央部に埋
め込み、加力する方法

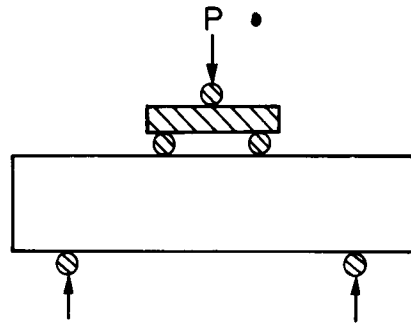


(g) ASTM C190に規定されてい
るブリケット供試体

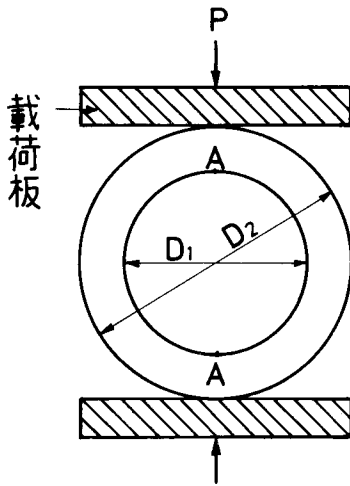
図-2.1 純引張試験における供試体形状と加力部の概略



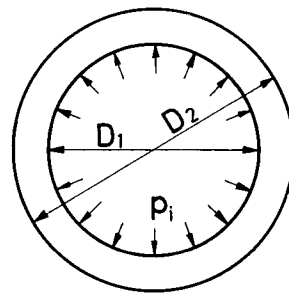
(a) 圧裂試験



(b) 曲げ試験

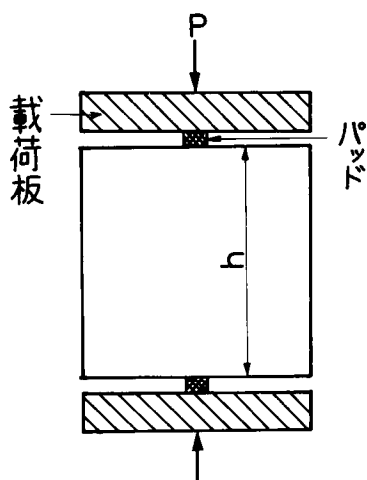


(c) リング割裂試験

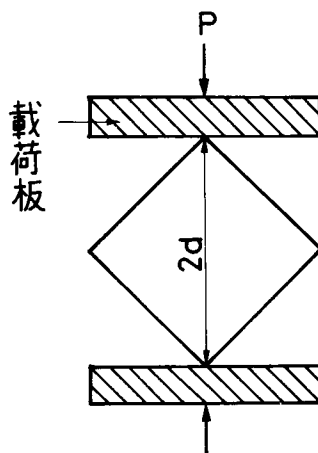


(d) リング内圧試験 ($D_1/D_2 = 0.75$ の場合)

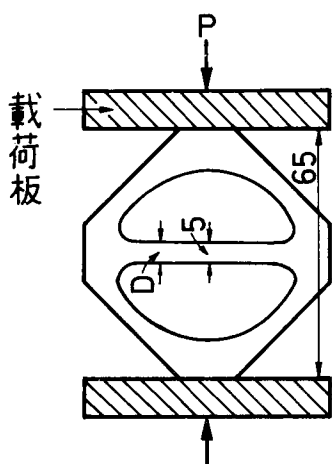
図-2.2 間接的試験における供試体形状と載荷方法の概略



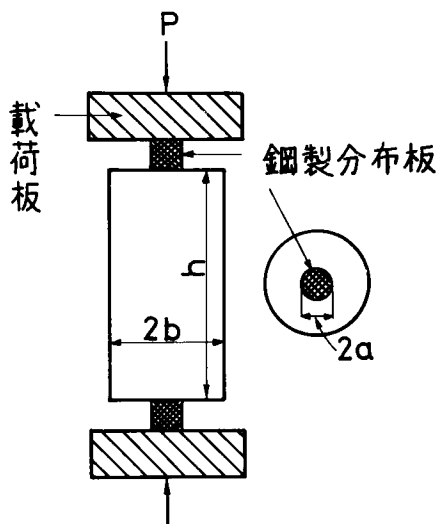
(e) インデンテーション試験



(f) ダイアゴナル圧裂試験



(g) Desayiら⁵²⁾の用いたシート形供試体の一例(単位: cm)



(h) ダブルパンチ試験

図-2.2 間接的試験における供試体形状と載荷方法の概略

第3章 二相複合材料としてのコンクリートの圧裂 引張破壊挙動に及ぼすインクルージョンの 影響に関する研究

3.1 概 説

コンクリートは脆性材料の一つであり、この種の材料の引張強度特性はコンクリート構造物の設計に際しては直接使用されないとは言え、重要な性質である。コンクリートの純引張試験は2章で述べたように多くの方法がある。しかし、前章で述べたように供試体のつかみあるいは偏心の問題があり、圧縮試験などに比べて一般に非常に難しい試験である。従って、我国を始め諸外国においても間接的方法である圧裂試験によってコンクリートの引張強度を算出しているのが現状である。

圧縮荷重に際しては、コンクリート中の応力およびひずみは粗骨材の存在により、極めて複雑な分布状況となることが知られている。すなわち、Dantu¹⁾はコンクリートを骨材とモルタルより成る二相材料と考えた場合の一軸圧縮荷重下における応力およびひずみ分布を光弾性皮膜法を用いることにより求め、図-3.1に示すように極めて複雑な分布状況を得ている。また、Swamy^{2,3)}あるいはSwamy および Rao⁴⁾も一軸圧縮荷重下におけるコンクリートのひずみ分布を光弾性皮膜法あるいはひずみゲージを用いて測定し、極めて複雑なひずみ分布を示している。小阪、谷川および太田^{5,6)}は一軸圧縮荷重下におけるコンクリートのひずみ分布をひずみゲージを用いることによって測定し、普通コンクリートおよびモデルコンクリートにおいて複雑なひずみ分布を得ている。

圧裂試験によって引張強度を求める場合、コンクリートを等質等方な弾性体として得た弾性解を用いているが、圧裂試験に際しても圧縮荷重にけると同様に、コンクリートの複合性によって供試体中は極めて複雑な応力あるいはひずみ分布となると考えられる。Glucklich⁷⁾が述べているように、コンクリートのような材料の引張りと圧縮における破壊状況の相違により、すなわち圧縮荷重下では最初に生じたクラックが必ずしも最終的な破壊に結びつかないが、引張荷重下では最初に生じたクラックが直接破壊に結びつくと考えられることから、圧裂試験ではコンクリート中の応力あるいはひずみ集中によって生じた初期のクラックがそのまま最終的な破壊に関係し、結果として引張強度に影響すると考えられ、圧縮荷重における場合よりコンクリートの複合性の影響を大きく受ける可能性がある。以上のような観点より、コンクリートの複合性を考慮に入れた圧裂試験時のコンクリートの破壊挙動およびこれに関連した引張特性の研究が必要である。

コンクリートの破壊挙動を考察する場合、いかなるレベルで破壊をとらえるかが重要な点である。コンクリートの内部構造の変化過程の原因として考えられるクラックは、丹羽、小林、小柳および中川^{8,9)}が述べているように、(a)肉眼で容易に観察できる巨視的クラック、(b)簡単な拡大鏡あるいは顕微鏡を用いて検出できる準巨視的クラックおよび(c)高倍率の顕微鏡を用いて検出が予想される微視的ク

ラックに分けることができる。巨視的クラックが確認されるレベルでは、一般に引張荷重ではすでに破壊が終了した後と考えられ、このレベルのクラックは本研究では考察の対象としない。微視的なクラックについては、このレベルのクラックが繰り返し荷重を受けた後のコンクリートの曲げ強度および一定荷重を受けるセメントモルタル梁の破壊時間に影響を及ぼすと言う報告^{10),11)}も一部なされているが、丹羽ら^{8),9)}の述べているように、微視的クラックが供試体の強度破壊および崩壊に及ぼす影響は一般に小さいと考えられることから、骨材とマトリックスの界面に発生するボンドクラックおよびマトリックス部分に発生するモルタルクラックなどの準巨視的レベルのクラックを考察の対象とするのが適当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その破壊過程が把握しにくく、かつ実験に際しては再現性と言う点で問題があると言える。これらの問題点の解決方法として、コンクリートをモデル化する方法が考えられる。モデルコンクリートを用いる方法は、モデルコンクリートを実際のコンクリートにどのように関係づけるかと言う点に常に問題点を残すが、この方法は構成素材を単純化あるいは理想化することによって、コンクリートの力学的性質に及ぼす構成素材の諸因子の影響を解析的に調べ得ると言われており¹²⁾、コンクリートの基礎的な力学的性質を把握する上で有用な方法であると考えられている^{12),13),14)}。言うまでもなく、コンクリートは三次元的に構成されているものであり、コンクリートのモデル化に際しては、実際のコンクリートに近づけると言う観点から三次元的なモデル化が望ましい。ただ、以下に示すように、本研究におけるようなコンクリートのモデル化では、コンクリートを三次元的に構成し、実験および解析を行なうことは供試体の作製、破壊挙動の測定および解析上の問題より一般に困難である。従って、本研究においては、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二相材料と考え、二次元的にモデル化することによって、準巨視的観点から圧裂引張破壊挙動の検討を行なった。

本章においては、モデルコンクリートのインクルージョン数の相違、材令の相違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クラック発生荷重レベル、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する。また、F. E. M. 解析および実測により、モデルコンクリート内部の応力分布を求め、比較的単純なモデルコンクリートにおいても圧裂荷重に際しては極めて複雑な破壊挙動を示すことを述べ、圧裂試験においてコンクリートの複合性が持つ意義を明らかにする¹⁵⁾。

3.2 実験計画および実験方法

3.2.1 モデル供試体の作製

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-3.1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%、セメント砂比(重量比)0.5のモルタルである。モデル粗骨材としては、その直径が供試体直径の1/3を越えないように考慮して $\phi 32\text{mm}$ お

よび $\phi 19\text{mm}$ の円形断面を有する材質 SS41 の鋼棒を使用した。使用に際しては、鋼棒の表面を # 60 および # 180 のサンドペーパーで研磨した。

供試体は直径 10cm、厚さ 3 cm の厚肉円盤中に図-3.2 に示すように円形モデル粗骨材を 1 個および 2 個埋め込んだものである。図中の Y 軸が載荷方向である。圧裂試験では、試験される材料を等質等方な弾性体と仮定すると、載荷軸上において最大引張応力が生じ、岩石、モルタルおよびコンクリートのような材料の圧裂試験に際しては、ほぼ載荷軸上で破壊が生ずる。従って、複合性を考慮に入れたコンクリートの圧裂引張破壊挙動については載荷軸上あるいはその近傍における破壊挙動の検討が必要である。以上のことを考慮に入れて、本研究では図-3.2 に示すようにインクルージョンを Y 軸上に配置することにより、コンクリートのモデル化を行なった。

本章では、モルタルマトリックス中にモデル粗骨材 1 個および 2 個を埋め込むと言う比較的単純で、基礎的なコンクリートのモデル化を行ない、単純なモデルコンクリートの複合性が示す破壊挙動の検討を行なっている。しかし、圧縮載荷下のコンクリートでは、荷重の増加に伴って多数のクラックが生じ、これらが連結して不安定現象を生ずることが示されており²⁰⁾、圧裂載荷下においても実際には載荷軸付近で相当数のクラックが生じ、これらが連結することによって最終的な破壊が生ずることも考えられる。多数のクラックが連結するような破壊過程の検討には、骨材数の多い、より複雑なコンクリートのモデル化が必要であり、これについては 6 章の 6.3 節で述べる。

供試体の打設に際しては、図-3.3 に示す鋼製フレームを用いることによってモデル粗骨材を型枠中の所定の位置に固定し、この後モルタルを 2 回に分けて注ぎ込み、各層それぞれ木づちを使用して十分な締め固めを行なった。モデル供試体は打設後 2 週間および 12 週間、水中で養生 ($20 \pm 2^\circ\text{C}$) し、その後載荷試験を行なった。

モデル供試体中のインクルージョン数、インクルージョン・マトリックス界面の付着状況の相違および養生期間の相違によるモデル供試体の種類は 10 種であり、その記号を表-3.2 に示す。なお、表-3.2 に示す“界面に付着力を有するもの”と言う場合は、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、通常のコンクリートが有する界面の付着状況を想定している。“界面の付着力を 0 としたもの”と言う場合は、モデル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。試験した供試体の総数は 120 個である。

3.2.2 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、弾性係数（破壊荷重の 1/3 点における割線係数）およびポアソン比は、 $\phi 10 \times 20\text{cm}$ 円柱供試体によって求めたものであり、それぞれ表-3.3 に示す値となる。

マトリックスとインクルージョンの付着力を測定するために、図-3.4 にその概略を示すように供試体中央部に鋼板を挿入した状態の純引張供試体を作製し、モデル供試体と同様の養生を行なった後に純引張載荷を行なった。鋼板の表面を清浄にし、付着を良好にした場合（1 A, 2 A シリーズに相当）は一部にかなり小さい強度を示す場合が見られたが、全体的には材令に関係なく付着応力 $15 \sim 20\text{kg/cm}^2$ という結果を得た。鋼板にグリースを薄く塗った場合（1 G, 2 G 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、付着応力 0 kg/cm^2 となった。

3.2.3 載荷方法、ひずみ測定、インクルージョン・マトリックスの境界変位測定および顕微鏡観察

載荷試験は JIS A 1113 に準じた圧裂試験方法により行ない、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ない(約10分間)、ゲージ接着後、載荷試験中の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供試体表面に均一に塗布した。

一般に、コンクリートの載荷試験に際しては、乾燥収縮および供試体と雰囲気との温度差によって、無負荷のときでも供試体に初期応力が生ずることが考えられる。本実験では、先に述べたように乾燥収縮による影響を小さくするために、ゲージ接着後に供試体表面にシリコングリースを塗布するなどの処置を施して試験しており、また供試体の養生温度 20°C に対して、実験室の室温は冬期で約 15°C 、夏期で約 30°C (室温が供試体温度より高いことは供試体表面に圧縮応力を生じ、乾燥収縮による影響を打ち消すことになる) であり、それ程大きい初期応力は生じないと考えられる。さらに、乾燥収縮の程度は各供試体間でほとんど差異はないものと思われ、本研究におけるような定性的傾向を相対的に検討する場合には、大きく影響しないものと考えられる。

インクルージョン・マトリックスの境界変位および実測による応力分布を得るためにひずみの測定を行なっている。なお、ここで境界変位とは、インクルージョンとマトリックスの境界部分における法線方向の変位である。ひずみ測定に際しては、各測定点のひずみが同時に得られることが望ましいことから、6チャンネルのひずみ増幅器およびペン書きオシログラフにより連続的にひずみの測定を行なっている。使用したひずみゲージはゲージ長 5 mm および 2 mm の2種の箔ひずみゲージである。境界変位と応力分布の測定位置はそれぞれ図-3.2に示すA点とB点であり、応力分布の実測はインクルージョン1個を有するモデルコンクリートについて行なった。インクルージョン・マトリックスの境界変位の測定には、図-3.5にその概略を示すように、境界部分を橋わたしして 5 mm ゲージを、境界に近接したインクルージョン部分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ない、次式により算出した値を境界変位としている。

$$\Delta l = 5\varepsilon_1 - 2.5(\varepsilon_2 + \varepsilon_3) \quad (3.1)$$

ここで、 Δl =境界変位 (mm)、 ε_1 =境界部分に橋わたしされたゲージのひずみ、 ε_2 および ε_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である。式(3.1)の誘導は付録-3.1に示す。式(3.1)より得られる境界変位の値は、高荷重レベルでは橋わたしされたゲージの一部に大きな変位が生じ、箔ひずみゲージのひずみ測定能力と言う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、例えば境界変位がほぼ0より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。

モルタルクラックの発生する荷重レベルを知るために、界面の付着の良好な1A-2および2A-2シリーズについて供試体表面を実体顕微鏡により観察を行なっている。すなわち、最初に種々の載荷履歴を与えたモデル供試体表面に赤インクを十分に塗布する。赤インクが乾燥した後、 $\# 400$ 程度の粒子の

粗さを持つハンドグラインダーを用いて供試体表面を薄く磨きとり、倍率20～60倍の範囲で供試体表面の観察を行なった。

応力分布の実測には、ゲージ長2mmの箔ひずみゲージを同一の位置に2枚接着し、縦方向ひずみと横方向ひずみを測定することにより、

$$\sigma = \{E / (1 - \nu^2)\} \cdot (\epsilon_x + \nu \epsilon_y) \quad (3.2)$$

なる式より算出する。 σ の値はゲージ接着の位置がY軸上であり、剪断応力が0であると考えられることから最大主応力となる。ここで、E=弾性係数、 ν =ポアソン比、 ϵ_x =横方向ひずみおよび ϵ_y =縦方向ひずみである。なお、計算に用いた弾性係数およびポアソン比は以下に述べるF.E.M.解析に使用した値と同様の値である。

3.2.4 超音波パルス伝播時間の測定

モデル供試体中を伝播する超音波パルスの伝播時間の測定には、公称50KHzの周波数を有するデジタル式コンクリート品質試験機(C. N. S. Instruments 社製 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なった。トランスジューサーの径が50mmとモデル供試体に比べてかなり大きく、また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-3.2に示すような位置および状態で測定を行なっている。以上のような測定条件であることから、トランスジューサー全面を供試体に接触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、同一の測定条件下において荷重の増加に伴うパルス伝播時間の変化状況を検討する場合には問題はないと考えられる。なお、パルス伝播時間測定の精度は0.05 μ secである。

3.2.5 F.E.M.解析

モデル供試体による実測結果を検討するための一助として、インクルージョンとマトリックスが完全に付着しているとした場合についてF.E.M.による二次元弾性解析¹⁶⁾を行ない、応力分布を求めている。解析に際しては、平面応力状態を仮定し、共役傾斜法により連立一次方程式を解き、要素は三角形一次要素を採用している。解析は対称性を考慮して供試体の1/4についてのみ行ない、要素の総数は1Aシリーズで461個、2Aシリーズで538個としている。要素分割の代表例を1Aシリーズについて図-3.6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-3.3に示す材令2週におけるモルタルの値を採用し、インクルージョンの弾性係数およびポアソン比はそれぞれ 2.1×10^6 kg/cm²および0.3を採用した。

圧裂試験に際しては、JIS A 1113に示す方法により荷重を行なっても、実際には多少の分布幅を持つ荷重が加わるものと考えられる。ただ、本章においては、インクルージョン内部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考察を行なっており、荷重位置直下のマトリックス部分の応力分布については特に言及していないことから、図-3.6に示すように集中荷重が加わるものとして解析を行なった。しかし、解の精度を上げるために、荷重位置近傍と材料定数が急変する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可能な限り細分化した。なお、図-3.6に示すように荷重軸をY軸、これに直角の方向をX軸とし、引張力を正とする。

3.3 ポンドクラックおよびモルタルクラック発生荷重レベルに関する考察

荷重の増加に伴うインクルージョン・マトリックスの境界変位および超音波パルス伝播時間の変化状況を1A-2, 1A-12, 2A-2, 2A-12, 1G-2, 1G-12, 2G-2および2G-12の各シリーズについて示すと、図-3.7~図-3.14のとおりである。

インクルージョン・マトリックスの境界変位の変化状況に関しては、インクルージョン1個を有し、界面に付着力を有する1A-2および1A-12シリーズでは図-3.7および図-3.8に示すように、低荷重レベルでは境界変位はほとんど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が認められる。境界変位の増加は材令の大きい1A-12シリーズが一般に急激ではあるが、供試体の種類によって本質的な差異は認められない。インクルージョン2個を有する2A-2および2A-12シリーズにおいても、図-3.9および図-3.10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が見られ、その増加状況は1Aシリーズの場合と極めて類似している。図-3.2に示す境界変位を測定した位置は、載荷によるインクルージョン・マトリックス界面のポンドクラックが最も早期に発生すると考えられる位置であることから、境界変位が急激に増加し始める荷重レベルがポンドクラックの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荷重の増加に伴うクラック幅の増加と考えて差しつかえない。なお、ここで言うポンドクラックとは、インクルージョン・マトリックス界面に生ずる剪断応力によるポンド破壊の概念を含まず、主としてインクルージョン・マトリックス界面に垂直な引張応力によるクラックである。

以上のような測定方法および考えに基づいたポンドクラックが最初に発生する荷重レベルは、1A-2シリーズでは破壊荷重の45~60%、1A-12シリーズでは45~65%、2A-2シリーズでは40~70%、2A-12シリーズでは35~75%となり、各シリーズともかなり広い範囲にあるので、材令による相違は明確でない。また、インクルージョン1個のシリーズに比較して2個のシリーズがやや幅広いポンドクラック発生荷重レベルを示しているが、これはインクルージョン数の増加に伴い、ポンドクラックが早期に発生する可能性のある界面が増加することによるものであろう。

一軸圧縮載荷下のコンクリートにおけるポンドクラックが発生する荷重レベルについては、Hsu, Slate, Sturman および Winter¹⁷⁾は実際のコンクリート供試体を直接観察することにより、破壊荷重の30%程度の荷重レベルでポンドクラックの長さ、幅および数が増加し始めることを示し、Shah および Chandra¹⁸⁾あるいは Krishnaswamy¹⁹⁾は同じく実際のコンクリート供試体において荷重レベルが破壊荷重の約50%のときポンドクラックが急激に増加を開始することを示している。丹羽ら^{8),9)}もまた普通コンクリートについて、破壊荷重の50~60%程度の荷重レベルより、ポンドクラックが増加し始めると言う結果を得ている。一軸圧縮載荷下のモデルコンクリートにおけるポンドクラック発生荷重レベルについては、Buyukozturk, Nilson および Slate²⁰⁾は円形のモデルインクルージョン9個をモルタル中に埋め込んだコンクリートにおいて、破壊荷重の45%の荷重レベルでポンドクラックを生じたことを示し、Liu, Nilson および Slate²¹⁾は3種の円形モデルインクルージョン30個をモルタル中に埋め込んだコンクリー

トにおいて、破壊荷重の65%の荷重レベルでボンドクラックが生じたことを示している。以上の結果に示されるように、一軸圧縮載荷下のコンクリートのボンドクラック発生荷重レベルは各研究者によりかなりの相違が見られ、全体として30~65%の範囲にある。従って、先に述べた圧裂載荷下のモデル供試体のボンドクラック発生荷重レベルは一軸圧縮載荷下のそれとほぼ同様であると言える。

インクルージョンの数が1個あるいは2個であり、界面に付着力を有しないシリーズ1G-2, 1G-12あるいは2G-2, 2G-12においては、図-3.11~図-3.14に示すように、ほとんど載荷と同時に境界変位が増加し、界面に付着力を有するシリーズとは明らかに異なった挙動が見られる。

実体顕微鏡を用いたモデル供試体表面の直接観察では、1A-2および2A-2シリーズともに破壊荷重の95%と言う高荷重レベルにおいてさえ、モルタルクラックの存在は見られず、載荷実験においてこれらのシリーズに属する供試体は極めて急激に破壊することから判断して、圧裂試験ではモルタルクラック進展と同時に系の崩壊が生ずるものと考えられる。一軸圧縮載荷下におけるモルタルクラックが発生する荷重レベルについては、Hsuら¹⁷⁾は普通コンクリートについて破壊荷重の70~90%の荷重レベルでモルタルクラックの著しい増加を観察しており、Shahら¹⁸⁾は破壊荷重の約70%、Krishnaswamy¹⁹⁾は破壊荷重の約60%、丹羽ら⁹⁾は破壊荷重の60~70%の荷重レベルを示している。モデルコンクリートにおけるモルタルクラック発生荷重レベルについては、Buyukozturkら²⁰⁾は破壊荷重の約80%、Liuら²¹⁾は85%と言う値を得ている。以上の結果に見られるように、一軸圧縮載荷下のモルタルクラック発生荷重レベルは60~90%の範囲にあり、モルタルクラックがほとんど破壊と同時に発生する圧裂載荷下のモデルコンクリートとは明らかに傾向が異なると考えられる。

本研究では、図-3.2に示すように、境界変位の測定はインクルージョンの両側で行なっている。この二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(ボンドクラック幅)について考察する。破壊荷重の99%の荷重レベルにおけるボンドクラック幅は、インクルージョン1個を有する1Aおよび1Gシリーズではともに $6.5\sim 7.5\times 10^{-3}$ mm およびインクルージョン2個を有する2Aおよび2Gシリーズでは $4.0\sim 4.5\times 10^{-3}$ mmの範囲となり、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ない。この結果は少なくともこの種のモデルコンクリートにおいては破壊直前におけるボンドクラック幅は界面の付着の影響を受けず、インクルージョンの大小あるいは位置によって影響を受けることを示唆している。Krishnaswamy¹⁹⁾が観察した一軸圧縮下の普通コンクリートでは、破壊荷重の90%の荷重レベルにおけるボンドクラック幅は約 188×10^{-3} mmであり、小阪ら⁶⁾が観察した一軸圧縮下の普通コンクリートでは、破壊荷重の90~100%の荷重レベルにおけるボンドクラック幅は約 $20\sim 40\times 10^{-3}$ mmである。これは先のモデル供試体の破壊直前のボンドクラック幅に比べて極めて大きい値である。このような両者間の差異は実際のコンクリートとモデルコンクリートと言う相違によるだけでなく、圧縮と圧裂と言う載荷条件の相違によるものと考えられる。

3.4 超音波パルス伝播時間に関する考察

インクルージョン・マトリックス界面の付着の良好な1Aおよび2Aシリーズでは、図-3.7~図-3.

10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増加を開始する。しかし、伝播時間が増え始める荷重レベルと先に述べた境界変位が増え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 1.0×10^{-3} mmに達する程度の荷重レベルより伝播時間が増え始める。界面に付着力を有しない1Gおよび2Gシリーズでは、図-3.11~図-3.14に示すように、かなり低荷重レベルより伝播時間の増加が見られ、1Aおよび2Aシリーズと同様に両側の境界変位の和が約 1.0×10^{-3} mm(片側の境界変位約 5×10^{-4} mm)を越える荷重レベルより伝播時間は徐々に増加し始めている。

表-3.4は各シリーズ別の平均圧裂引張強度、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を示すものである。なお、表中の“破壊直前の伝播時間”とは、荷重-伝播時間曲線において伝播時間が急激に増加し始めるときの値であり、一般には破壊荷重のほぼ99%程度の荷重レベルに相当する。また、“伝播時間の変化率”とは、破壊直前の伝播時間と載荷以前の伝播時間の差を載荷以前の伝播時間で除したものの百分率である。表-3.4に示すように、モルタルマトリックスのみより成るS-2およびS-12シリーズの伝播時間の変化率はそれぞれ1.2および0.8%である。一方、インクルージョンを有する他のシリーズでは、伝播時間の変化率は8.1~1.9%の範囲にあり、モルタルマトリックスのみより成るシリーズより大きい値となる。このように、インクルージョンの有無により伝播時間の変化率に明らかな相違が見られることから、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の発生および進展に起因するものと考えられる。全シリーズに関して、材令12週における伝播時間の変化率が材令2週のそれに比べて小さいが、同一材令における1Aと1Gシリーズおよび2Aと2Gシリーズの変化率はそれぞれほぼ等しい値となる(表-3.4のカラム1と3、2と4、5と7および6と8を比較参照)。また、1Aと1Gシリーズの変化率が2Aと2Gシリーズのそれより大きい値となる。これらの結果は破壊荷重のほぼ99%と言う荷重レベルにおけるボンドクラックの進展状況がインクルージョン・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大小あるいは位置の相違により影響を受けることを示しており、3.3節で述べた境界変位の測定より得られた破壊直前のボンドクラック幅の結果と一致している。

3.5 モデルコンクリートの応力分布に関する考察

インクルージョン・マトリックスの界面が完全に付着しているとした場合のF.E.M.解析による最大主応力の分布を1A-2および2A-2シリーズについてそれぞれ図-3.15および図-3.16に示す。図中に示す等主応力線の値は1Aおよび2A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(載荷軸)上の最大主応力との比、すなわち最大主応力比である。図より明らかなように、両シリーズとも極めて複雑な応力分布を示し、Y軸上のインクルージョン近傍のマトリックスで圧縮応力部分(図-3.15のA点および図-3.16のA、B点)が見られる。

コンクリートの複合性に基づくと考えられる応力分布の乱れ、特に圧縮応力部分の存在を実験的に確かめ、かつ界面の付着の良否による載荷軸上の応力分布の相違を知るために、図-3.2(a)のB点で示

す位置のひずみを測定し、式(3.2)により応力を算出している。図-3.17は1A-2および1G-2シリーズの荷重レベル30%および80%におけるY軸上の実測応力分布を示しており、図-3.17(a)には上に述べたF.E.M.解析による結果を示してある。図よりわかるように、1A-2シリーズ(界面に付着力を有する場合)では、先の3.3節で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%)で実測による結果はF.E.M.解析による結果とよく一致し、圧縮応力部分の存在を示している。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、インクルージョン周辺のマトリックス部分でインクルージョン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あるいは低引張応力部分が見つけられる。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マトリックス部分に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が存在する。高荷重レベルにおいても、低荷重レベルとほぼ同様にインクルージョン近傍において高引張応力が発生する。以上の結果より、実測によって得られたY軸上の応力分布は複雑であり、インクルージョン・マトリックス界面の付着の良否により、Y軸上の応力分布も大きく異なることがわかる。インクルージョン2個を有する2Aおよび2Gシリーズについては、実測による応力分布の確認を行っていないが、傾向としては1A-2および1G-2シリーズと大差ないものと考えられる。

著者が別に行なった上述とほぼ同様の圧裂試験における載荷軸上のひずみと荷重の関係も、インクルージョンの存在により複雑な挙動を示している²²⁾。すなわち、 $\phi 32\text{mm}$ の鋼材インクルージョン1個を中央部に有する供試体において、インクルージョン・マトリックス界面の付着の良好な供試体は図-3.18に示すように荷重の増加に伴うひずみの増加が一時的に停止し、ある荷重レベルで再び増加を開始する傾向が見られる。また、界面の付着の不良な供試体は図-3.19に示すように界面の付着の良好な供試体とは明らかに異なる荷重-ひずみ関係を示している。モルタルのみより成る供試体では、図-3.20に示すような単純な荷重-ひずみ関係が得られる。これらの図より、Y軸上の荷重-ひずみ関係がインクルージョンの存在により、明らかに影響を受けることがわかる。

F.E.M.解析の結果によると、1A-2シリーズでは図-3.15のB点、2A-2シリーズでは図-3.16のC、D点に見られるように、インクルージョンに極めて近いマトリックス中に引張応力集中が認められる。先に述べたように、モルタルクラックが破壊荷重の95%と言う高荷重レベルにおいても発生しないことおよびモルタルマトリックスの引張強度($30.5\sim 38.3\text{kg/cm}^2$)が界面の付着強度($15\sim 20\text{kg/cm}^2$)より1.5~2.0倍以上の大きい値であることより、この引張応力集中がモルタルクラックを早期に生ずることはない。ただ、この引張応力集中が図-3.15のB点および図-3.16のC、D点付近で、図-3.2のA点で測定したボンドクラックより早期にボンドクラックを発生させる可能性が考えられる。本研究で言うところのボンドクラックとは先にも述べたように、主に円形インクルージョンとマトリックス界面に垂直な引張応力によるクラックである。従って、1A-2および2A-2シリーズのF.E.M.解析結果に基づいて境界部分の法線方向引張応力を計算したところ、図-3.15および図-3.16に示される引張応力集中とは関係なく、図-3.2に示す境界変位測定位置、すなわちボンドクラック発生を測定した

位置における境界部分の引張応力が最大であった。表-3.5は1A-2シリーズに関するF.E.M.解析より得た境界部分の法線方向引張応力を示したものである。また、2A-2シリーズモデル供試体のインクルージョン・マトリックス界面部分で法線方向にゲージを接着し、ひずみを測定した結果も境界変位測定位置(図-3.2のA点)で引張ひずみが最大となり、インクルージョン近くに生ずる引張応力集中は本研究で言うボンドクラック発生には影響しないことがわかる。一軸圧縮載荷下のインクルージョン1個を有するモデルコンクリートについて、この種の応力集中と剪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²³⁾。

3.6 モデルコンクリートの破壊状況と破壊強度

図-3.21はモデル供試体の最終的な破壊状況の代表例を示すものである。インクルージョン・マトリックス界面に付着力を有しない1Gおよび2Gシリーズでは、界面部分よりモルタルクラックが進展する位置はほぼY軸上であり(図-3.21(a), (b)), 図-3.17(b)に示すようなY軸上のインクルージョン近傍で大きい引張応力を生ずると言う傾向を裏付けている。界面に付着力を有する1Aおよび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Y軸と一致することはない(図-3.21(c), (d))。3.5節で述べた1A-2シリーズの実験結果に示すように、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はインクルージョンによる拘束によって圧縮応力あるいは低引張応力部分が存在し、破壊荷重により近づくと徐々に引張応力が大きくなると考えられるが、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とマトリックスとの界面ではクラックが発生することはない、その部分をさけて図-3.21(c), (d)に示すような破壊状況となるものと考えられる。

表-3.4に示すように、1Gおよび2Gシリーズ供試体の引張強度は同一材令の1Aおよび2Aシリーズ供試体のそれより20~30%小さい。この事実は界面の付着力を0とした表面処理骨材コンクリート(パ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%小さい値を示すと言う小阪、谷川および太田²⁴⁾による報告と矛盾しない。これは界面の付着力の有無によるボンドクラック発生荷重レベルの相違およびモルタルクラック伝播経路の長さの相違による消費エネルギーの差異などによるものと考えられる。

本研究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 $n=1/7.78$ であり、通常のコンクリートとは異なっている。従って、インクルージョンの弾性係数の相違による影響を検討する必要がある。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.解析結果では、最大主応力の分布は図-3.22に示すようになる。この解析はマトリックスの材料定数として表-3.3の材令2週の値を使用し、インクルージョンの弾性係数とポアソン比をそれぞれ $7.08 \times 10^5 \text{kg/cm}^2$ および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2A-2シリーズの結果(図-3.16参照)の比較によれば、弾性係数比の小さい場合が大きい場合より圧縮応力部分の応力集中の度合いが大

きくなる。しかし、圧縮応力および引張応力集中が存在する位置は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るが、その応力分布に大きな相違はなく、本研究におけるような圧裂載荷時のコンクリートの破壊挙動の検討を試みる場合には問題はないと考えられる。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、別に行なった解析によれば、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及ぼす影響については無視できる程度である。

3.7 本章のまとめ

本章においては、コンクリートの圧裂引張破壊挙動に及ぼすインクルージョンの影響を明らかにするために、コンクリートを二相複合材料としてモデル化し、圧裂載荷下におけるモデルコンクリートの破壊挙動およびこれに関連した引張特性について論じた。極めて複雑に構成されているコンクリートを単純な二相材料としてモデル化したことあるいは乾燥収縮や温度差による影響が存在しないと言う条件下で試験を行なったことについては、実際のコンクリートとの関連性と言う点で多少の問題があると思われるが、単純なモデルコンクリートにおいてさえも複雑な応力分布あるいは破壊挙動を示すことを知り得た。以下に本研究によって明らかになった点を示し、本章の結論とする。

- 1) F. E. M. 解析結果およびモデル供試体の実測結果より、比較的単純なモデルコンクリートにおいても圧裂載荷により極めて複雑な応力あるいはひずみ分布を示すことがわかる。界面の付着が良好な場合、載荷軸上インクルージョン近傍のマトリックス部分で、低荷重レベルではもちろん、かなり高荷重レベルにおいても圧縮応力あるいは低引張応力部分が存在する。界面の付着の不良な場合は良好な場合とは明らかに応力分布状況に相違が見られ、載荷軸上インクルージョン近傍のマトリックス部分に高引張応力部分が存在する。
- 2) インクルージョン・マトリックスの境界変位より求めたボンドクラック発生荷重レベルは、1 A シリーズでは破壊荷重の45~65%、2 A シリーズでは破壊荷重の35~75%の範囲となる。これは多数の研究者によって示されている一軸圧縮載荷下のコンクリートのボンドクラック発生荷重レベルとほぼ同様の範囲を占めている。
- 3) 界面の付着の良好なシリーズにおいては、破壊荷重の95%の高荷重レベルにおいてもモルタルクラックの進展は観察されない。少なくとも本研究で用いたような実験条件では、モルタルクラックの進展と同時に糸の崩壊が生ずるものと考えられ、モルタルクラックが比較的低荷重レベルより安定して進展する一軸圧縮載荷の場合とは傾向を異にする。
- 4) 破壊直前における圧裂載荷下のボンドクラック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の考察によれば、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形状および位置に影響を受ける。また、一軸圧縮載荷下の破壊直前のボンドクラック幅に比べて圧裂載荷下のそれは極めて小さい値である。

5) 界面の付着の良否により、供試体の最終的な破壊の状況に明らかな相違が見られる。これは上の1)に述べた応力分布の状況と大きく関係しているようである。

付録-3.1 式(3.1)の誘導

(記号)

Δl =境界変位, ϵ_1 =境界部分に橋わたしたゲージのひずみ, ϵ_2 および ϵ_3 =それぞれ境界に近接した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, l_1 =境界部分に橋わたしたゲージの長さ, l_2 および l_3 =それぞれ境界部分に橋わたしたゲージのインクルージョン部分およびマトリックス部分の長さ, Δl_1 , Δl_2 および Δl_3 =それぞれ l_1 , l_2 および l_3 の変位。

図-3.23に示すように、長さ l_1 のゲージを境界部分に接着すると、生ずるひずみ ϵ_1 は

$$\epsilon_1 = \Delta l_1 / l_1 = (\Delta l_2 + \Delta l_3 + \Delta l) / l_1 \quad (3.3)$$

となる。 $l_2 = l_3 = l_1 / 2$ となるように境界部分にゲージを接着し、境界に近接したインクルージョンおよびマトリックス部分で測定したひずみ(ϵ_2 および ϵ_3)が橋わたした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ものとすれば、

$$\epsilon_2 = \Delta l_2 / l_2 = 2 \Delta l_2 / l_1 \quad (3.4)$$

$$\epsilon_3 = \Delta l_3 / l_3 = 2 \Delta l_3 / l_1 \quad (3.5)$$

が得られる。式(3.3), 式(3.4)および式(3.5)より、

$$\Delta l = l_1 (\epsilon_1 - 0.5 \epsilon_2 - 0.5 \epsilon_3) \quad (3.6)$$

となる。本研究では、 $l_1 = 5 \text{ mm}$ を用いていることから、

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

が得られる。

〈参 考 文 献〉

- 1) Dantu, M. P. : Étude des contraintes dans les milieux hétérogènes, Application au béton, Annales de l'Institut Technique du Bâtiment et des Travaux Publics, No.121, Janvier, 1958.
- 2) Swamy, R. N. : Study of the micro-mechanical behaviour of concrete using reflective photoelasticity, Matériaux et Constructions, Vol.4, No.24, 1971.
- 3) Swamy, R. N. : Fracture phenomena of hardened paste, mortar and concrete, Mechanical Behavior of Materials, Proc. Int. Conf. on Mechanical Behavior of Materials, Kyoto, Aug., 1971.
- 4) Swamy, R. N. and C. V. S. K. Rao : Fracture mechanism in concrete systems under uniaxial loading, Cement and Concrete Research, Vol.3, No.4, 1973.
- 5) 小阪義夫・谷川恭雄・太田福男：コンクリートの破壊挙動に及ぼす粗骨材の影響（第1報：モデル解析法による検討），日本建築学会論文報告集，第228号，昭和50年2月。
- 6) 小阪義夫・谷川恭雄：コンクリートの破壊挙動に及ぼす粗骨材の影響（第2報：マイクロクラック観察法による検討），日本建築学会論文報告集，第231号，昭和50年5月。
- 7) Glücklich, J. : Fracture of plain concrete, Jour. Engineering Mech. Div., ASCE, Vol.89, No.EM 6, Dec., 1963.
- 8) 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中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.
- 9) 丹羽義次・小柳治・中川浩二：三軸圧縮応力下におけるコンクリートの破壊過程，土木学会論文報告集，第185号，1971年1月。
- 10) Yoshimoto, A., S. Ogino and M. Kawakami : Microcracking effect on flexural strength of concrete after repeated loading, Jour. ACI, April, 1972.
- 11) 吉本彰・後藤紘海・荻野正嗣：一定荷重下におけるセメントモルタルばりの破壊時間に関する二，三の実験，材料，第21巻，第221号，昭和47年2月。
- 12) 小阪義夫・谷川恭雄：複合材料としてのコンクリートの力学的性質，材料，第24巻，第260号，昭和50年5月。
- 13) Buyukozturk, O. : Stress-strain response and fracture of a model of concrete in biaxial loading, Ph. D Dissertation, Cornell Univ., 1970.
- 14) 小林昭一：コンクリートの破壊機構，コンクリート工学，Vol.13, No.2, Feb., 1975.
- 15) 榎場重正・川村満紀・斉藤満：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，土木学会論文報告集，第238号，1975年6月。
- 16) 例えば，三本木茂夫・吉村信敏：有限要素法による構造解析プログラム，培風館，昭和45年。
Zienkiewicz, O.C. : The finite element method in engineering science, McGraw-Hill Publishing Co., London, 1971.
- 17) Hsu, T. T. C., F. O. Slate, G. M. Sturman and G. Winter : Microcracking of plain concrete and the shape of the stress-strain curve, Jour. ACI, Feb., 1963.
- 18) Shah, S. P. and S. Chandra : Critical stress, volume change, and microcracking of concrete, Jour. ACI, Sept., 1968.
- 19) Krishnaswamy, K. T. : Strength and microcracking of plain concrete under triaxial compression, Jour. ACI, Oct., 1968.

- 20) Buyukozturk, O., A. H. Nilson and F. O. Slate : Stress-strain response and fracture of a concrete model in biaxial loading, Jour. ACI, Aug., 1971.
- 21) Liu, T. C. Y., A. H. Nilson and F. O. Slate : Stress-strain response and fracture of concrete in uniaxial and biaxial compression, Jour. ACI, May, 1972.
- 22) 榑場重正・川村満紀・宮北啓・齊藤満：コンクリートの破壊機構に関する基礎的研究，セメント技術年報，昭和48年。
- 23) 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.
- 24) 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。

表-3.1 使用セメントの物理的性質

比 重	粉末度 88 μ 残 分%	凝 結		安定度 (浸水法)	フロー (mm)	曲げ強度 (kg/cm ²)				圧縮強度 (kg/cm ²)			
		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

表-3.2 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
1 A-2 1 A-12	2 12	1 個	ϕ 32mm	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
2 A-2 2 A-12	2 12	2 個	ϕ 19mm	
1 G-2 1 G-12	2 12	1 個	ϕ 32mm	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
2 G-2 2 G-12	2 12	2 個	ϕ 19mm	
S-2 S-12	2 12	0 個	-	インクルージョンなし

表-3.3 モルタルの性質

材 令 (週)	圧縮強度 (kg/cm ²)	引張強度 (kg/cm ²)	弾性係数 (kg/cm ²)	ポアソン比
2	355.2	30.5	2.2×10^5	0.2
12	433.7	38.3	2.7×10^5	0.2

表-3.4 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 ²)	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

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

表-3.5 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1 A-2シ
リーズ境界部分法線方向応
力(σ_θ)

θ(度)	σ _θ (kg/cm ²)*
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=1,000kgの場合、引張力が正

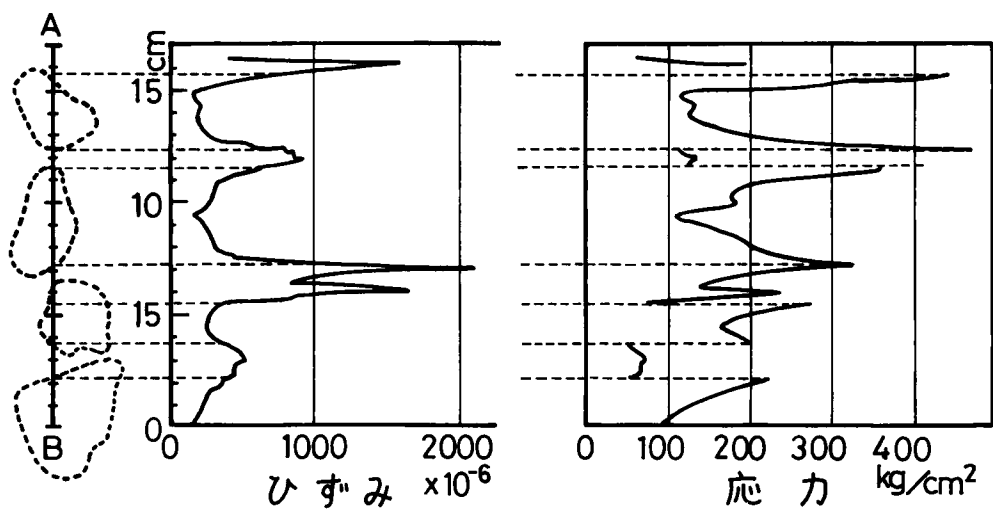


図-3.1 一軸圧縮载荷下におけるコンクリートの応力およびひずみ分布¹⁾

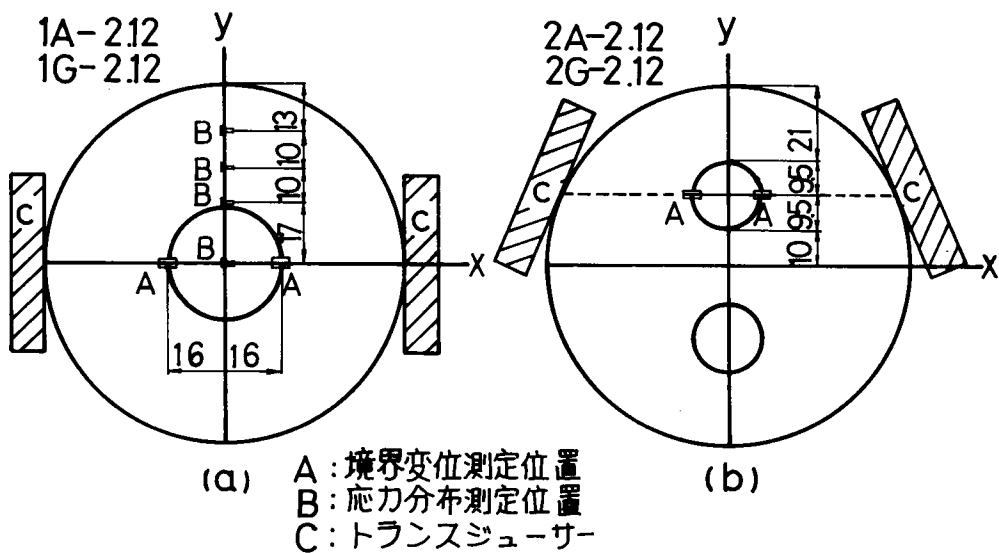


図-3.2 インクルージョンの埋め込み位置およびひずみ, 超音波パルス伝播時間測定位置 (単位: mm)

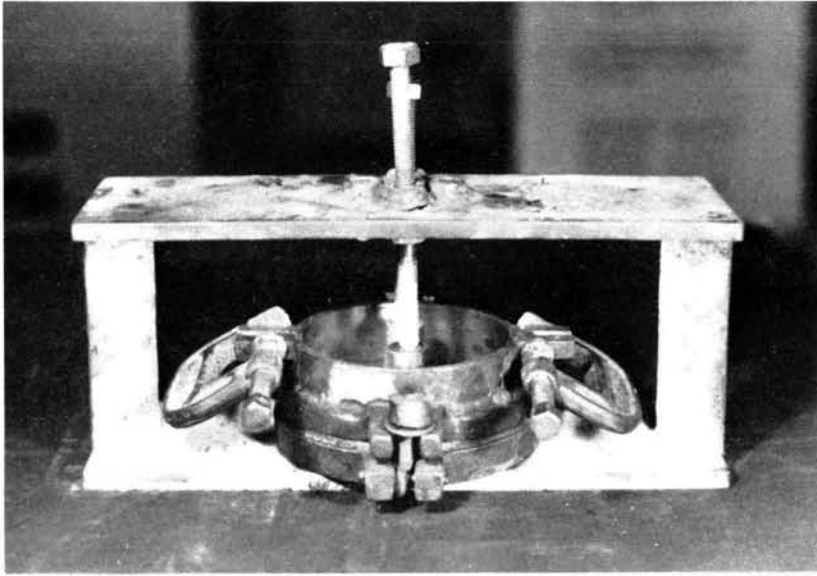


図-3.3 モデル供試体作製に際して使用した鋼製フレーム

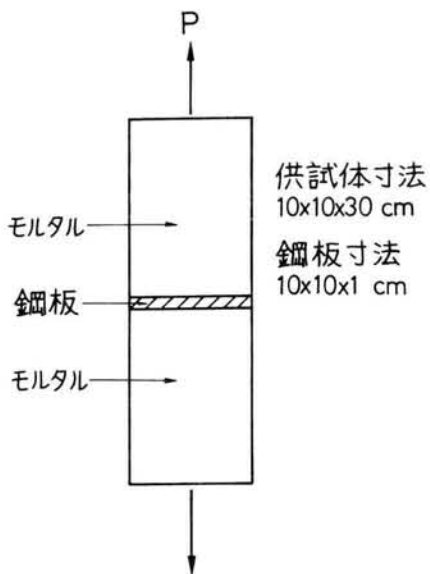


図-3.4 付着力測定用供試体の形状

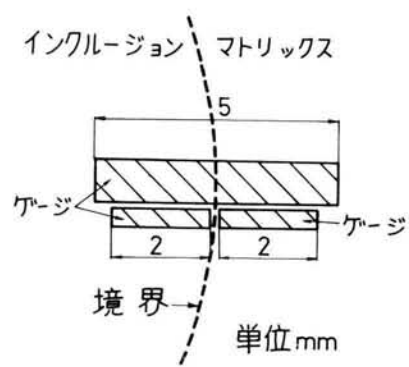


図-3.5 境界変位測定用ゲージの接着状況

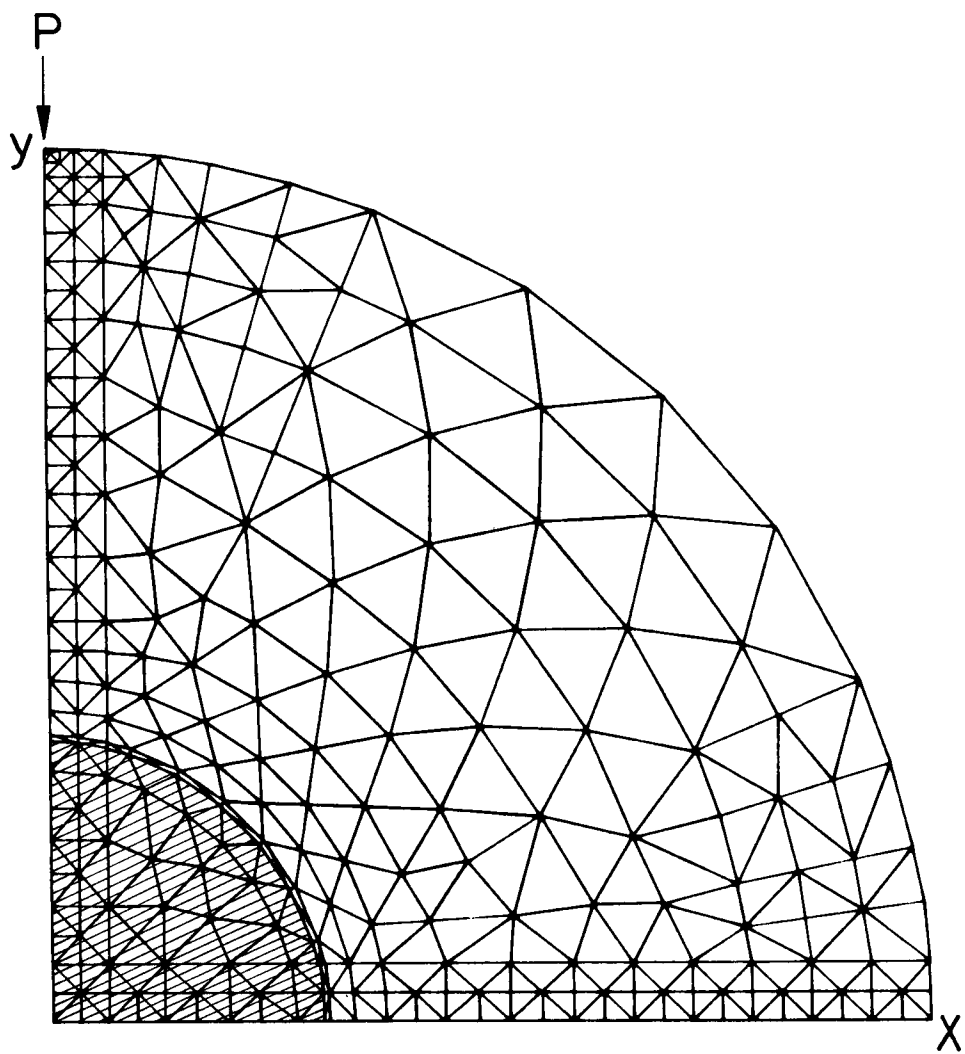


図-3.6 F. E. M. 解析に使用した要素分割の代表例 (1Aシリーズ)

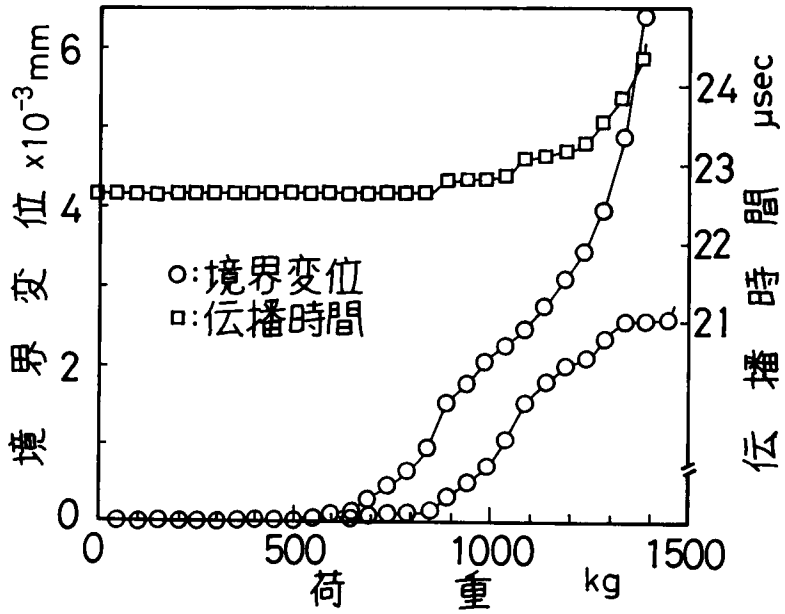


図-3.7 1A-2シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

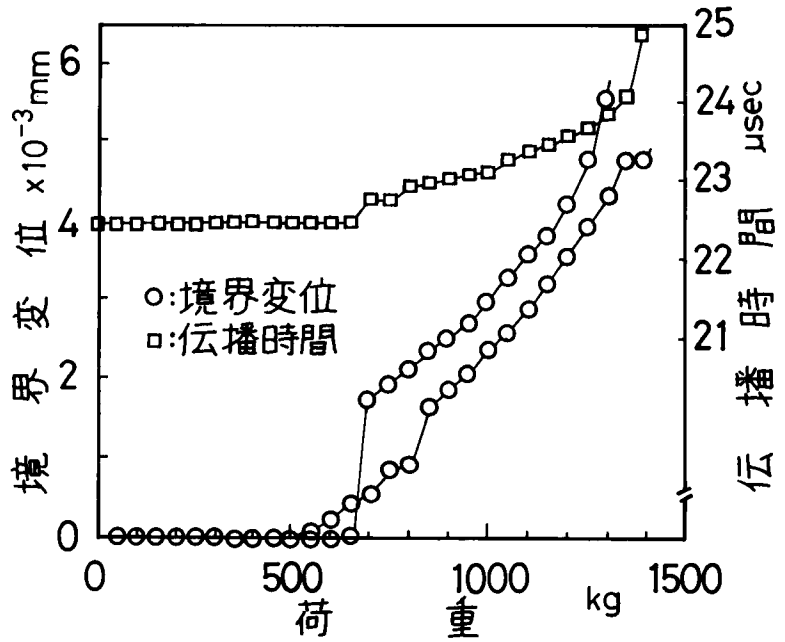


図-3.8 1A-12シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

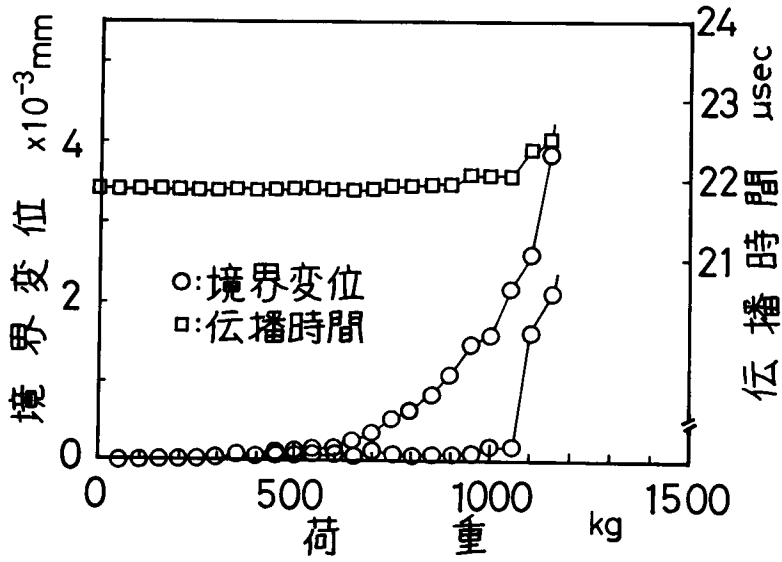


図-3.9 2A-2シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

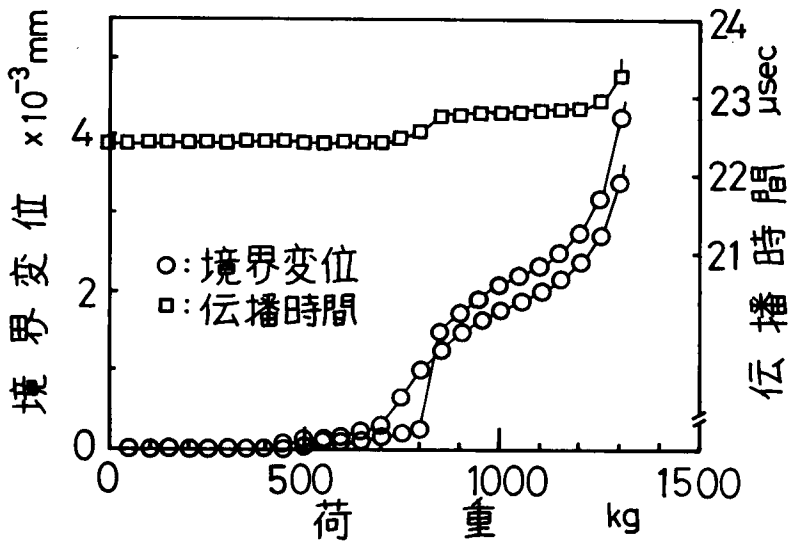


図-3.10 2A-12シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

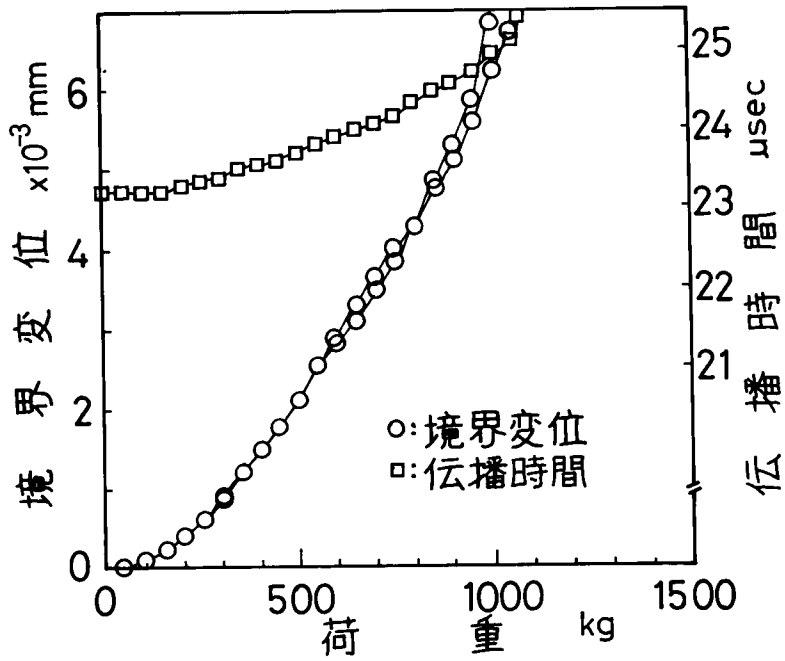


図-3.11 1G-2シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

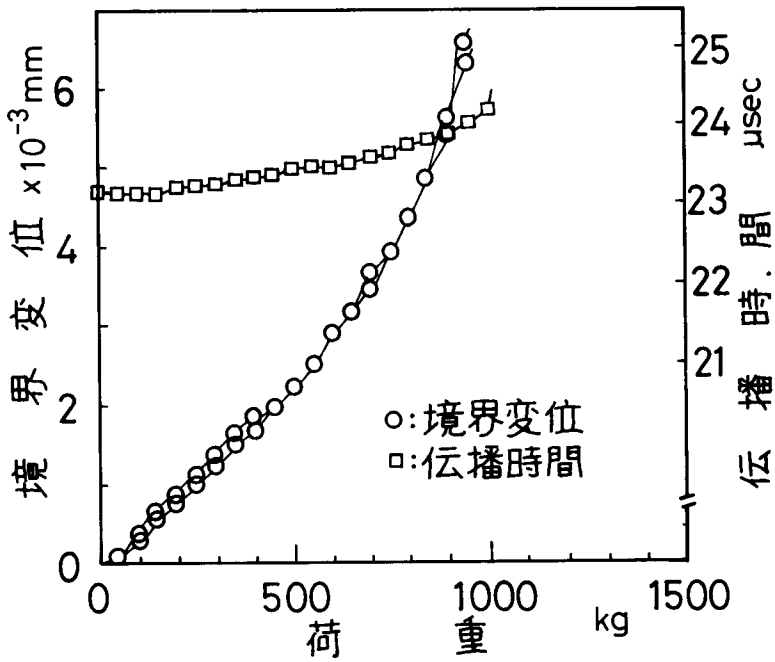


図-3.12 1G-12シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

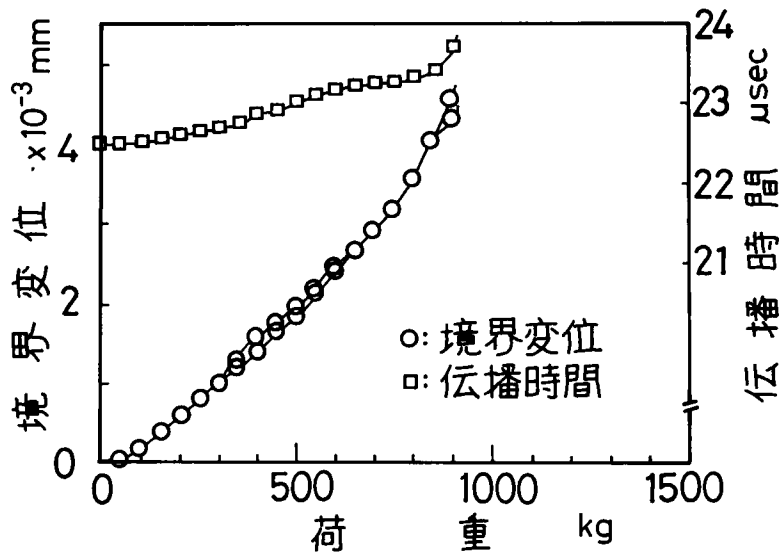


図-3.13 2G-2シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

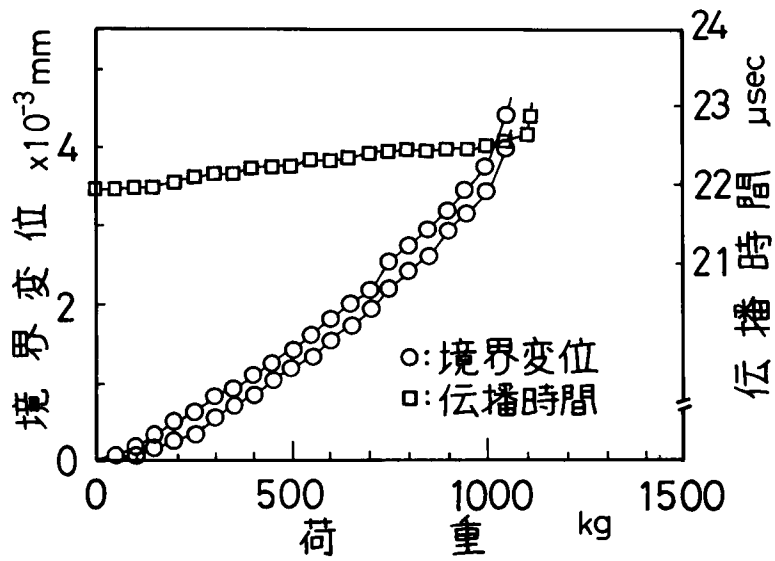


図-3.14 2G-12シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

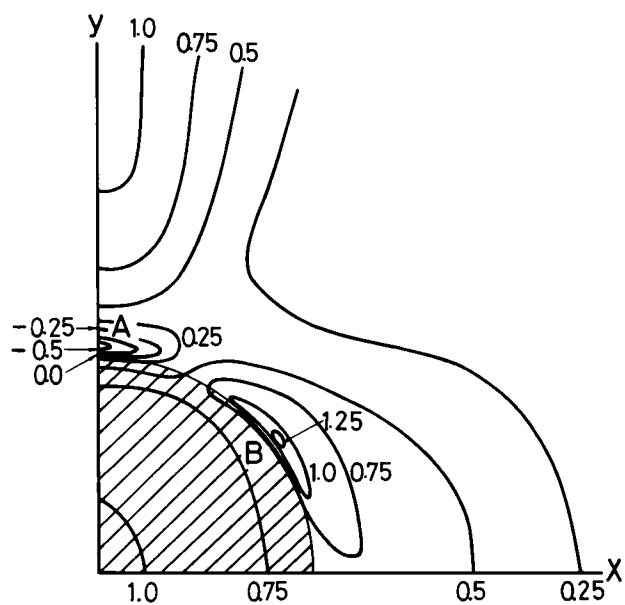


図-3.15 F. E. M. による 1 A-2 シリーズの最大主応力の分布 (引張りが正)

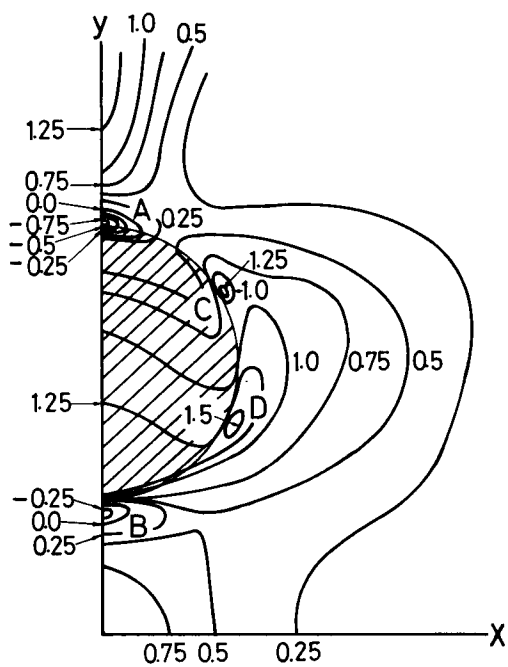


図-3.16 F. E. M. による 2 A-2 シリーズの最大主応力の分布 (引張りが正)

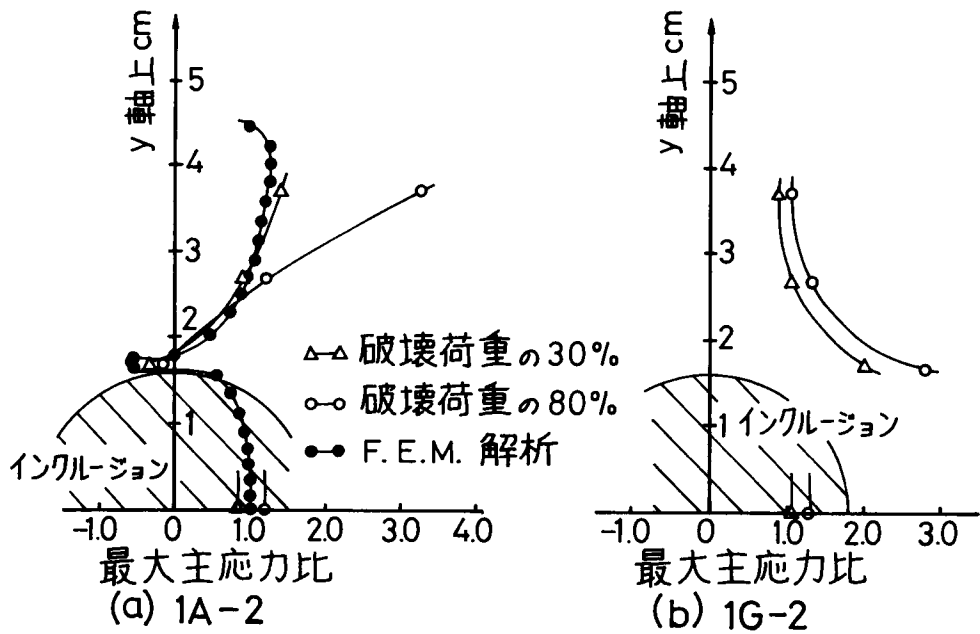


図-3.17 載荷軸上における主応力分布

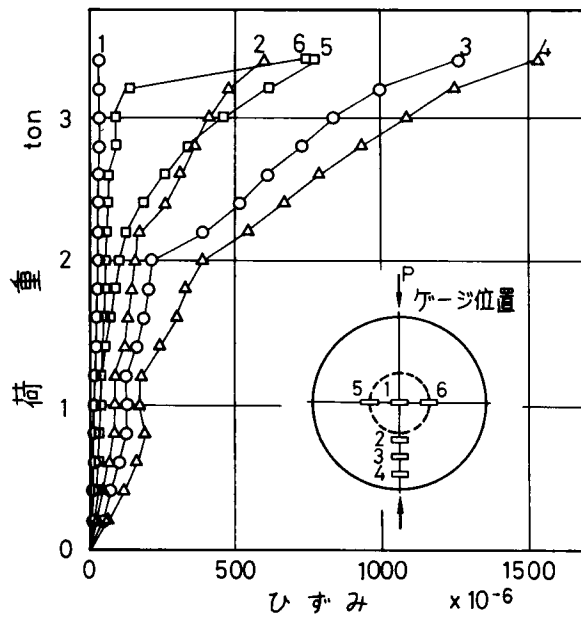


図-3.18 界面の付着の良いモデル供試体における荷重-ひずみ関係

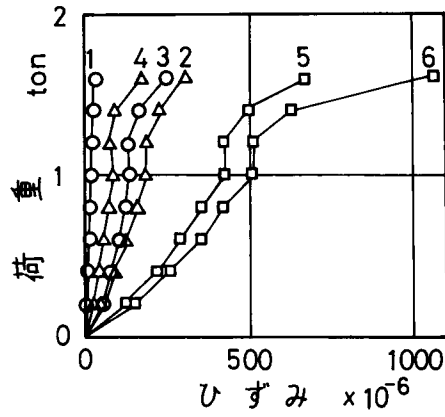


図-3.19 界面の付着の不良なモデル供試体における荷重-ひずみ関係 (ゲージ位置は図-3.18に同じ)

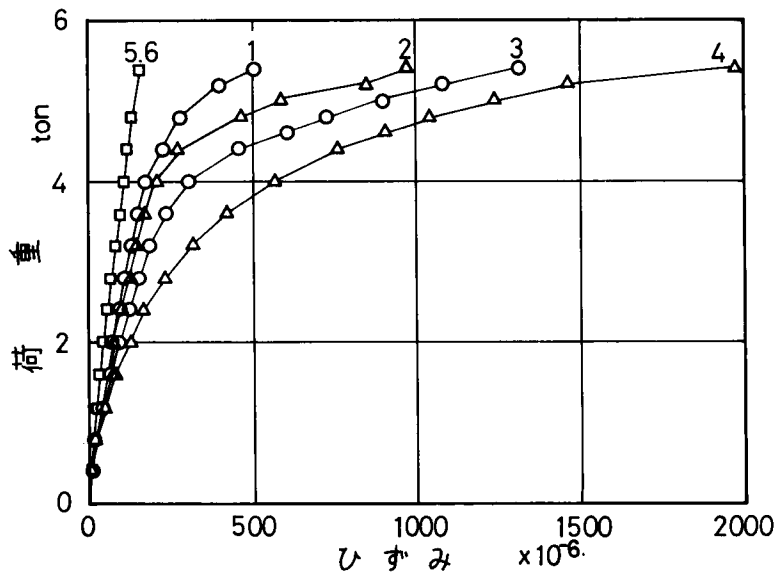
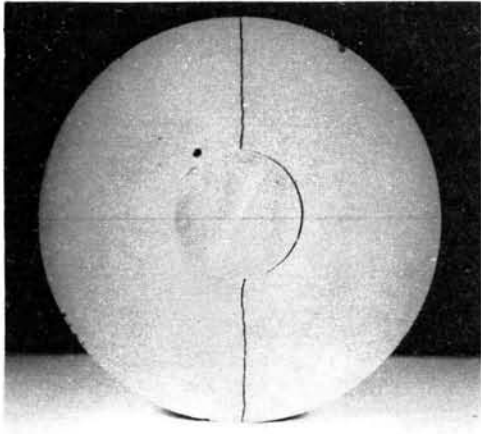
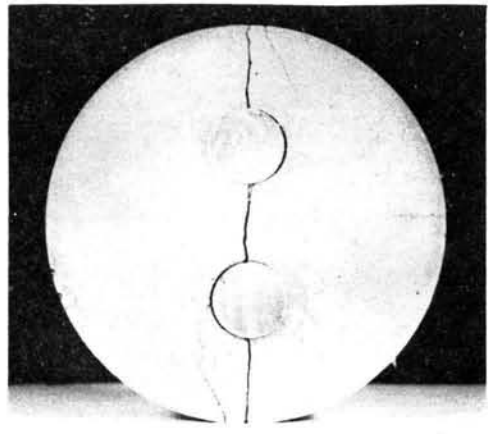


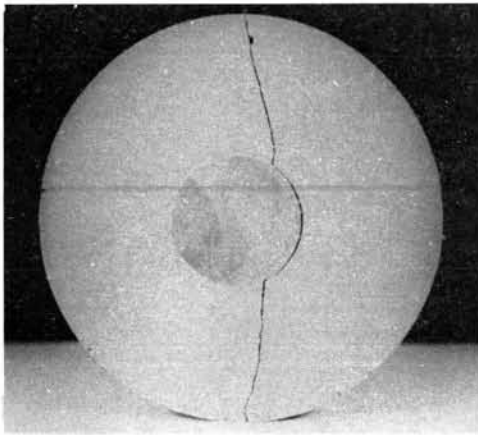
図-3.20 モルタルマトリックスのみより成る供試体の荷重-ひずみ関係 (ゲージ位置は図-3.18に同じ)



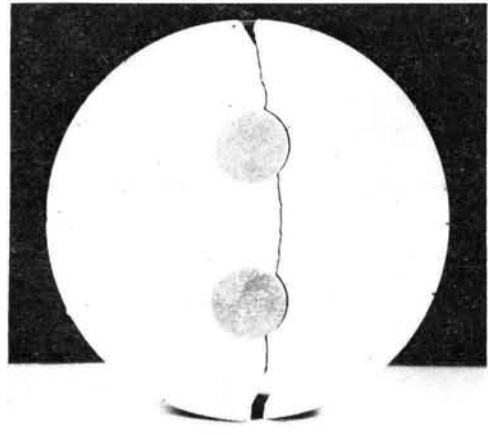
(a) 1 Gシリーズ



(b) 2 Gシリーズ



(c) 1 Aシリーズ



(d) 2 Aシリーズ

図-3.21 各シリーズモデル供試体の最終的な破壊状況

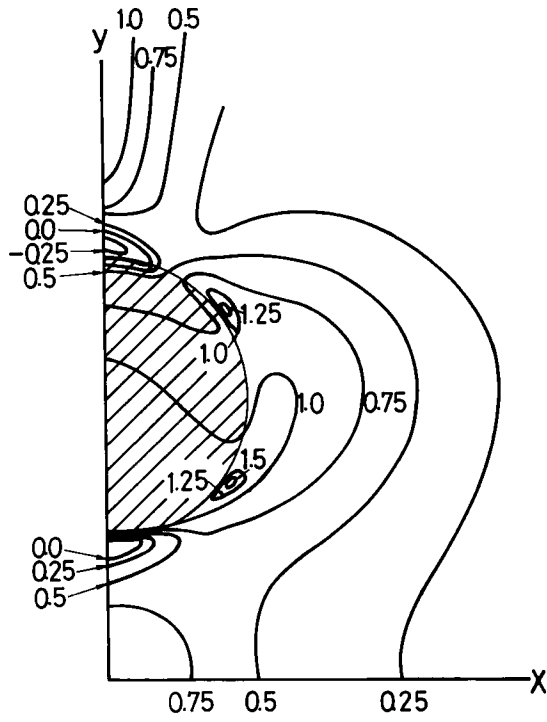


図-3.22 弾性係数比 $n = 1/3.22$ の場合の最大主応力の分布 (引張りが正)

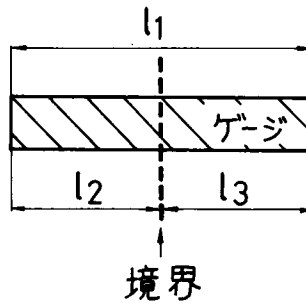


図-3.23 ゲージの接着状況

第4章 コンクリートの圧裂引張強度および純引張強度に関する研究

4.1 概 説

コンクリートの引張強度の測定に際しては、現在圧裂試験が多用されている。しかし、2章の2.3.1項で述べたように、コンクリートの圧裂引張強度と純引張強度は必ずしも一致せず、圧裂試験によって求めた引張強度を直ちにコンクリートの引張強度として使用するには多少の不安がある。表-2.1に示したように、過去に行なわれた多数の研究によれば、圧裂引張強度と純引張強度の大小関係はコンクリートの配合要因によって影響を受ける傾向が見られる。この傾向は圧裂と純引張強度の差異がコンクリートの複合性に起因する可能性を示しているようである。一般によく見受けられる圧裂引張強度と純引張強度の不一致が、純引張試験における偏心など単なる試験条件によるものではなく、コンクリートの複合性に起因するものであるならば、圧裂試験より得られる引張強度を配合要因に基づいて修正することが可能になる。従って、コンクリートの圧裂および純引張強度特性に及ぼすコンクリートの複合性の影響を明らかにすることは、圧裂試験によって信頼できる正確な引張強度を決定できると言う点で重要である。

以上のような観点から、本章においてはコンクリートの複合性と引張強度特性の関係を明らかにするために、普通および軽量コンクリートを二相材料としてモデル化したコンクリートの圧裂および純引張載荷下におけるボンドクラック発生応力、破壊直前のボンドクラック幅、圧裂および純引張強度などの破壊挙動を準巨視的レベルで検討する。また、F. E. M. 解析を用いてモデルコンクリートと同様の条件下における応力分布、ボンドクラックおよびモルタルクラックの進展状況、圧裂および純引張強度を理論的に求め、圧裂および純引張試験におけるコンクリートの複合性の影響を定性的に明らかにする。続いて、コンクリートの細粗骨材の材質、粗骨材容積比および粗骨材の粒形が異なる種々のコンクリートの引張強度特性と配合要因の関係を実験的に検討することにより、モデルコンクリートより得られる定性的傾向を明確にする^{1),2)}。

4.2 モデルコンクリートによる圧裂および純引張強度の検討

4.2.1 実験計画および実験方法

1. モデル供試体の作製および種類

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-4.1に示すとおりである。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%、セメント砂比（重量比）0.5のモルタルである。

インクルージョンの弾性係数がマトリックスのそれより大きい値を有する普通コンクリートをモデル化

するモデル粗骨材としては、材質 SS41, $\phi 32\text{mm}$ の円形断面を有する鋼棒を使用した。使用に際しては、# 60および# 180のサンドペーパーで鋼棒の表面を磨いた。インクルージョンの弾性係数がマトリックスのそれより小さい軽量骨材コンクリートをモデル化するモデル粗骨材としては、市販カオリン (K) と早強ポルトランドセメント (C) を用いた水セメント比 ($W/(C+K)$) 53.5%, セメントカオリン比 (重量比) 1.0の一種のプラスチックソイルセメントを $\phi 32\text{mm}$ の円柱型枠に打設したものであり、1週間の水中養生の後に所定の供試体中に打設した。ソイルセメントの配合は $\phi 5 \times 10\text{cm}$ の円柱型枠を用いて、図-4.1に示す材令3週における割線弾性係数と水セメント比の関係を求め、弾性係数が $7.0 \times 10^4 \text{kg/cm}^2$ となるように決定したものである。表-4.2にモルタルマトリックス(材令2週)およびモデル粗骨材の材料定数および強度を示す。普通コンクリートをモデル化するために鋼材インクルージョンを使用することは、鋼材の弾性係数が通常の骨材のそれより大きく、モデルコンクリートの複合性を強調することになる。しかし、本研究におけるようにコンクリートの複合性と引張強度特性の関連性を定性的に明らかにすることを目的とする場合には事実上問題ないと考えられる。軽量インクルージョンの弾性係数はやや小さい値であるが、実際の軽量骨材がこの程度の値であるとする報告^{3),4),5),6)}もあることから、 $7.0 \times 10^4 \text{kg/cm}^2$ を採用した。本実験で使用した軽量インクルージョンの圧縮強度 158.0kg/cm^2 および引張強度 17.1kg/cm^2 は、多数の研究結果^{6),7),8),9),10)}に見られる通常の軽量骨材の平均的な値である。

圧裂試験用モデル供試体は直径10cm, 厚さ3cmの円盤中に、また純引張試験用モデル供試体は $10 \times 10 \times 30\text{cm}$ の角柱体中にそれぞれ図-4.2に示すように円形モデル粗骨材を1個埋め込んだものである。純引張試験では得られる引張強度が供試体の細長比によって影響を受けると言われている¹¹⁾。本実験においても、純引張強度が供試体形状によって影響を受けないように細長比を3.0とした。圧裂試験では図-4.2に示すようにY軸が、純引張試験ではX軸が荷重方向である。モデル粗骨材の大きさ(直径32mm)は各供試体の最小寸法の1/3を越えないように決定した。供試体作製には、荷重方向と直角の方向にモルタルを打設し、木づちを使用して十分な締め固めを行なった。モデル供試体は打設後2週間、温度21℃の水中で養生し、その後荷重試験を行なった。

試験方法の相違、インクルージョンの材料特性およびインクルージョン・マトリックス界面の付着状況の相違によるモデル供試体の種類は12種である。モデル供試体の種類およびその記号を表-4.3に示す。表中の“界面に付着力を有するもの”および“界面の付着力を0としたもの”は3章で用いたモデル供試体同様それぞれ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および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を意味する。Dシリーズでは絞りにより断面を30%縮小した。SA, DA および SAL, DAL シリーズはそれぞれ普通および軽量モデルコンクリートを表わす。しかし、鋼材インクルージョンとモルタルの付着性状が軽量インクルージョンとモルタルの付着性状と異なる可能性が考えられ、普通コンクリートシリーズと軽量コンクリートシリーズの比較検討に際しては、インクルージョンの材料特性と界面の付着性状の影響を考慮する必要がある。これら二つの影響を含む実験結果からインクルージョンの材料特性と界面の付着性状の影響を分離して考察することは一般に困難である。従って、本研究においてはインクルージョンの材料特性の影響のみを明らか

かにするために、インクルージョン・マトリックス界面の付着力を0としたSG、DGおよびSGL、DGLシリーズに関する実験結果をもあわせて考察する。本章に関する圧裂および純引張強度特性を検討するための試験用供試体の総数は101個であり、表-4.4に各シリーズの供試体個数を示す。

本章で用いる試験供試体は3章に示した供試体と同一の配合および養生条件下で作製され、同一の条件下で試験がなされている。また、それぞれの使用セメントの強さは表-3.1および表-4.1に示すように材令1週および4週で極めて近い値となる。従って、引張強度特性の比較検討には3章の結果の一部が使用可能と考える。なお、本章では3章の1A-2および1G-2シリーズをそれぞれSAおよびSGシリーズとして用いている。

2. 載荷方法およびインクルージョン・マトリックスの境界変位測定

載荷方法は圧裂試験ではJIS A 1113に準じた。純引張試験では図-4.2に示すように純引張モデル供試体の端部にφ16mm、長さ100mmのボルト4本を埋め込み、ナットを使用して引張加力装置を取りつけた。圧裂試験および純引張試験における載荷速度はそれぞれ2 kg/sec および5 kg/sec とし、各供試体内の引張応力の増加速度が同一となるように考慮した。インクルージョン・マトリックスの境界変位を得るためにひずみの測定を行なった。測定位置は図-4.2に示すとおりである。ゲージの種類、長さおよび接着状況は3章に示す場合と同様であり、式(3.1)により算出した値を境界変位とした(付録-3.1を参照)。

4.2.2 F.E.M.による理論的解析

1. F.E.M.解析の概要

供試体内の応力分布、ボンドクラックおよびモルタルクラックの進展状況および引張強度を知り、モデル実験による結果と比較検討するために、F.E.M.による二次元弾性解析を行なった。解析は対称性を考慮してモデル供試体の1/4について行ない、インクルージョン・マトリックス界面の付着性状を考慮するために幅の狭い境界要素を考えた。モデル供試体は平面応力状態にあるものと仮定し、直接反復法^{12),13)}を用いてクラック進展状況を解析した。直接反復法とはまず系を等方性弾性体として解き、あらかじめ与えられた破壊条件によってある要素が破壊したとき、破壊の状況に応じて要素の剛性を修正し、このような異方性を持ったものとして解析を続行するものである。解析に用いた要素は三角形一次要素であり、モデル供試体の要素分割を図-4.3に示す。図に示すように、圧裂供試体と純引張供試体の要素分割はインクルージョン内部、境界部分およびインクルージョン周辺のマトリックス部分においては全く同一となるようにした。分割要素数は圧裂シリーズでは383個、純引張シリーズでは403個である。

圧裂試験に際しては、JIS A 1113に示す方法によって載荷を行なっても、実際には多少の分布幅を持つ荷重が加わるものと考えられる。Machida¹⁴⁾は普通コンクリートの圧裂試験では供試体直径のほぼ1/15程度の荷重分布幅を観察しており、本研究における観察結果もほぼ同様の値を示していることから、圧裂載荷下のモデル供試体では供試体直径の1/15の分布荷重が作用するものとして解析を行なった。純引張載荷下のモデル供試体については等分布荷重が加わるものとした。インクルージョン、境界部分およびマトリックスは弾性的に挙動するものとし、解析には表-4.2に示す弾性係数およびポアソン比を採

用した。境界部分はマトリックスと同様の材料定数を有するものとした。なお、引張力を正として結果を考察する。

2. インクルージョンおよびマトリックス部分におけるクラックのシミュレーション

インクルージョンおよびマトリックスはクラックを生ずる際には理想的な脆性材料として、弾性的に挙動するものと仮定する。これらのクラックは各要素の最大主応力がある値に達したときに生ずるとする最大主応力説に従うものとし、マトリックス部分では表-4.2に示すモルタルの純引張強度に、軽量インクルージョンではその圧裂引張強度に達したときにクラックが生ずるものとした。鋼材インクルージョンは鋼材の引張強度が大きいことから破壊しないものとした。

ある要素にクラックが生じたとき、クラックの方向は最大主応力方向と直角をなすものとする。そして、その要素内ではクラックと直角方向の引張応力と剪断応力を伝達しないように要素の剛性の修正がなされ、系は一部に直交異方性の要素を有する状態で計算が続行される。計算の続行に伴って、もし先にクラックを生じた要素内においてクラックと平行な方向の引張応力が先に述べた破壊の基準を越えたとき、再びこの要素は破壊し、総ての応力を伝達しないように要素の剛性の修正がなされる。なお、実際の計算は以下に示すように行なった。

一般に F. E. M. 二次元解析では、三角形要素 g の剛性マトリックス $[K_g]$ は

$$[K_g] = Ah[C^{-1}]^T[B]^T[D][B][C^{-1}] \quad (4.1)$$

で示される。ここで、 A = 三角形要素の面積、 h = 要素の厚さ、 $[C]$ = 節点変位-未定係数マトリックス、 $[B]$ = ひずみ-未定係数マトリックスおよび $[D]$ = 応力-ひずみマトリックスである。式 (4.1) より得られる各要素の剛性マトリックスを組み合わせ、系全体の剛性マトリックスを作成し、外荷重と拘束条件を考慮することによって、節点変位 $\{\delta g\}$ が算出できる。得られた節点変位 $\{\delta g\}$ より、

$$\{\epsilon\} = [B][C^{-1}]\{\delta g\} \quad (4.2)$$

を用いてひずみ $\{\epsilon\}$ が得られ、応力 $\{\sigma\}$ は

$$\{\sigma\} = [D]\{\epsilon\} \quad (4.3)$$

で示される。いま、図-4.4(a)に示すように全体座標系 $x-y$ と θ の角度を有する局部座標系 $x'-y'$ を考えると、応力とひずみの関係は

$$\{\sigma'\} = [D']\{\epsilon'\} \quad (4.4)$$

で示することができる。ここで、 $\{\sigma'\}$ 、 $\{\epsilon'\}$ および $[D']$ = それぞれ局部座標系における応力、ひずみおよび応力-ひずみマトリックスである。 $[D]$ と $[D']$ の関係は式(4.5)に示す座標変換マトリックスを用いて、式 (4.6) のようになる。

$$[T] = \begin{bmatrix} \cos^2\theta & \sin^2\theta & \frac{\sin 2\theta}{2} \\ \sin^2\theta & \cos^2\theta & -\frac{\sin 2\theta}{2} \\ -\sin 2\theta & \sin 2\theta & \cos 2\theta \end{bmatrix} \quad (4.5)$$

$$[D] = [T]^T[D'] [T] \quad (4.6)$$

式 (4.6) より, 式 (4.1) および式 (4.3) はそれぞれ

$$[K_g] = Ah[C^{-1}]^T[B]^T[T]^T[D]^T[T][B][C^{-1}] \quad (4.7)$$

$$\{\sigma\} = [T]^T[D]^T[T]\{\epsilon\} \quad (4.8)$$

のようになる。局部座標系においてクラックを生ずる以前の応力-ひずみ関係は, 平面応力状態であることから,

$$\begin{Bmatrix} \sigma'_x \\ \sigma'_y \\ \tau'_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon'_x \\ \epsilon'_y \\ \gamma'_{xy} \end{Bmatrix} \quad (4.9)$$

で得られ,

$$[D]' = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} \quad (4.10)$$

式 (4.10) を式 (4.7) および式 (4.8) に用いることにより, 応力を算出することができる。ここで, σ'_x, σ'_y および τ'_{xy} = それぞれ局部座標系における応力成分, ϵ'_x, ϵ'_y および γ'_{xy} = それぞれ局部座標系におけるひずみ成分, E = 弾性係数および ν = ポアソン比である。

いま, 図-4.4(b) に示すように局部座標系 $x'-y'$ の y' 軸に平行に引張応力によるクラックを生じたとすると, この要素では x' 軸方向の引張応力と要素内の剪断応力の伝達が不可能となることから, 応力-ひずみマトリックス $[D]'$ を

$$[D]' = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (4.11)$$

となるように修正し, 計算を続行する。また, 先にクラックを生じた要素内で図-4.4(c) に示すように x' 軸に平行に再びクラックを生じたときは, 全ての方向に応力を伝達しないように応力-ひずみマトリックス $[D]'$ を

$$[D]' \equiv 0 \quad (4.12)$$

となるように修正する。

3. インクルージョン・マトリックス界面におけるクラックのシミュレーション

コンクリートを二相複合材料としてモデル化する場合, 一般にマトリックスあるいはインクルージョン部分よりも結合強度が小さいと考えられるインクルージョンとマトリックスの界面付着性状を考慮する必要がある。本解析においては, インクルージョンとマトリックスの境界に幅の狭い境界要素を用い, 界面の付着性状およびその破壊のモデル化を行なった。

界面に付着力を有するシリーズの解析には, 図-4.5 に示すモール・クーロン理論による破壊条件によ

り境界要素にクラックが生ずるものとした。図中の $C=21.0\text{kg/cm}^2$ および $\phi=36^\circ$ という値は Taylor および Broms¹⁵⁾, 小阪, 谷川および太田¹⁶⁾が行なった一軸圧縮試験による粗骨材とモルタル間の剪断ボンド強度に関する実験結果を参考にして決定したものである。図中の t 点の値は純引張試験による鋼材とモルタルの付着力¹⁷⁾より $t=17.5\text{kg/cm}^2$ と決定したものである。また, C 点と t 点を直線で連結し, 引張応力と剪断応力を受ける場合の破壊条件とすることは, Kao および Slate¹⁸⁾が測定した引張-剪断応力下の粗骨材とモルタルの破壊包絡線がほとんど直線であることから考えて, 妥当なものと考えられる。なお, 図-4.5 に示すモール・クローンの破壊条件は鋼材および軽量インクルージョンを使用する場合の双方に適用し, インクルージョンの材料特性のみが異なる場合に生ずる破壊挙動の相違を明らかにする。

境界要素でインクルージョン・マトリックス界面に垂直な圧縮応力と剪断応力によってクラックを生じた場合は, 垂直方向圧縮力は伝達するが剪断応力は伝達しないように応力-ひずみマトリックス $[D]'$ を

$$[D]' = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (4.13)$$

となるように修正する。また, 境界要素で垂直方向引張応力と剪断応力によってクラックを生じた場合は, 垂直方向引張応力, 剪断応力ともに伝達しないようにその要素の応力-ひずみマトリックスを式(4.11)のように修正する。

界面の付着力が 0 であるシリーズの解析については, まず界面の付着が完全であるとして解析を行ない, 総ての境界要素の界面に垂直な方向の応力の正, 負の判定を行なう。続いて, 垂直方向応力の正, 負に応じてあらかじめ総ての境界要素にクラックが生じているものとして解析を進めた。

界面に付着力を有するシリーズ, 付着力 0 のシリーズともにクラックの進展に伴って境界要素の応力状態に変化を生ずる。この応力状態の変化を考慮して, 一度クラックを生じた境界要素の破壊の状況を修正する必要がある。本解析では, すでにクラックを生じている境界要素において界面に垂直な方向の応力が負から正へと変化したとき, この要素では垂直応力を伝達しないように応力-ひずみマトリックスを修正する。また, すでにクラックが生じている境界要素の接線方向引張応力が先に述べたモルタルマトリックスの破壊基準を越えたとき, 再びこの要素は破壊し, 接線方向の応力をも伝達しないように応力-ひずみマトリックス $[D]'$ を式(4.12)または式(4.14)のように修正する。

$$[D]' = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (4.14)$$

4.2.3 圧裂および純引張載荷下におけるモデルコンクリートの応力分布に関する考察

図-4.6 および図-4.7 にそれぞれクラック発生前の圧裂および純引張モデルコンクリートの最大主応力の分布を示す。図中の等主応力線の値(最大主応力比)は圧裂および純引張供試体ともに供試体内の最大主応力と同一荷重におけるインクルージョンを含まない場合の y 軸上の最大主応力との比である。

図中の等主応力線の間隔は SA, SAL, DA および DAL シリーズでは 0.2 とし、その他のシリーズでは 0.5 とした。

F. E. M. 解析によって得られる応力分布を比較検討する場合、解析によって得られる応力分布の信頼性が重要となる。インクルージョン・マトリックス界面に付着力を有するシリーズでは、すでに 3 章の図-3.17(a) に示したようにボンドクラックを生ずる以前の低荷重レベルの応力分布は y 軸上で実測値と解析結果が非常によく一致している。界面の付着力が 0 のシリーズについては、3 章の図-3.17(b) に示した実測による y 軸上の応力分布と F. E. M. 解析による y 軸上の応力分布の関係は図-4.8 に示すようになり、応力分布の傾向および最大主応力比の値がほぼ一致している。このように、界面の付着が良好な場合、不良な場合ともにモデル供試体より得た実測による応力分布と F. E. M. による応力分布がよく一致していることから、先に述べた F. E. M. 解析方法はほぼ妥当であると考えられる。

図-4.6 および図-4.7 に示すように、クラック発生以前において圧裂および純引張供試体ともにインクルージョンの存在による応力分布の乱れが見られる。図-4.6 と図-4.7 の対比よりわかるように、モデル供試体内部の応力分布は圧裂と純引張試験のような試験方法の相違によって大きく相違する。すなわち、普通コンクリートをモデル化した SA と DA シリーズを比較すると、SA シリーズの y 軸上インクルージョン近くのマトリックス部分において圧縮応力が生ずる点は DA シリーズとの大きな相違である。応力分布の状況は全体として圧裂供試体の方が純引張供試体より複雑である。軽量コンクリートをモデル化した SAL と DAL シリーズでは、ともに y 軸上のマトリックス部分に引張応力集中が生じ、前者の応力集中度は明らかに後者より大きい。界面の付着力が 0 である SG と DG シリーズでは、SG シリーズのインクルージョン内部に極めて大きい圧縮応力集中が生じ、DG シリーズの傾向と大きく異なっている。しかし、 y 軸上のマトリックス部分に存在する引張応力の大きさについては両者間に大きな差はない。一方、軽量骨材を有する SGL と DGL シリーズについては、ともに y 軸上のマトリックス部分に引張応力集中が生じ、SGL シリーズの応力集中度は明らかに DGL シリーズより大きい。また、インクルージョン内部の応力分布においても両者間に相違が見られる。SC および DC シリーズの応力分布の傾向は類似しているが、SC シリーズの y 軸上のマトリックス中の引張応力は DC シリーズよりも極めて大きい。これらの結果は試験方法の相違によって供試体中の応力分布が異なることを示すだけでなく、同一の試験方法においてもインクルージョン・マトリックス界面の付着の良否およびインクルージョンとマトリックスの弾性係数の相対的な大小関係によって応力分布が異なることを示している。

界面に付着力を有するシリーズでは、一般にその破壊挙動が複雑であり、図-4.6 および図-4.7 に示す応力分布が直接引張強度に結びつきにくい。しかし、界面の付着力が 0 である SG, SGL, DG, DGL シリーズおよびインクルージョン部分が空洞である SC, DC シリーズでは先に示した応力分布が引張強度に直接関係する可能性が考えられる。圧裂試験においては、図-4.6 に示すようにインクルージョンの弾性係数が小さくなるとともに、すなわち SG, SGL, SC シリーズの順に y 軸上のマトリックス部分の引張応力集中が急激に大きくなる。一方、純引張試験においては図-4.7 に示すように、 y 軸上の引張応力集中度はインクルージョンの弾性係数によってほとんど影響を受けず、DG, DGL, DC シリーズはと

もにはほぼ等しい応力集中を示している。先に述べたように、SG と DG シリーズの引張応力集中度はほぼ等しいので、インクルージョンの弾性係数が小さくなるに従って、圧裂供試体の引張応力集中度が純引張供試体より急激に大きくなる。これらの結果はインクルージョンの弾性係数の大きさがインクルージョン周辺に生ずる応力集中度に与える影響が圧裂と純引張载荷下では異なり、ひいては最終的な引張強度に影響する可能性を示している。

4.2.4 圧裂および純引張载荷下におけるボンドクラック発生応力レベルに関する考察

図-4.9～図-4.12 は各種モデル供試体の荷重の増加に伴うインクルージョン・マトリックスの境界変位を示す。

界面に付着力を有するモデル供試体、すなわち SA, SAL, DA および DAL シリーズでは、図-4.9 および図-4.10 に示すように低荷重レベルで境界変位はほぼ 0 である。これら界面に付着力を有する供試体においては、SAL シリーズを除いて、ある荷重レベルで境界変位が急激に増加する。3 章でも述べたように、境界変位の急激な増加はその荷重レベルで図-4.2 に示す x 軸上のインクルージョン・マトリックス界面にボンドクラックが生じたことを意味し、その後次第に増加する境界変位は荷重の増加に伴うクラック幅の増加と考えられる。圧裂载荷下の軽量インクルージョンを有する SAL シリーズでは、一般に破壊に至るまで境界変位の増加は認められず、ボンドクラックを生じないようである。界面の付着力が 0 であるモデル供試体、すなわち SG, SGL, DG および DGL シリーズでは、図-4.11 および図-4.12 に示すように境界変位の増加はほとんど载荷と同時に生じ、その後破壊に至るまで境界変位はほぼ直線的に増加する。表-4.5 に境界変位が急激に増加し始める荷重レベルをボンドクラック発生荷重レベルとして得たボンドクラック発生応力を示す。SAL シリーズでは、12 個の試験供試体の内、3 個についてのみ高荷重レベルで境界変位の急激な増加が見られたが、表-4.5 には 3 個の結果を除いて示す。

普通コンクリートをモデル化したシリーズのボンドクラック発生応力は、表-4.5 に示すようにかなりのバラツキを示すが、圧裂载荷下の SA シリーズでは平均 $12.4\text{kg}/\text{cm}^2$ 、純引張载荷下の DA シリーズでは平均 $5.7\text{kg}/\text{cm}^2$ となる。この結果は純引張試験では圧裂試験に比べて約 $1/2$ の応力レベルで x 軸上のインクルージョン・マトリックス界面にボンドクラックが生ずることを示しており、試験方法が相違することにより界面の破壊挙動に相違を生ずることがわかる。Jones¹⁹⁾ は圧裂および純引張コンクリート供試体について引張応力方向の超音波伝播速度の測定を行ない、純引張供試体が圧裂供試体に比べてより早期に超音波伝播速度の減少を示すことを報告している。この Jones が得た結果は実際のコンクリートにおいても上述のモデルコンクリートの場合と同様に純引張試験では圧裂試験に比べて低応力レベルにおいてクラックが生ずることを示すものである。軽量コンクリートをモデル化したシリーズでは、純引張载荷下の DAL シリーズのボンドクラック発生応力は平均 $17.2\text{kg}/\text{cm}^2$ となり、かなりの高応力レベルとなる。しかし、圧裂载荷下の SAL シリーズでは破壊 ($20.7\text{kg}/\text{cm}^2$) に至っても一般にボンドクラックは発生することなく、軽量骨材を用いたモデルコンクリートにおいても試験方法によって界面の破壊挙動に明らかな相違が見られる。

SA と SAL シリーズの比較および DA と DAL シリーズの比較よりわかるように、インクルージョン

の弾性係数が大より小に変化すると、圧裂試験ではボンドクラックが生じていたものが生じなくなり、純引張試験ではボンドクラックの発生が低荷重レベルより高荷重レベルになる。従って、同一の載荷条件においてもインクルージョンの弾性係数や界面の付着状況の変化、すなわちコンクリートの複合性の変化によって、引張応力下のコンクリートの破壊挙動に相違が生ずることがわかる。

図-4.2に示すように、境界変位の測定はインクルージョンの両側2個所で行なっている。この二つの境界変位の内、最終的な破壊につながる側の破壊直前の境界変位を破壊直前のボンドクラック幅として表-4.6に示す。ここで、“破壊直前”とは破壊荷重の99%の荷重レベルを意味する。

インクルージョン・マトリックス界面の付着力が0であるシリーズについては、表-4.6に示すようにSGとDGシリーズでは破壊直前のボンドクラック幅はほぼ等しい範囲となり、SGLとDGLシリーズについても、SGLシリーズのボンドクラック幅がやや幅広い範囲を示しているが、DGLシリーズとはほぼ等しい範囲を占めている。普通コンクリートをモデル化したシリーズについては、SAシリーズの破壊直前のボンドクラック幅は $6.5\sim 7.5\times 10^{-3}\text{mm}$ 、DAシリーズのそれは $2.5\sim 4.0\times 10^{-3}\text{mm}$ となり、前者のボンドクラック幅が後者のほぼ2倍となっている。軽量コンクリートをモデル化したSALとDALシリーズでは、前者が破壊に至ってもボンドクラックを生ぜず、後者のボンドクラック幅が $1.5\sim 4.5\times 10^{-3}\text{mm}$ となることから、明らかに後者が前者より大きいボンドクラック幅を示す。以上の結果より、界面に付着力を有するシリーズでは、圧裂と純引張りのような試験方法の相違によって、破壊直前のボンドクラック幅が異なることがわかる。Kaplan²⁰⁾は普通コンクリートに関して圧裂および純引張試験のひずみ測定（圧裂試験では載荷軸上中央部で測定）を行ない、ボンドクラック幅の影響を大きく受けると考えられる破壊荷重の95%の荷重レベルにおけるひずみは圧裂試験が純引張試験より約2倍程度大きな値を与えることを報告している。このKaplanの結果は、先に述べた本研究における普通コンクリートをモデル化したシリーズに関する結果と一致している。

4.2.5 F.E.M.解析によるクラック進展状況

図-4.13および図-4.14にF.E.M.解析より得られた圧裂および純引張モデル供試体のクラック発生形態を示す。黒く塗った要素がクラックを生じた要素である。クラックの進展状況については、SG、SGL、SCシリーズおよびDG、DGL、DCシリーズでは、図-4.13および図-4.14に示す①より②へとクラックが進展する。SAシリーズでは、①にボンドクラックが生じ、②へ進展する。その後①より③へボンドクラックが生じ、続いて③より④へモルタルクラックが進展する。SALシリーズでは、①にモルタルクラックが生じ、②へ進展する。その後①より③へ骨材中にクラックが生じ、続いて②より④へモルタルクラックが進展する。DAシリーズでは、①にボンドクラックが生じ、②および③へとほぼ同時に進展する。その後③より④へとモルタルクラックが進展する。DALシリーズでは、①にモルタルクラックが生じ、②へ進展する。その後①より③へ骨材クラックが、②より④へモルタルクラックがほぼ同時に進展する。

図-4.15および図-4.16に各シリーズモデル供試体の最終的な破壊状況の代表例を示す。DALシリーズでは14個の試験供試体の内、1個についてのみ図-4.16(b2)に示すようにインクルージョンの

破壊が見られた。図-4.13 と図-4.15, 図-4.14 と図-4.16 の比較により, F. E. M. 解析によるクラック発生形態と実験によるモデル供試体の破壊状況とが DAL シリーズを除いてはよく一致していることがわかる。DAL シリーズにおける F. E. M. 解析によって得られたクラック発生形態が実際の破壊状況と異なるのは, F. E. M. 解析において軽量インクルージョンを用いた供試体における界面の破壊条件を鋼材インクルージョンを用いた供試体と同一であると仮定したためと考えられる。ただし, DAL シリーズモデル供試体においても, 一部の供試体には骨材を貫くクラックが生じた(図-4.16 (b2) 参照)。モデル供試体の破壊状況と F. E. M. 解析によるクラック発生形態が一般によく一致していることより, F. E. M. 解析結果はクラック進展方向およびクラック発生形態の相違などを検討する場合には十分信頼できると考える。

F. E. M. 解析より得られたクラックの進展状況は載荷法の相違, インクルージョン・マトリックス界面の付着の良否およびインクルージョンの弾性係数の大小に関係なく, 総てインクルージョン・マトリックス界面よりモルタルマトリックスへと進行する。試験方法の相違によるクラック進展状況を検討すると, SG と DG シリーズ, SGL と DGL 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は Y 軸に一致するか Y 軸の近くであり, モルタルクラックは総てインクルージョン側より生じ, そのクラック進展状況は類似している。SC と DC シリーズでもモルタルクラックは総てインクルージョン側より生じ, そのクラック進展状況は類似している。普通コンクリートをモデル化した SA と DA シリーズについては, 両シリーズともに最初にボンドクラックが生じ, モルタル部分へと進展する。しかし, 純引張シリーズではボンドクラックは総て界面に垂直な引張応力と剪断応力によって生ずるのに対して, 圧裂シリーズではボンドクラックの一部が圧縮応力と剪断応力によって生ずる。さらに, 図-4.13(a) と図-4.14(a) の③の位置を比較することよりわかるように, ボンドクラックよりモルタルクラックに移る位置に両者間で相違が見られる。軽量コンクリートをモデル化した SAL と DAL シリーズでは, 圧裂および純引張載荷ともにボンドクラックは生ぜず, 最初にインクルージョン近くのマトリックスにモルタルクラックが生じ, その後インクルージョン, 続いて他のマトリックス部分へとクラックは進展する。この結果はモルタルマトリックスより小さい弾性係数を持つインクルージョンの存在によって, インクルージョンの引張強度より 86% も大きい引張強度を有するモルタルマトリックスに最初の破壊が生ずることを示しており, 圧裂および純引張試験より得られる引張強度は単に粗骨材の強度のみに支配されるのではなく, 粗骨材の弾性係数の大小によっても影響を受けることがわかる。

F. E. M. 解析では, 界面の付着状況を SA, SAL, DA および DAL シリーズについては等しいとしていることから, 上に述べた解析結果は同一の試験条件においてもインクルージョンの弾性係数の変化によって引張応力下のコンクリートの破壊挙動に相違が生ずることを示しており, 先の 4.2.4 項で述べたモデル供試体による実験結果を裏付けている。

4.2.6 圧裂および純引張強度の比較検討

モデル供試体の圧裂および純引張試験より得られた各シリーズの引張強度および変動係数を表-4.7 に示す。SC および DC シリーズの引張強度の算出には, これらのシリーズは弾性係数 0 のインクルー

ジョンを有すると言う考えから、他のシリーズと同様にそれぞれ下に示す式(4.15)および式(4.16)を用いた。

$$\sigma_s = 2P/\pi D \ell \quad (4.15)$$

$$\sigma_t = P/\ell b \quad (4.16)$$

ここで、 σ_s = 圧裂引張強度、 σ_t = 純引張強度、P = 外力、D = 供試体の直径、 ℓ = 供試体の長さおよび b = 供試体の幅である。

F. E. M. 解析より得られた各シリーズの圧裂および純引張強度を表-4.8に示す。F. E. M. 解析より得られる引張強度とは、クラック発生形態の解析に際して各要素を破壊するのに必要な外荷重をそれぞれ求め、これらの内の最大のものを式(4.15)および式(4.16)に代入して算出したものである。

表-4.7と表-4.8を比較すると、モデル供試体の載荷試験より得られた引張強度と F. E. M. 解析より得られた引張強度の間には差異が見られる。この差異は F. E. M. 解析では最初にある一つの要素にクラックを生じた後、クラックによる異方性を持ったものとしてその系を再び解析するという過程を繰り返すものであり、実際の供試体における「安定した破壊の伝播」→「不安定な破壊の伝播」→「強度破壊」のような破壊過程を F. E. M. 解析においては正確にモデル化できないことに主として起因するものと考えられる。F. E. M. 解析による引張強度は実験値より小さい値を示すが、同一の方法で全シリーズを解析しており、得られた引張強度はコンクリートの複合性の相違による圧裂引張強度と純引張強度の関係を定性的に検討するには十分使用可能と考えられる。

準巨視的レベルでは均等質と考えられるモルタルでは、実験より得られた純引張強度(σ_t)と圧裂引張強度(σ_s)の比(σ_t/σ_s)が0.97となり、圧裂引張強度と純引張強度はよく一致している。普通コンクリートをモデル化した SA と DA シリーズの実験および解析による σ_t/σ_s はそれぞれ0.81および0.80となり、明らかに圧裂引張強度が純引張強度より大きくなる。これに反して、軽量コンクリートをモデル化した SAL と DAL シリーズの実験および解析による σ_t/σ_s はそれぞれ1.13および1.79となり、純引張強度が圧裂引張強度より明らかに大きく、インクルージョンの材料特性の変化による影響が見られる。なお、SAL と DAL シリーズの実験と解析による σ_t/σ_s の差異はモデル供試体の界面性状と F. E. M. 解析で仮定した界面の付着性状の相違およびこれに基づく DAL シリーズの破壊挙動の相違によると考えられる。SG と DG シリーズの実験および解析による σ_t/σ_s はそれぞれ0.95および1.06となり、圧裂引張強度と純引張強度はほぼ等しい。SGL と DGL シリーズの実験および解析による σ_t/σ_s はそれぞれ1.97および2.08、SC と DC シリーズの σ_t/σ_s はそれぞれ2.37および2.56となり、純引張強度が圧裂引張強度より極めて大きい値となる。以上の結果は界面に付着力を有するシリーズ、界面の付着力0のシリーズともにインクルージョンの弾性係数が減少すると、 σ_t/σ_s は増大し、コンクリートの複合性の変化が圧裂引張強度と純引張強度の関係に影響することを示している。

4.2.3項で述べたモデルコンクリートの応力分布および4.2.4項、4.2.5項で述べたボンドクラック発生応力レベル、破壊直前のボンドクラック幅、クラック進展状況などの破壊挙動と σ_t/σ_s の関係を検討すると、引張応力の集中度と破壊挙動の総て、すなわち引張強度に影響すると考えられるファクターが総

てほぼ等しい値を示す SG と DG シリーズでは、実験および解析結果ともに圧裂引張強度と純引張強度はほぼ等しい値を示している。その他の SA と DA シリーズ、SAL と DAL シリーズ、SGL と DGL シリーズおよび SC と DC シリーズでは、前述の応力分布と破壊挙動の総てあるいは一部が異なっており、実験および解析結果ともに圧裂引張強度と純引張強度に差異がある。以上の結果より、コンクリートの複合性が圧裂引張強度と純引張強度の大小に影響する有力な原因の一つであると考えられる。

コンクリートの複合性が圧裂引張強度と純引張強度の大小に影響することを明確にするためには、従来より考えられている強度差の理由を検討することが重要である。圧裂と純引張強度の強度差が存在する理由として、

- a) 純引張試験では偏心を生じやすく、偏心による応力のために純引張強度が小さい値となる。
- b) 純引張試験に際して、供試体の打設方向と載荷方向が一致した場合には、ブリージングの影響により粗骨材・モルタル界面の破壊を生じやすく、純引張強度が小さい値となる。
- c) 圧裂試験では、供試体の載荷位置直下部分に圧縮の二軸応力状態が生ずる。この二軸応力状態はモルタルなどでは圧裂引張強度に影響しないが、粗骨材を有する普通コンクリートでは圧裂引張強度に影響し、結果として圧裂引張強度が純引張強度より大きい値となる²¹⁾。
- d) 圧裂と純引張試験のような試験方法の相違によって破壊を生ずる可能性のあるエリアの大きさが異なることの影響。すなわち、純引張供試体では最終的な破壊は供試体全体の最も弱い部分であり、圧裂試験では載荷軸上に破壊が限定されていることにより、一般に圧裂引張強度は純引張強度より大きい値となる²²⁾。
- e) 上述 d) の考えを一步進めて、破壊が載荷軸上に限定されている圧裂試験では、より強度の強い骨材を通して破壊が進行するか、あるいはその骨材を迂回して破壊が進行することにより破壊に対する抵抗性が増大し、結果として圧裂引張強度が大きい値となる²³⁾。
- f) コンクリートの応力-ひずみ関係が非線形であるにもかかわらず圧裂試験においては弾性解を用いて引張強度を算出していることにより、ひずみ分布が理論値と異なり、圧裂引張強度が純引張強度より大きい値となる^{22),24),25)}。

など、従来より多数の考え方が存在する。しかし、本研究における実験条件、解析条件およびその結果に基づいて上述の引張強度差の理由の適否を考えて見ると、

a) については、F. E. M. 解析では偏心は全く存在しないのに σ_t/σ_s は 0.80~2.56 の範囲を示すことおよび 2 章の 2.3.1 項で述べた普通コンクリートの σ_t/σ_s は明らかに 1.00 より小さい値であるが、モルタルの σ_t/σ_s は 1.00 前後であると言うような配合要因が異なる場合の σ_t/σ_s の相違を説明できないことから、単に偏心によって純引張強度は圧裂引張強度より小さい値となるなどとは言えない。

b) については、F. E. M. 解析では打設方向は存在せず、モデル供試体作製に際しては引張応力方向と直角方向より打設がなされており、本研究で見られる圧裂と純引張強度の差異の理由とはならない。

c) については、本研究では供試体中央部にインクルージョン 1 個を有するモデルコンクリートを対象としており、圧裂供試体の載荷位置直下部分はモルタルマトリックスである。従って、c) の考え方が

正しければ、インクルージョンを有するシリーズにおいてもモルタルマトリックスのみより成るシリーズと同様 $\sigma_t/\sigma_s \approx 1.00$ が成り立つべきである。しかし、結果は明らかに圧裂と純引張強度に差異があることから、c)の考え方は引張強度差の理由とはならない。

d)については、本研究ではインクルージョン1個を有するモデルコンクリートが対象で、破壊を生ずる位置がインクルージョン周辺に限定されている。特に界面の付着力が0のシリーズでは、圧裂および純引張試験ともにY軸上において破壊が生ずるにもかかわらず、圧裂と純引張強度に差異が見られることから、d)の考え方のみでは引張強度差を説明できない。

e)については、特に実験によるデータに基づいたものではなく、また軽量骨材コンクリートあるいは純引張載荷下の状況については言及していないが、普通コンクリートの圧裂載荷下の破壊過程を考慮しており、コンクリートの複合性を意識したものと考えられる。

f)については、コンクリートが等質等方であると仮定して、弾性解を使って求めた圧裂引張強度は塑性理論に基づいて得られた結果と大差ないことがChenおよびChang²⁶⁾によって確かめられている。

以上に述べた引張強度差の理由の検討より、コンクリートの複合性が圧裂と純引張強度の大小関係に影響すると言う考え方は、モルタル、普通コンクリートおよび軽量コンクリートの圧裂と純引張強度の関係を統一的に説明できるものであると考えられる。

4.3 普通および軽量コンクリートの圧裂および純引張強度に関する考察

4.3.1 実験計画および実験方法

1. 使用材料および配合の種類

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-4.9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、F.M.2.70の川砂およびF.M.2.44の人工軽量砂の2種類を使用した。粗骨材としては、最大寸法20mmの川砂利および碎石、最大寸法15mmの造粒型軽量骨材および非造粒型軽量骨材の4種類を使用した。普通細粗骨材および人工軽量細粗骨材の粒度はそれぞれ土木学会およびJISに定める粒度範囲内にあるものであり、各細粗骨材の比重および吸水量は表-4.10に示すとおりである。

2種の細骨材および4種の粗骨材を用いて打設したモルタルおよびコンクリートの種類は8種であり、その組合せを表-4.11に示す。N_mおよびL_mシリーズはそれぞれ普通および軽量砂を用いたモルタルである。各シリーズの粗骨材とモルタルマトリックスの弾性係数の相対的な大小関係については、GN_mとCN_mシリーズは粗骨材の弾性係数がモルタルマトリックスの弾性係数より大きく、L_pN_mとL_rN_mシリーズは逆にマトリックスの弾性係数が粗骨材の弾性係数より大きく、L_pL_mとL_rL_mシリーズは粗骨材とマトリックスの弾性係数が同程度となる組合せである。表-4.12に各シリーズの配合を示す。表に示すようにモルタルの配合は総て水セメント比およびセメント砂比をそれぞれ55%および0.42とし、同一の性質を有するモルタル中に粗骨材を容積比で0.45まで加えたものである。なお、GN_mシリーズについてのみ粗骨材容積比0.50について実験を行なったが、粗骨材容積比0.50の配合はワーカビリティが

極めて悪く、他のシリーズについては粗骨材容積比0.45を上限とした。

2. 供試体の作製および試験方法

圧縮および圧裂試験用供試体は $\phi 10 \times 20\text{cm}$ の円柱供試体である。純引張試験用供試体は図-4.17に示す型枠中にコンクリートを打設したものであり、 $10 \times 10 \times 30\text{cm}$ 直方体中央部に30%の断面縮小を施すために、図-4.18に示す絞り板を図-4.17のようにセットして使用した。各供試体は打設後48時間、恒温恒湿室（温度 21°C 、湿度 $85\% \pm 5\%$ ）にて湿空養生され、その後13日間の水中養生を行なった。試験時の材令は15日である。

圧縮および圧裂試験はそれぞれ JIS A 1108および JIS A 1113に基づいて行なった。純引張試験では、図-4.17 および図-4.19(a) に示すように供試体端部に $\phi 16\text{mm}$ 、長さ 100mm のボルトを片側に4本ずつ計8本挿入し、これに引張加力装置を取りつけた。載荷速度は JIS の圧裂試験において規定されている引張応力の増加速度、毎分 $4 \sim 5 \text{ kg/cm}^2$ と等しくなるように 5 kg/sec とした。各シリーズの測定値は3個の結果の平均である。

3. 弾性係数の測定

本研究では、圧縮、圧裂および純引張強度を決定するとともに、各載荷条件下における弾性係数を求めた。圧縮弾性係数および純引張弾性係数の測定には、ゲージ長 67mm のひずみゲージを各供試体に2枚ずつ接着し、得られた応力-ひずみ関係より破壊荷重の1/3点における割線弾性係数を算出した。

圧裂試験による弾性係数の測定は、圧裂試験に際して引張強度と同時に弾性係数が決定できれば有益であると言う考えにより試みられたものである。木山²⁷⁾は供試体を等質等方な弾性体であると仮定し、図-4.20に示すように圧裂試験供試体側面にひずみゲージを互いに直角となるように接着して、下に示す式(4.17)により弾性係数を算出した。

$$E_s = \frac{2P}{\pi D l} \cdot \frac{\{(3\delta - 3\gamma - \alpha + \beta) - (3\delta + 3\gamma + \alpha + \beta)(\epsilon_h/\epsilon_v)\}}{\epsilon_v \{(\delta - \gamma) - (\delta + \gamma)(\epsilon_h/\epsilon_v)\}^2} \quad (4.17)$$

ここで、 α 、 β 、 γ および δ は

$$\alpha = (l_1/D) \cdot \delta' / (\alpha' \delta' - \beta' \gamma')$$

$$\beta = (l_1/D) \cdot \beta' / (\alpha' \delta' - \beta' \gamma')$$

$$\gamma = (l_1/D) \cdot \gamma' / (\alpha' \delta' - \beta' \gamma')$$

$$\delta = (l_1/D) \cdot \alpha' / (\alpha' \delta' - \beta' \gamma')$$

であり、 α' 、 β' 、 γ' および δ' は

$$\alpha' = (l_1/D) + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{4n+1} \cdot (l_1/D)^{4n+1}$$

$$\beta' = 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2n}{4n-1} \cdot (l_1/D)^{4n-1} - 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2n}{4n+1} \cdot (l_1/D)^{4n+1}$$

$$\gamma' = 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{4n-1} \cdot (l_1/D)^{4n-1}$$

$$\delta' = 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2n-1}{4n-3} \cdot (\ell_1/D)^{4n-3} - 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2n-1}{4n-1} \cdot (\ell_1/D)^{4n-1}$$

である。 E_s = 圧裂試験によって得られる弾性係数, P = 外力, D = 供試体の直径, ℓ = 供試体の厚さ, ϵ_n = 荷重と直角方向に接着したゲージのひずみ, ϵ_v = 荷重と平行な方向に接着したゲージのひずみおよび ℓ_1 = ひずみゲージの長さである。使用したゲージの長さ $\ell_1 = 67\text{mm}$, 供試体の直径 $D = 10\text{cm}$ を用いて α , β , γ および δ を算出することができ, 圧裂弾性係数は

$$E_s = -\frac{2P}{\pi D \ell} \cdot \frac{0.4762 - 3.5117(\epsilon_n/\epsilon_v)}{\epsilon_v \{0.4006 - 0.7465(\epsilon_n/\epsilon_v)\}^2} \quad (4.18)$$

で得ることができる。圧裂試験におけるひずみ測定は図-4.19(b) に示す試験状況で行なった。

4.3.2 コンクリートの配合要因が引張強度特性に及ぼす影響

実験より得られた各シリーズの圧縮, 圧裂および純引張強度を表-4.13 に示し, 圧裂および純引張強度と粗骨材容積比の関係をそれぞれ図-4.21 および図-4.22 に示す。

マトリックスとして川砂を用いたコンクリートでは, 川砂利, 砕石, 造粒型軽量骨材および非造粒型軽量骨材などいずれの粗骨材を用いても (GN_m , CN_m , L_pN_m および L_rN_m シリーズ), 図-4.21 および図-4.22 に示すように粗骨材容積比が0.35までは圧裂引張強度, 純引張強度ともに明らかに減少し, 粗骨材容積比0.45に至ると減少傾向が鈍ったり, 逆に増加する傾向が見られる。軽量砂を用いたモルタルマトリックス中に造粒型および非造粒型軽量骨材を有する L_pL_m および L_rL_m シリーズについては, 粗骨材容積比が0.20程度までは多少の減少傾向を示すが, その後の粗骨材容積比の増加に伴う圧裂および純引張強度の変化は非常に小さく, 上述の4種のシリーズとは傾向を異にするとと言える。 $\phi 16.6\text{mm}$ のガラス玉を粗骨材としたモデルコンクリート²⁸⁾, 2cm角のモルタルを粗骨材としたモデルコンクリート²⁹⁾ および $\phi 16.3\text{mm}$ のガラス玉, 整粒の玉砂利, 軽量骨材を粗骨材としたコンクリート³⁰⁾ では, 粗骨材容積比が増加すると圧縮強度がほぼ直線的に減少することが知られている。本研究における圧縮強度と粗骨材容積比の関係は図-4.23 に示すように粗骨材容積比0.35までは全シリーズではほぼ直線的に圧縮強度の減少を示すが, 粗骨材容積比0.45に至ると粗骨材に角ばりを有する CN_m , L_rN_m および L_rL_m シリーズが, 粗骨材容積比0.50では GN_m シリーズが圧縮強度の増加を示し, 粗骨材容積比の増加によって必ずしも圧縮強度が直線的に減少しない。従来本研究の結果の相違は, 従来本研究が整粒のモデル骨材あるいは整粒の普通および軽量粗骨材を用いた不連続粒度のコンクリートによってなされたものであり, 本研究におけるような適正な連続粒度のコンクリートとはその強度特性が異なることによると考えられる。すなわち, 連続粒度のコンクリートでは, 粗骨材容積比が大きくなると粗骨材どうしのかみ合いなど粗骨材の相互作用の影響が大きくなることによって, 圧縮強度が大きくなると考えられる。先に述べた圧裂および純引張強度と粗骨材容積比の関係において, 粗骨材容積比が0.45と大きくなると一部のシリーズで引張強度の増加を示すのは, 圧縮強度の場合と同様に粗骨材の相互作用の影響である可能性が考えられる。

図-4.24 は純引張強度 (σ_t) と圧裂引張強度 (σ_s) の比 (σ_t/σ_s) と粗骨材容積比の関係を示すもので

ある。準巨視的レベルでは均等質と考えられる N_m および L_m シリーズでは、 σ_t/σ_s はそれぞれ 0.99 および 1.06 であり、圧裂引張強度と純引張強度はほぼ等しい値となる。細骨材および粗骨材ともに普通骨材を用いた GN_m および CN_m シリーズでは、粗骨材容積比の増加とともにほぼ直線的に σ_t/σ_s が減少し、明らかに圧裂引張強度と純引張強度に差異を生ずる。粗骨材容積比 0.45 では、純引張強度は圧裂引張強度に比べて 20～25% 程度小さい値を示し、川砂利コンクリートの方が碎石コンクリートよりも粗骨材容積比に伴う σ_t/σ_s の減少の割合は著しいようである。細骨材および粗骨材ともに軽量骨材を用いた L_pL_m および L_rL_m シリーズにおいては、粗骨材の形状および粗骨材容積比が σ_t/σ_s に影響を及ぼすことはなく、 σ_t/σ_s は総て 1.00～1.06 の範囲となり、これらのシリーズでは圧裂引張強度と純引張強度はほぼ等しくなる。粗骨材のみに軽量骨材を用いた L_pN_m および L_rN_m シリーズでは、 L_pN_m シリーズの粗骨材容積比 0.35 において σ_t/σ_s が 1.03 とやや大きい値を示しているが、全体的には粗骨材容積比の増加とともに σ_t/σ_s はわずかに減少する傾向を示し、粗骨材容積比 0.45 では純引張強度は圧裂引張強度に比べて約 10% 程度小さい値となる。以上に述べた事実より、粗骨材の弾性係数および強度とモルタルマトリックスの弾性係数および強度の相対的な大小関係が粗骨材容積比と σ_t/σ_s の関係に大きく影響することがわかる。先に述べたように、 GN_m および CN_m シリーズの粗骨材容積比が 0.35 および 0.45 のコンクリート、すなわち一般に使用される普通コンクリートでは、圧裂引張強度は純引張強度に比較して明らかに大きい値を示しており、少なくとも普通コンクリートにおいては、JIS A 1113 に基づいて求めた強度をコンクリートの引張強度として用いる場合、コンクリートの配合要因を考慮した修正係数を導入するなどの方法が今後考えられるべきである。

粗骨材の形状が圧裂および純引張強度に及ぼす影響について述べると次のようである。普通砂を用いたモルタル中に普通および軽量粗骨材を有する GN_m と CN_m シリーズおよび L_pN_m と L_rN_m シリーズの圧裂および純引張強度を検討すると、図-4.21 および図-4.22 に見られるように角ばりのある粗骨材を用いたシリーズ (CN_m と L_rN_m シリーズ) がそれぞれ丸味のある粗骨材を用いたシリーズ (GN_m と L_pN_m シリーズ) より明らかに大きい圧裂および純引張強度を示している。細骨材ともに軽量骨材を用いた L_pL_m と L_rL_m シリーズの引張強度を比較すると、上述の傾向とは逆に丸味のある粗骨材を用いたシリーズ (L_pL_m シリーズ) が角ばりのある粗骨材を用いたシリーズ (L_rL_m シリーズ) より大きい圧裂および純引張強度を示し、粗骨材の形状の影響はコンクリートの配合要因によって相違することがわかる。

粗骨材の力学的性質（弾性係数、強度）が引張強度に及ぼす影響を明らかにするために、モルタルマトリックスの力学的性質が同一である GN_m と L_pN_m シリーズ間および CN_m と L_rN_m シリーズ間の比較を行なうと次のようである。圧裂試験においては、図-4.21 に示すように粗骨材の弾性係数および強度が圧裂引張強度に与える影響は必ずしも明らかではない。しかし、純引張試験においては、図-4.22 に示すように明らかに L_pN_m および L_rN_m シリーズがそれぞれ GN_m および CN_m シリーズより大きい引張強度を示している。この結果は一般に普通粗骨材に比べて強度が小さい軽量粗骨材を用いたコンクリートが普通粗骨材を用いたコンクリートより大きい純引張強度を持つことを示すものであり、純引張試験より得られる引張強度は単に粗骨材の強度のみに支配されるのではなく、4.2 節でモデル供試体につい

て述べたようなインクルージョン・マトリックス間の弾性係数の差異に関係する応力分布および破壊挙動によって影響を受けるものと考えられる。

圧縮、圧裂および純引張試験より得られた各シリーズの弾性係数を表-4.14 に示し、弾性係数と粗骨材容積比の関係を図-4.25 および図-4.26 に示す。

圧裂弾性係数と粗骨材容積比の関係については、図-4.25 に示すように L_pN_m および L_rN_m シリーズの弾性係数は粗骨材容積比の変化によってほとんど変化しない。一方、 GN_m 、 CN_m シリーズあるいは L_pL_m 、 L_rL_m シリーズの圧裂弾性係数は粗骨材容積比0.20より次第に増加する傾向を示す。粗骨材容積比0.35以後における圧裂弾性係数の増加割合は L_pL_m および L_rL_m シリーズより GN_m および CN_m シリーズにおいてより顕著である。純引張弾性係数と粗骨材容積比の関係については、図-4.26 に示すように L_pN_m 、 L_rN_m 、 L_pL_m および L_rL_m シリーズでは粗骨材容積比の変化による影響は必ずしも明確でない。 GN_m および CN_m シリーズでは、粗骨材容積比が0.35までは純引張弾性係数の変化はほとんどないが、粗骨材容積比0.45および0.50において急激に増加する。以上の結果より、圧裂試験より得られる弾性係数と粗骨材容積比の関係は純引張試験より得られる弾性係数と粗骨材容積比の関係と大きく相違することがわかる。なお、粗骨材の形状が弾性係数に及ぼす影響については、圧裂および純引張試験ともに必ずしも明確ではない。

図-4.27 は純引張弾性係数 (E_t) と圧裂弾性係数 (E_s) の比 (E_t/E_s) と粗骨材容積比の関係を示すものである。準巨視的レベルでは均等質と考えられる N_m および L_m シリーズでは、 E_t/E_s はそれぞれ0.96および0.97であり、圧裂弾性係数と純引張弾性係数はほぼ等しい値となる。木山²⁷⁾は安山岩、凝灰岩および大理石について圧裂および純引張弾性係数を求めており、 E_t/E_s はそれぞれ1.05、0.97および1.13を得ている。これらの岩石は準巨視的レベルでは均等質と考えられる材料であり、モルタルの場合と同様に圧裂弾性係数と純引張弾性係数はほぼ等しい値となる。粗骨材のみ軽量骨材を用いた L_pN_m および L_rN_m シリーズでは、粗骨材容積比の増加により E_t/E_s は増加傾向を示し、粗骨材容積比0.45においては純引張弾性係数が圧裂弾性係数より25~35%程度大きい値となる。細粗骨材ともに軽量骨材である L_pL_m および L_rL_m シリーズでは、粗骨材容積比の増加とともに E_t/E_s は明らかな減少傾向を示し、粗骨材容積比0.35および0.45においては純引張弾性係数が圧裂弾性係数の約1/2程度となる。細粗骨材ともに普通骨材を用いた GN_m および CN_m シリーズでは、粗骨材容積比の変化による E_t/E_s はかなりのバラツキを示すが、上述の L_pN_m および L_rN_m シリーズと L_pL_m および L_rL_m シリーズの中間的な傾向を示すと考えられる。これらの結果より、圧裂弾性係数と純引張弾性係数の大小関係は引張強度の場合と同様にコンクリートの配合要因の影響を受けるものと考えられる。圧裂試験を行なうことによりコンクリートの弾性係数を求める場合には、上に述べたように一部の配合では純引張弾性係数に比べて極めて大きい値となることを考慮すべきである。

4.4 本章のまとめ

本章においては、コンクリートの複合性が引張強度特性、特に圧裂引張強度と純引張強度の差異に及

ばす影響を明らかにするために、二相材料としてモデル化したコンクリートについて圧裂および純引張載荷下における破壊挙動と強度特性を比較検討し、続いてモデル化したコンクリートより得られた定性的な傾向を実際の普通および軽量コンクリートについて確認した。コンクリートの圧裂引張強度と純引張強度の一致、不一致については様々な原因、理由が考えられているが、コンクリートの複合性そのものが引張強度差の有力な原因の一つであることが明らかになった。以下に本研究において明らかになった点を示し、本章の結論とする。

モデルコンクリートによって得られた結果について述べると、

- 1) F. E. M. 解析結果によれば、圧裂および純引張供試体ともにクラック発生以前においてインクルージョンの存在による応力分布の乱れが存在し、同一のコンクリートにおいても圧裂と純引張試験のような試験条件の相違によって応力分布が大きく異なる。インクルージョン・マトリックス界面の付着力が0であるシリーズおよびインクルージョン部分が空洞であるシリーズの検討より、インクルージョンの弾性係数が減少するに従って、圧裂試験ではマトリックス部分の引張応力集中が急激に大きくなり、純引張試験ではほとんど変化を生じないことがわかる。この結果はコンクリート中のインクルージョンの弾性係数の大小が、すなわちコンクリートの複合性が圧裂および純引張試験より得られる引張強度の大小に影響することを示している。
- 2) 普通コンクリートをモデル化したシリーズのボンドクラック発生応力は圧裂試験では12.4kg/cm²、純引張試験では5.7kg/cm²となり、前者が後者のほぼ2倍の応力レベルとなる。軽量コンクリートをモデル化したシリーズのボンドクラック発生応力は純引張試験では17.2kg/cm²となるが、圧裂試験では破壊(20.7kg/cm²)に至っても一般にボンドクラックを生じない。この結果は試験方法が相違することによってインクルージョン・マトリックス界面の破壊挙動に相違が生ずることを示している。
- 3) インクルージョン・マトリックス界面の付着力が0であるシリーズの破壊直前のボンドクラック幅は圧裂および純引張試験ともにはほぼ等しい値となる。界面に付着力を有するシリーズでは、普通コンクリートをモデル化したシリーズの破壊直前のボンドクラック幅は圧裂試験では $6.5\sim 7.5\times 10^{-3}$ mm、純引張試験では $2.5\sim 4.0\times 10^{-3}$ mm となり、前者が後者のほぼ2倍の値となる。軽量コンクリートをモデル化したシリーズの破壊直前のボンドクラック幅は圧裂試験では破壊に至ってもボンドクラックを生ぜず、純引張試験では $1.5\sim 4.5\times 10^{-3}$ mm となる。この結果は上述のボンドクラック発生応力と同様に試験方法が相違することによって、インクルージョン・マトリックス界面の破壊挙動に相違が生ずることを示している。
- 4) F. E. M. 解析より得られたクラックの進展状況は試験方法の相違、インクルージョン・マトリックス界面の付着の良否およびインクルージョンの弾性係数の大小に関係なく、総て供試体内部より外部へと進行する。普通コンクリートをモデル化したシリーズでは、試験方法の相違によって、生ずるボンドクラックの性質に差異を生じ、またボンドクラックよりモルタルクラックへ移る位置に相違が見られる。その他のシリーズでは、試験方法の相違による影響は明確でない。なお、軽量コンクリートをモデル化したシリーズでは、圧裂および純引張試験ともにより大きい引張強度を持つモルタル部分に

最初のクラックが生じ、その後より低強度のインクルージョン部分へクラックが進展するという興味ある結果を示した。

- 5) 準巨視的レベルでは均等質と考えられるモルタルでは、実験より得られた圧裂引張強度と純引張強度はよく一致する。インクルージョンを有するモデルコンクリートでは、界面に付着力を有するシリーズおよび界面の付着力 0 のシリーズともにインクルージョンの弾性係数が小さくなると、 σ_t/σ_s は増大し、コンクリートの複合性の影響が見られる。マトリックス中の引張応力集中度とボンドクラック発生応力レベル、破壊直前のボンドクラック幅、クラック進展状況などの破壊挙動、すなわち引張強度特性に影響すると考えられるファクターが総てほぼ等しい値を示す SG と DG シリーズでは、実験および解析結果ともに圧裂引張強度と純引張強度はほぼ等しい値となる。その他のシリーズでは、応力分布および破壊挙動の総てあるいは一部が異なっており、実験および解析結果ともに圧裂引張強度と純引張強度に差異がある。

以上の結果と従来考えられてきた圧裂引張強度と純引張強度の差異の理由の検討より、コンクリートの複合性が圧裂引張強度と純引張強度の大小に影響する有力な原因の一つであると考えられる。

実際の普通および軽量コンクリートによって得られた結果について述べると、

- 6) モルタルマトリックスとして普通砂を用いたコンクリートでは、普通および軽量いずれの粗骨材を用いても、粗骨材容積比が0.35までは圧裂引張強度、純引張強度ともに明らかに減少し、粗骨材容積比0.45程度に至ると減少傾向が鈍ったり、逆に増加する傾向が見られる。細粗骨材ともに軽量骨材を用いたコンクリートでは、粗骨材容積比0.2程度までは多少の減少傾向を示すが、その後の圧裂および純引張強度の変化は非常に小さく、上述のシリーズとは傾向が異なる。
- 7) 粗骨材の形状が圧裂および純引張強度に及ぼす影響の程度はコンクリートの配合要因によって相違する。
- 8) 普通および軽量砂より作られたモルタルでは、圧裂引張強度と純引張強度はほぼ一致する。普通コンクリートでは、圧裂引張強度が純引張強度より明らかに大きい値を示し、粗骨材容積比が大きくなる程両者間に生ずる差は大きくなる。また、細粗骨材ともに軽量骨材を用いたコンクリートでは、圧裂引張強度と純引張強度はほぼ等しい値を示し、粗骨材のみを軽量骨材としたコンクリートでは、粗骨材容積比の増加とともに圧裂引張強度が純引張強度よりわずかに大きい値を示す。これらの事実より、コンクリートの圧裂引張強度と純引張強度の大小はコンクリートの複合性と深い関係を有する配合要因によって影響されることがわかる。
- 9) 普通および軽量砂より作られたモルタルでは、圧裂弾性係数と純引張弾性係数はほぼ一致する。粗骨材のみ軽量骨材を用いたコンクリートでは、粗骨材容積比の増加とともに純引張弾性係数が圧裂弾性係数より大きい値となり、細粗骨材ともに軽量骨材を用いたコンクリートでは逆に粗骨材容積比の増加とともに圧裂弾性係数が純引張弾性係数の約2倍となる。これらの結果より、コンクリートの圧裂弾性係数と純引張弾性係数の関係は引張強度と同様にコンクリートの配合要因によって影響を受けることがわかる。

〈参 考 文 献〉

- 1) 齊藤満・榑場重正・川村満紀：複合材料としてのコンクリートの引張強度特性に関する研究，日本複合材料学会誌投稿中。
- 2) 齊藤満・榑場重正・川村満紀・今井悟：粗骨材がコンクリートの引張強度特性におよぼす影響，セメント技術年報，昭和53年。
- 3) 近藤連一・関口明男・皆川忠昌：人工軽量骨材の細孔径分布と膨張収縮特性，セメント技術年報，昭和41年。
- 4) Holliday, L. : Composite materials, Elsevier Publishing Co., pp.401, 1966.
- 5) 加藤清志：プレーンコンクリートの付着ひびわれ発生機構，土木学会論文報告集，第235号，1975年3月。
- 6) Grübl, P. : Einfluss der Grösse und Streuung der Zugfestigkeit von Leichtzuschlägen auf die Druckfestigkeit von Leightbeton, Cement and Concrete Research, Vol.6, No.1, 1976.
- 7) 向井毅：コンクリートの引張性状(試験方法および人工軽量骨材コンクリートの引張強度)，日本建築学会論文報告集，第142号，昭和42年12月。
- 8) 村田二郎・神山行男：骨材の強さ試験方法に関する研究，セメント技術年報，昭和43年。
- 9) Nichols, G. W. and W. B. Ledbetter : Bond and tensile capacity of lightweight aggregate, Jour. ACI, Dec., 1970.
- 10) 西林新蔵・木山英郎・阪田憲次：点載荷圧裂試験による人工軽量骨材の強度に関する研究，土木学会論文報告集，第199号，1972年3月。
- 11) Špetla, Z. and V. Kadlecěk : Effect of the slenderness on the direct tensile strength of concrete cylinders and prisms, Bulletin Rilem, No.33, Dec., 1966.
- 12) Zienkiewicz, O. C. and Y. K. Cheung : The finite element method in structural and continuum mechanics, McGraw Hill, 1967.
- 13) 川本眺万：土と岩の問題における有限要素法の適用，日本材料学会編有限要素法講習会資料，昭和46年10月。
- 14) Machida, A. : Studies on tests for splitting tensile strength of concrete, Proc. JSCE, No.242, Oct., 1975.
- 15) Taylor, M. A. and B. B. Brooms : Shear bond strength between coarse aggregate and cement paste or mortar, Jour. ACI, Aug., 1964.
- 16) 小阪義夫・谷川恭雄・太田福男：コンクリートの破壊挙動に及ぼす粗骨材の影響（第1報：モデル解析法による検討），日本建築学会論文報告集，第228号，昭和50年2月。
- 17) 榑場重正・川村満紀・齊藤満：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，土木学会論文報告集，第238号，1975年6月。
- 18) Kao, C. C. and F. O. Slate : Tensile-shear bond strength and failure between aggregate and mortar, Jour. Testing and Evaluation, JTEVA, Vol. 4, No.2, March, 1976.
- 19) Jones, R. : A method of studying the formation of cracks in a material subjected to stress, British Jour. of Applied Physics, Vol.3, July, 1952.
- 20) Kaplan, M. F. : Strains and stresses of concrete at initiation of cracking and near failure, Jour. ACI, July, 1963.
- 21) 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.
- 22) Wright, P. J. F. : Comments on an indirect tensile test on concrete cylinders, Magazine of Concrete

Research, Vol.7, July, 1955.

- 23) Johnston, C. D. and E. H. Sidwell : Testing concrete in tension and in compression, Magazine of Concrete Research, Vol.20, No.65, Dec., 1968.
- 24) Seefried, K. J., H. Gesund and G. Pincus : An experimental investigation of the strain distribution in the split cylinder test, Jour. Materials, Vol.2, No.4, Dec., 1967.
- 25) França, G. C. and G. Pincus : The distribution of concrete strains in the split cylinder test, Jour. Materials, Vol.4, No.2, June, 1969.
- 26) Chen, W. and T. P. Chang : Plasticity solutions for concrete splitting tests, Jour. Engineering Mech. Div., ASCE, Vol.104, No. EM3, June, 1978.
- 27) 木山英郎：岩石の圧裂試験に関する研究，京都大学博士論文，昭和43年9月。
- 28) Nepper-Christensen, P. and T. P. H. Nielsen : Modal determination of the effect of bond between coarse aggregate and mortar on the compressive strength of concrete, Jour. ACI, Jan., 1969.
- 29) 小阪義夫・谷川恭雄・太田福男：モデル粗骨材を用いたコンクリートの圧縮強度について，材料，第20巻，第208号，昭和46年1月。
- 30) 川上英男：粗骨材とコンクリート強度，材料，第20巻，第208号，昭和46年1月。

表-4.1 使用セメントの物理的性質

比 重	粉末度 88 μ 残 分%	凝 結		安定度 (浸水法)	フ ロー (mm)	曲げ強度 (kg/cm ²)				圧縮強度 (kg/cm ²)			
		始発時間	終結時間			1日	3日	7日	28日	1日	3日	7日	28日
3.13	0.6	3時間25分	4時間29分	安 定	200	31.6	45.4	67.0	75.0	116	181	335	448

表-4.2 モルタルマトリックスとモデルインクルージョンの性質

	弾 性 係 数 (kg/cm ²)	ポアソン比	圧 縮 強 度 (kg/cm ²)	圧裂引張強度 (kg/cm ²)	純引張強度 (kg/cm ²)
モルタルマトリックス	2.2 \times 10 ⁵	0.2	355.2	32.7	31.8
軽量インクルージョン	0.7 \times 10 ⁵	0.2	158.0	17.1	—
鋼材インクルージョン	2.1 \times 10 ⁶	0.3	—	—	—

表-4.3 モデル供試体の種類と記号

記 号		モ デ ル	内 容
圧裂シリーズ	純引張シリーズ	インクルージョン	
SA	DA	鋼 材	インクルージョン・マトリックス界面に付着力を有するもの
SAL	DAL	軽 量	
SG	DG	鋼 材	インクルージョン・マトリックス界面の付着力を0としたもの
SGL	DGL	軽 量	
SC	DC	—	インクルージョン部分を空洞にしたもの
S	D	—	モルタルマトリックスのみより成るもの

表-4.4 各シリーズの試験供試体数

圧 裂 試 験		純 引 張 試 験	
シリーズ	個 数	シリーズ	個 数
SA	10	DA	15
SAL	12	DAL	14
SG	10	DG	9
SGL	8	DGL	9
SC	8	DC	8
S	8	D	10

表-4.5 境界変位の実測より得たボンドクラック発生応力

圧 裂 試 験			純 引 張 試 験		
シリーズ	ボンドクラック発生応力 (kg/cm ²)		シリーズ	ボンドクラック発生応力 (kg/cm ²)	
	範 囲	平 均		範 囲	平 均
SA	9.5~15.3	12.4	DA	5.0~ 7.0	5.7
SAL	—	—	DAL	14.0~20.0	17.2
SG	0.0	0.0	DG	0.0	0.0
SGL	0.0	0.0	DGL	0.0	0.0

表-4.6 各シリーズの破壊直前のボンドクラック幅

圧 裂 試 験		純 引 張 試 験	
シリーズ	ボンドクラック幅 ×10 ⁻³ (mm)	シリーズ	ボンドクラック幅 ×10 ⁻³ (mm)
SA	6.5~7.5	DA	2.5~4.0
SAL	0.0	DAL	1.5~4.5
SG	6.5~7.5	DG	5.5~7.0
SGL	2.0~6.0	DGL	2.5~4.5

表-4.7 実測による各シリーズの引張強度と変動係数

圧 裂 試 験			純 引 張 試 験			σ_t/σ_s
シリーズ	引 張 強 度 σ_s (kg/cm ²)	変 動 係 数 (%)	シリーズ	引 張 強 度 σ_t (kg/cm ²)	変 動 係 数 (%)	
SA	27.2	6.3	DA	21.9	7.0	0.81
SAL	20.7	11.7	DAL	23.4	8.3	1.13
SG	19.8	13.8	DG	18.9	9.6	0.95
SGL	9.6	3.2	DGL	19.0	5.5	1.97
SC	7.9	4.7	DC	18.7	7.3	2.37
S	32.7	4.1	D	31.8	4.5	0.97

表-4.8 F.E.M.解析による各シリーズの引張強度

圧裂試験		純引張試験		σ_t/σ_s
シリーズ	引張強度 σ_s (kg/cm ²)	シリーズ	引張強度 σ_t (kg/cm ²)	
SA	13.4	DA	10.7	0.80
SAL	9.6	DAL	17.2	1.79
SG	9.6	DG	10.2	1.06
SGL	5.2	DGL	10.8	2.08
SC	3.6	DC	9.2	2.56

表-4.9 使用セメントの物理的性質

比重	粉末度 88 μ 残分%	凝 結		安定度 (浸水法)	フロー (mm)	曲げ強度 (kg/cm ²)				圧縮強度 (kg/cm ²)			
		始発時間	終結時間			1日	3日	7日	28日	1日	3日	7日	28日
3.14	0.5	3時間17分	4時間10分	安 定	211	31.6	52.4	66.8	76.3	124	245	338	433

表-4.10 使用骨材の表乾比重および有効吸水量
(24時間吸水)

		表 乾 比 重	有効吸水量(%)
細骨材	普 通	2.56	1.45
	軽 量	1.97	17.76
粗骨材	川 砂 利	2.59	0.99
	砕 石	2.63	0.85
	軽量(造粒型)	1.50	6.60
	軽量(非造粒型)	1.57	9.85

表-4.11 モルタルおよびコンクリートの種類

シリーズ	内 容
N _m	普通細骨材のみを用いたモルタル
L _m	軽量細骨材のみを用いたモルタル
G N _m	川砂利と普通細骨材を用いたコンクリート
C N _m	砕石と普通細骨材を用いたコンクリート
L _p N _m	造粒軽量粗骨材と普通細骨材を用いたコンクリート
L _r N _m	非造粒軽量粗骨材と普通細骨材を用いたコンクリート
L _p L _m	造粒軽量粗骨材と軽量細骨材を用いたコンクリート
L _r L _m	非造粒軽量粗骨材と軽量細骨材を用いたコンクリート

表-4.12 各シリーズの配合 (単位: kg/m³)

シリーズ	粗骨材容積比	水	セメント	細骨材	粗骨材
N _m	0.00	305	554	1,330	0
L _m	0.00	264	479	1,150	0
G N _m	0.20	244	443	1,063	518
	0.35	198	360	864	907
	0.45	168	305	731	1,166
	0.50	152	277	664	1,295
C N _m	0.20	244	443	1,063	526
	0.35	198	360	864	921
	0.45	168	305	731	1,184
L _p N _m	0.20	244	443	1,063	300
	0.35	198	360	864	525
	0.45	152	277	664	750
L _r N _m	0.20	244	443	1,063	314
	0.35	198	360	864	550
	0.45	168	305	731	707
L _p L _m	0.20	211	383	920	300
	0.35	171	311	748	525
	0.45	132	240	575	750
L _r L _m	0.20	211	383	920	314
	0.35	171	311	748	550
	0.45	144	264	633	707

水セメント比 55%, セメント砂比 0.42

表-4.13 各シリーズの圧縮強度, 引張強度および引張強度比

粗骨材 容積比 シリーズ	圧縮強度 (σ_c)kg/cm ²					純引張強度 (σ_t)kg/cm ²				
	0.00	0.20	0.35	0.45	0.50	0.00	0.20	0.35	0.45	0.50
N _m	331.0					34.7				
GN _m		316.8	310.7	285.6	333.0		27.7	22.3	22.3	20.9
CN _m		332.9	310.6	415.5			30.0	27.5	31.2	
L _p N _m		299.6	277.7	277.6			28.5	25.7	26.4	
L _r N _m		309.9	286.9	371.3			32.2	31.2	32.5	
L _m	207.4					24.7				
L _p L _m		193.7	193.1	181.0			21.7	22.5	20.8	
L _r L _m		158.1	136.9	158.1			19.7	19.9	18.5	
粗骨材 容積比 シリーズ	圧裂引張強度 (σ_s)kg/cm ²					引張強度比 (σ_t/σ_s)				
	0.00	0.20	0.35	0.45	0.50	0.00	0.20	0.35	0.45	0.50
N _m	34.9					0.99				
GN _m		30.2	28.9	29.8	30.6		0.92	0.77	0.75	0.68
CN _m		32.9	31.1	39.2			0.91	0.88	0.80	
L _p N _m		29.2	25.0	28.9			0.98	1.03	0.91	
L _r N _m		33.5	33.6	36.2			0.96	0.93	0.90	
L _m	23.2					1.06				
L _p L _m		20.4	22.4	20.0			1.06	1.00	1.04	
L _r L _m		19.6	18.1	17.9			1.01	1.10	1.03	

表-4.14 各シリーズの圧縮弾性係数, 引張弾性係数および弾性係数比

粗骨材 容積比 シリーズ	圧縮弾性係数 (E_c) $\times 10^5$ kg/cm ²					純引張弾性係数 (E_t) $\times 10^5$ kg/cm ²				
	0.00	0.20	0.35	0.45	0.50	0.00	0.20	0.35	0.45	0.50
N _m	2.37					2.25				
GN _m		2.24	2.80	8.85	10.10		2.78	2.82	8.18	10.98
CN _m		2.33	2.41	5.82			2.95	2.80	7.75	
L _p N _m		2.03	1.77	2.86			1.70	2.07	2.25	
L _r N _m		1.80	1.66	2.05			2.35	2.12	3.18	
L _m	1.33					1.29				
L _p L _m		1.29	2.67	3.02			1.57	1.34	1.61	
L _r L _m		1.37	1.88	3.78			2.08	1.40	3.06	
粗骨材 容積比 シリーズ	圧裂弾性係数 (E_s) $\times 10^5$ kg/cm ²					弾性係数比 (E_t/E_s)				
	0.00	0.20	0.35	0.45	0.50	0.00	0.20	0.35	0.45	0.50
N _m	2.34					0.96				
GN _m		2.84	3.66	7.28	10.23		0.98	0.77	1.12	1.07
CN _m		2.57	5.71	8.90			1.15	0.49	0.87	
L _p N _m		1.83	1.92	1.80			0.93	1.08	1.25	
L _r N _m		1.89	1.82	2.40			1.24	1.16	1.33	
L _m	1.33					0.97				
L _p L _m		1.45	2.36	3.75			1.08	0.57	0.43	
L _r L _m		1.69	3.24	5.13			1.23	0.43	0.60	

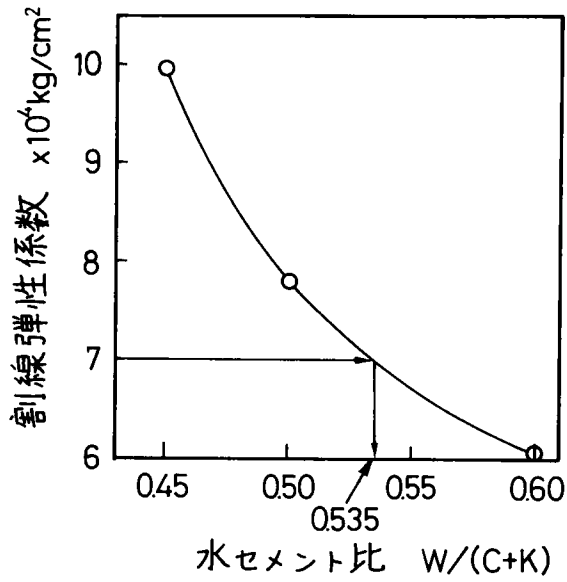


図-4.1 材令3週におけるソイルセメントの割線弾性係数と水セメント比の関係

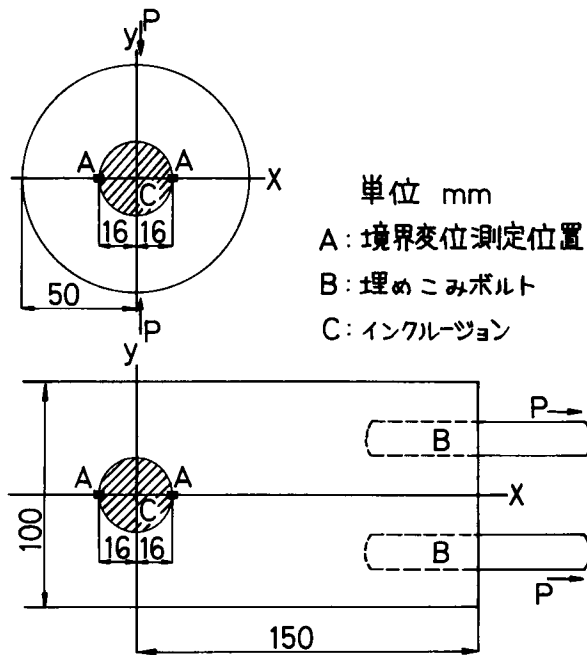
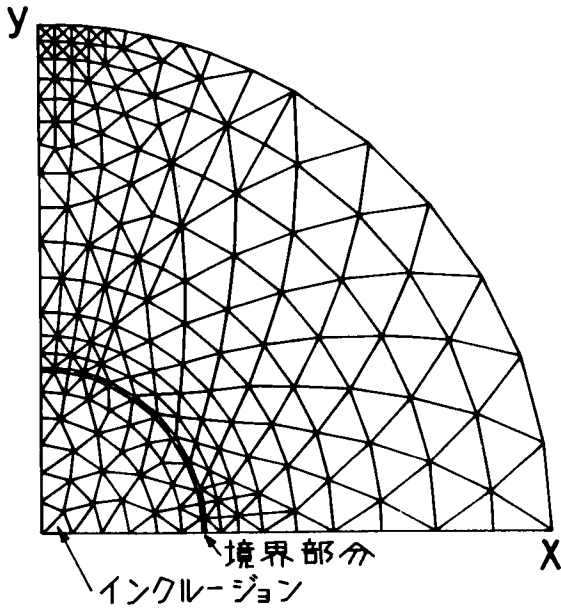
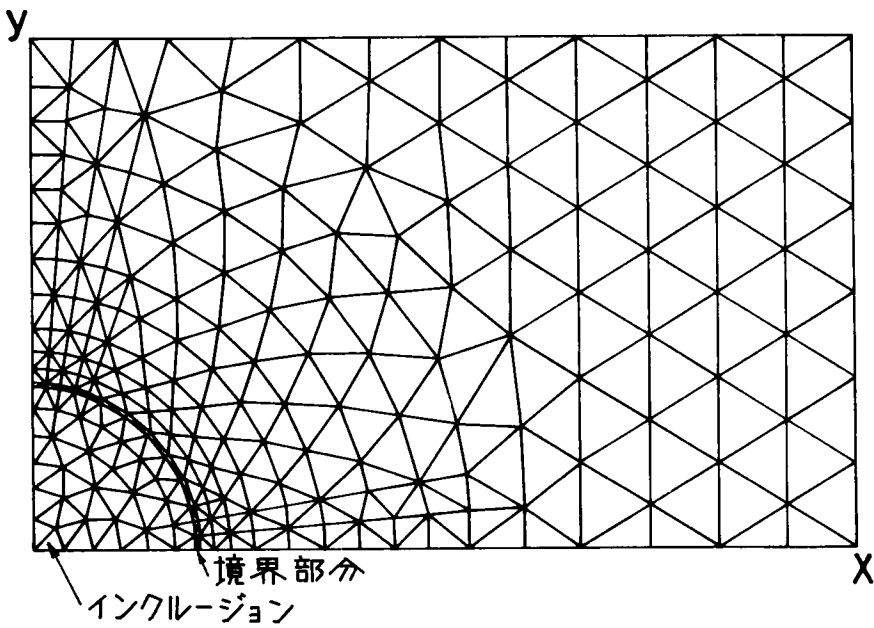


図-4.2 モデル供試体の形状、インクルージョン位置および境界変位測定位置



(a) 圧裂シリーズ



(b) 純引張りシリーズ

図-4.3 F. E. M. 解析における要素分割

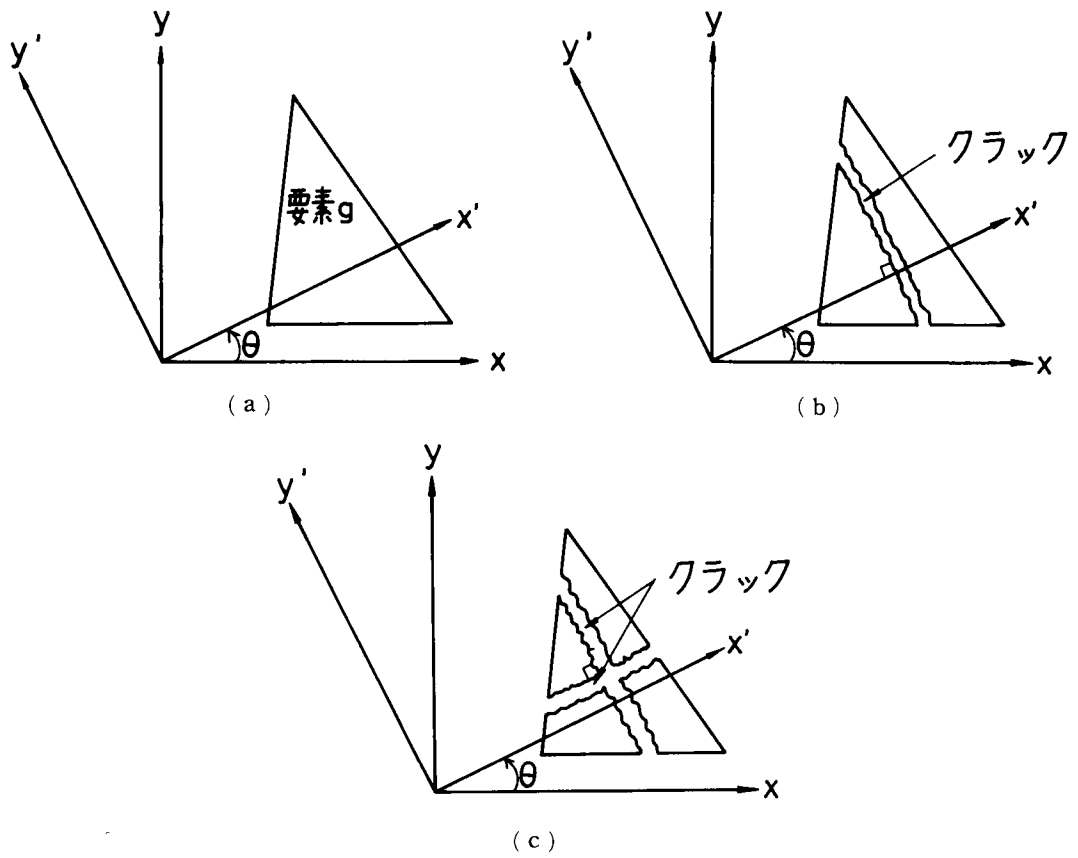


図-4.4 全体座標系と局部座標系の関係および要素内のクラック

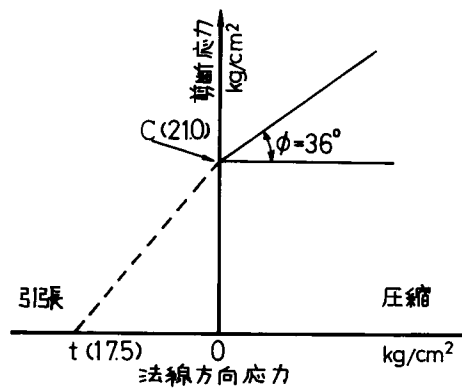
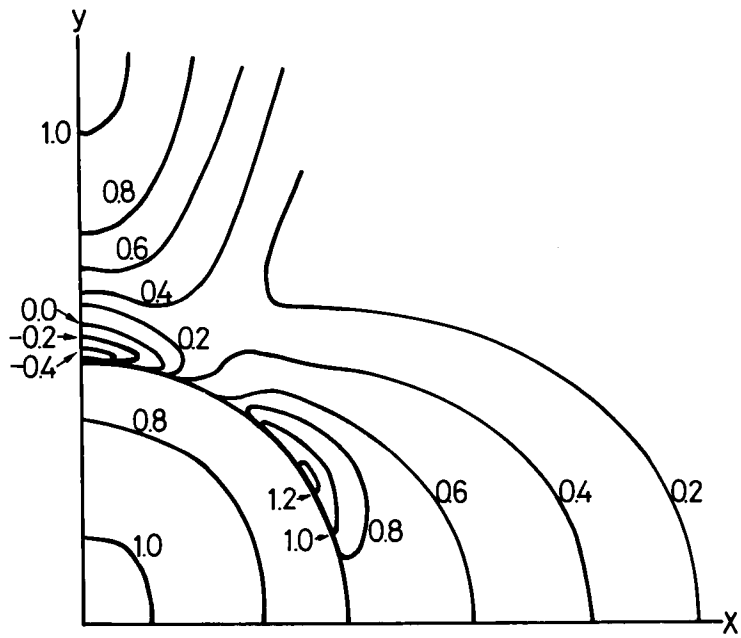
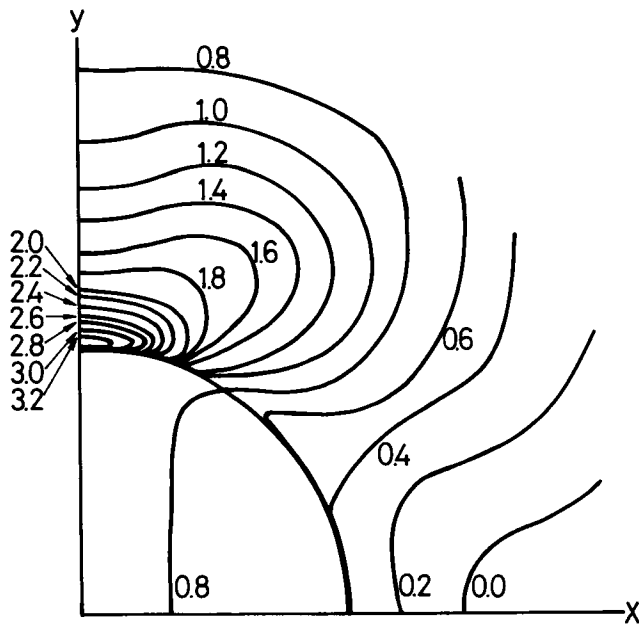


図-4.5 インクルージョン・マトリックス界面の破壊条件

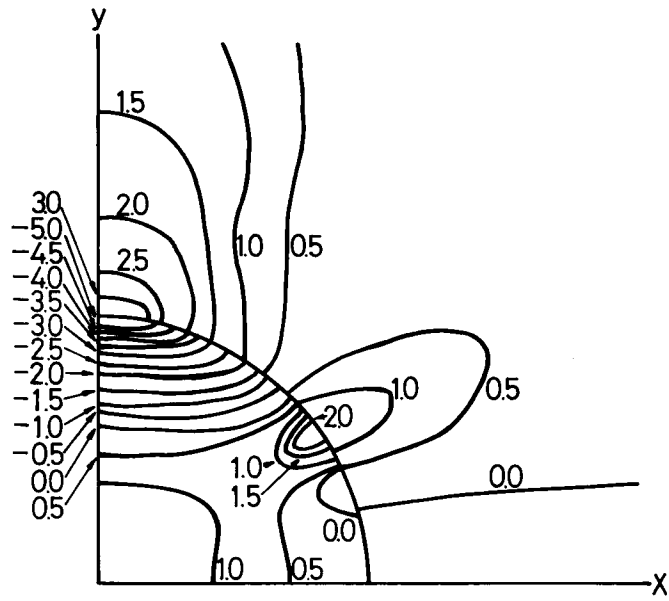


(a) SA

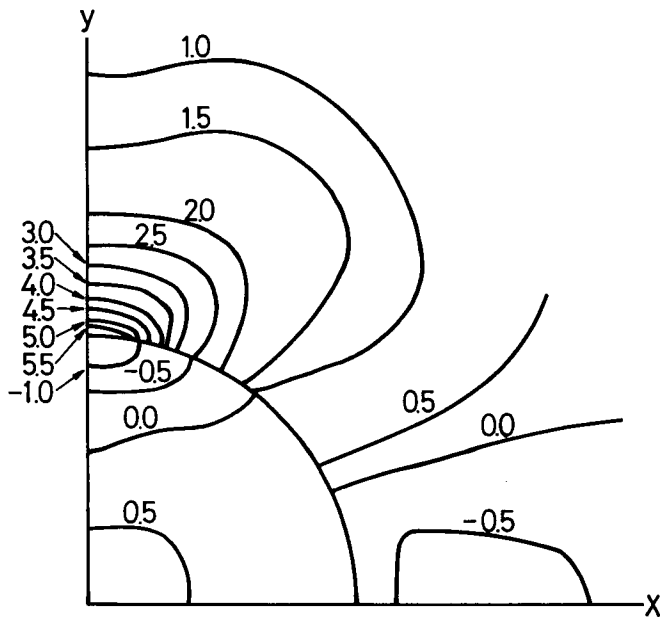


(b) SAL

図-4.6 F. E. M. 解析による圧裂モデル供試体の最大主応力の分布 (引張りが正)

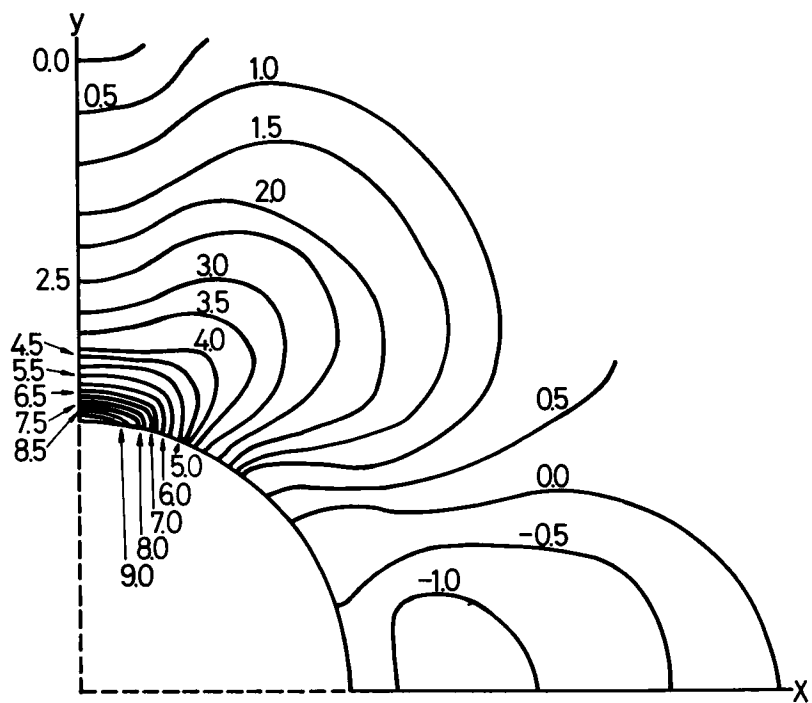


(c) SG



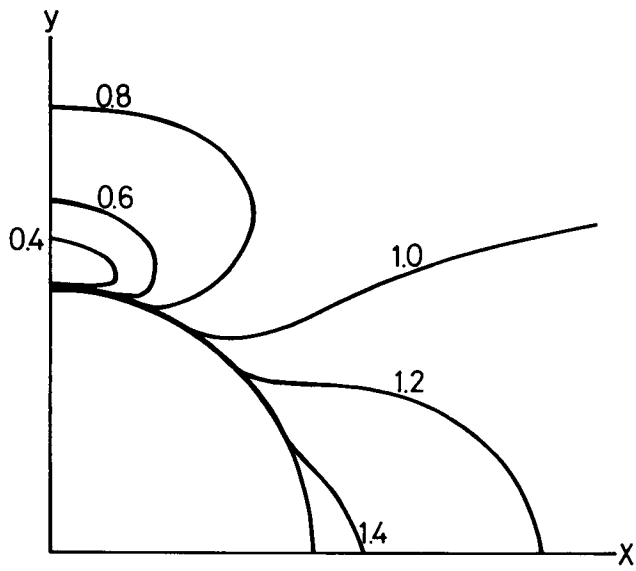
(d) SGL

図-4.6 F. E. M. 解析による圧裂モデル供試体の最大主応力の分布（引張りが正）

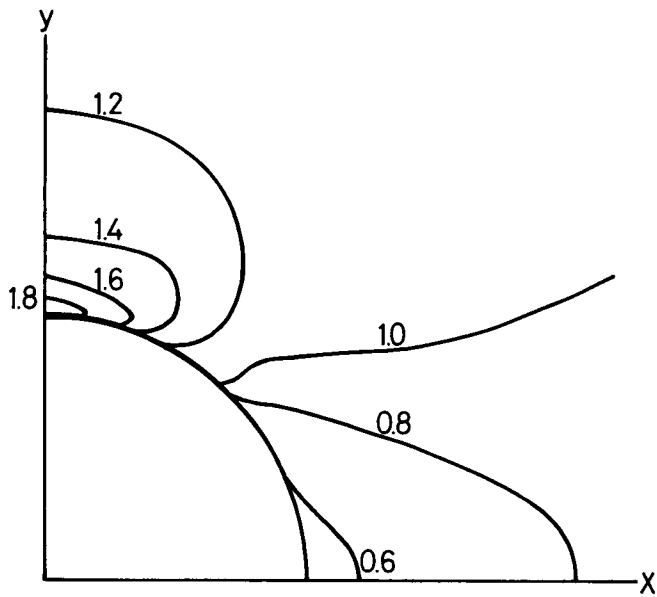


(e) SC

図-4.6 F. E. M. 解析による圧裂モデル供試体の最大主応力の分布 (引張りが正)

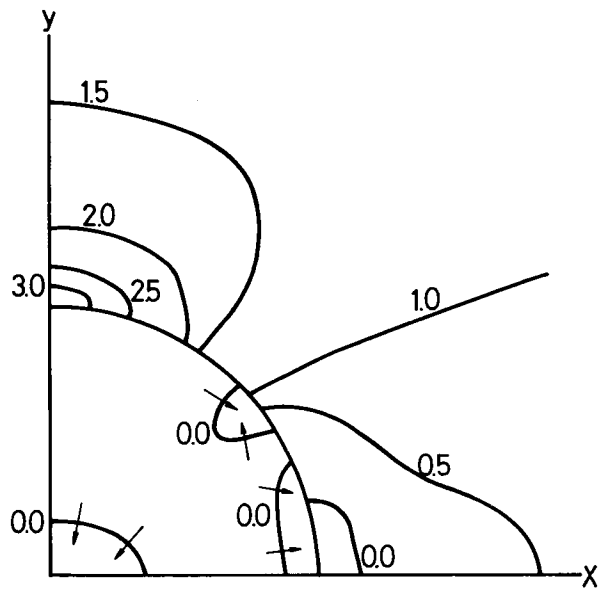


(a) DA

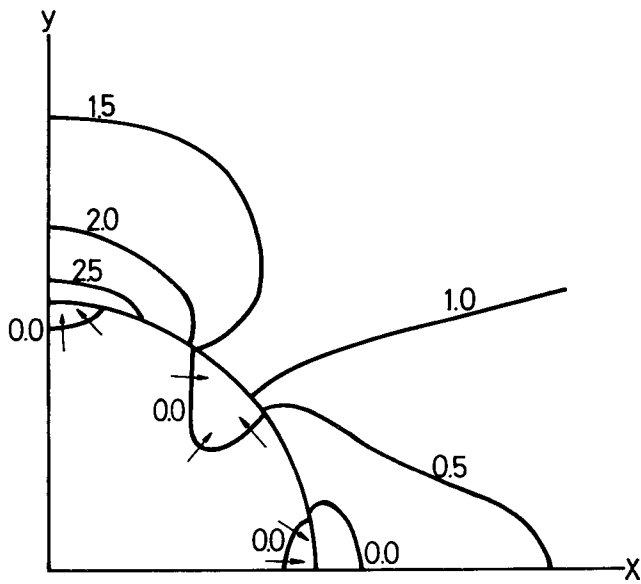


(b) DAL

図-4.7 F. E. M. 解析による純引張モデル供試体の最大主応力の分布 (引張りが正)

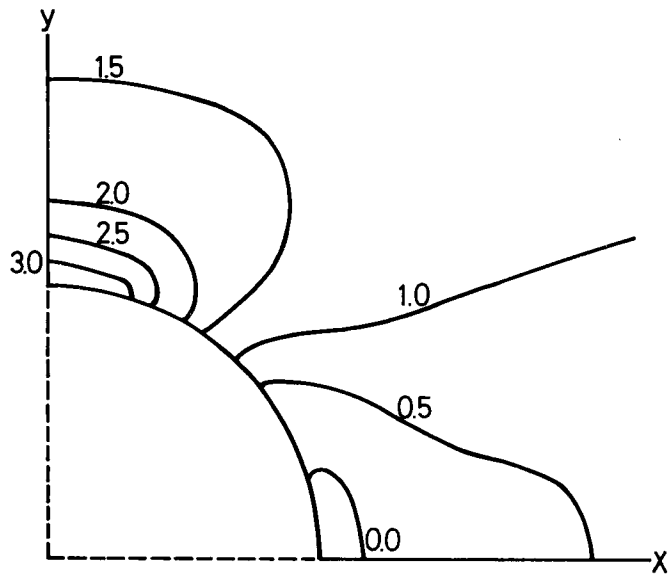


(c) DG



(d) DGL

図-4.7 F.E.M.解析による純引張モデル供試体の最大主応力の分布（引張りが正）



(e) DC₂

図-4.7 F. E. M. 解析による純引張モデル供試体の最大主応力の分布 (引張りが正)

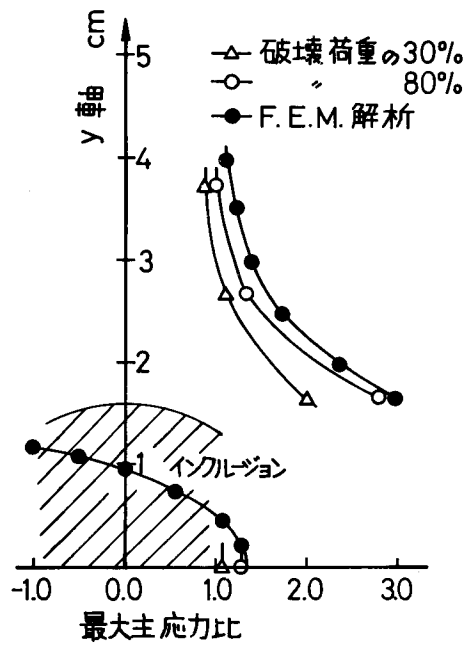


図-4.8 SG シリーズにおける y 軸上の実測および F. E. M. 解析による主応力分布

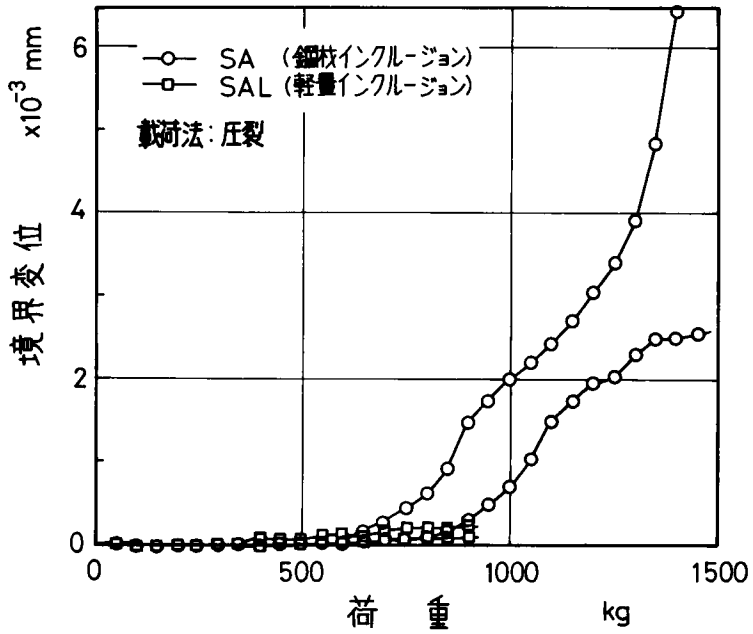


図-4.9 界面に付着力を有するモデル供試体における荷重-境界変位の関係

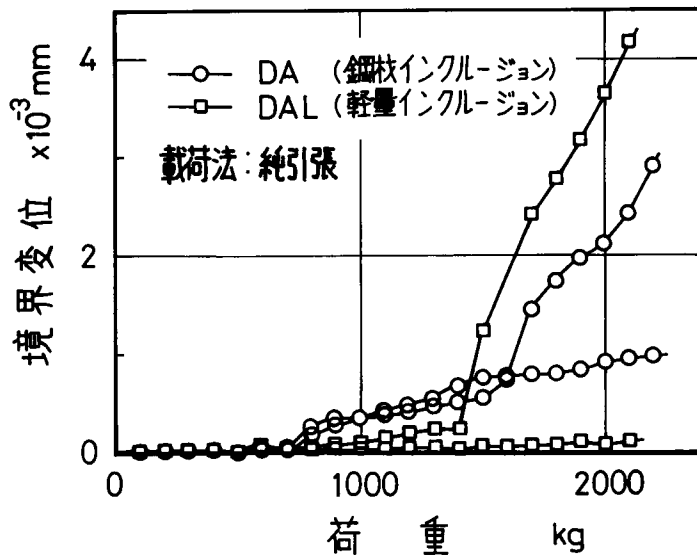


図-4.10 界面に付着力を有するモデル供試体における荷重-境界変位の関係

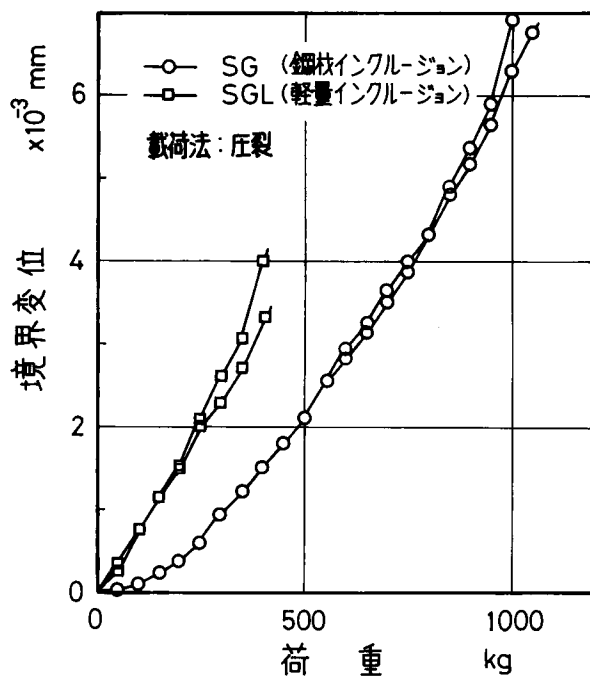


図-4.11 界面の付着力0のモデル供試体における荷重-境界変位の関係

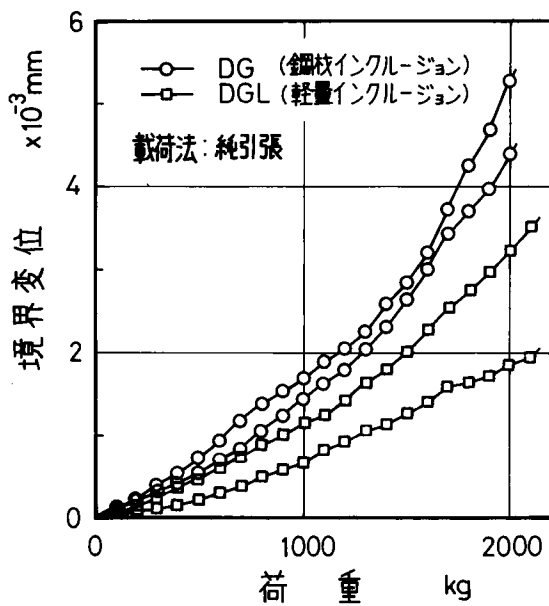


図-4.12 界面の付着力0のモデル供試体における荷重-境界変位の関係

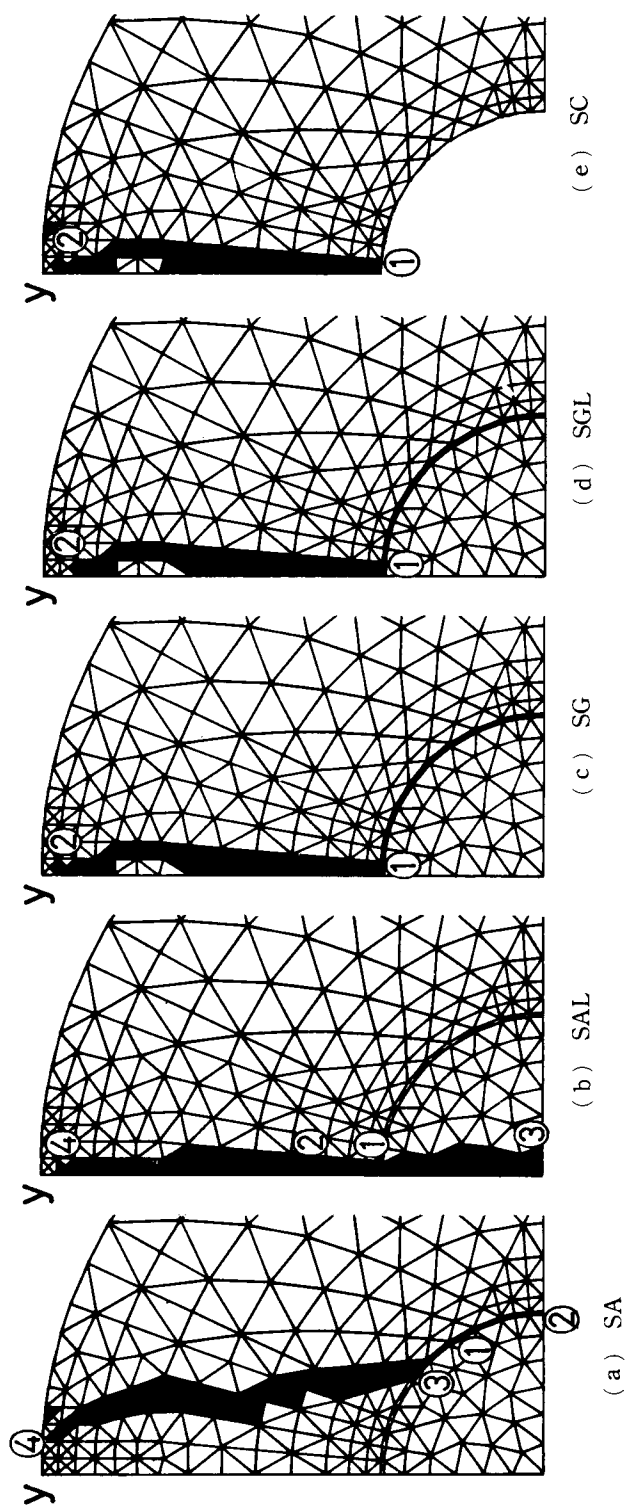


図-4.13 F. E. M. 解析による圧裂モデル供試体のクラック進展状況

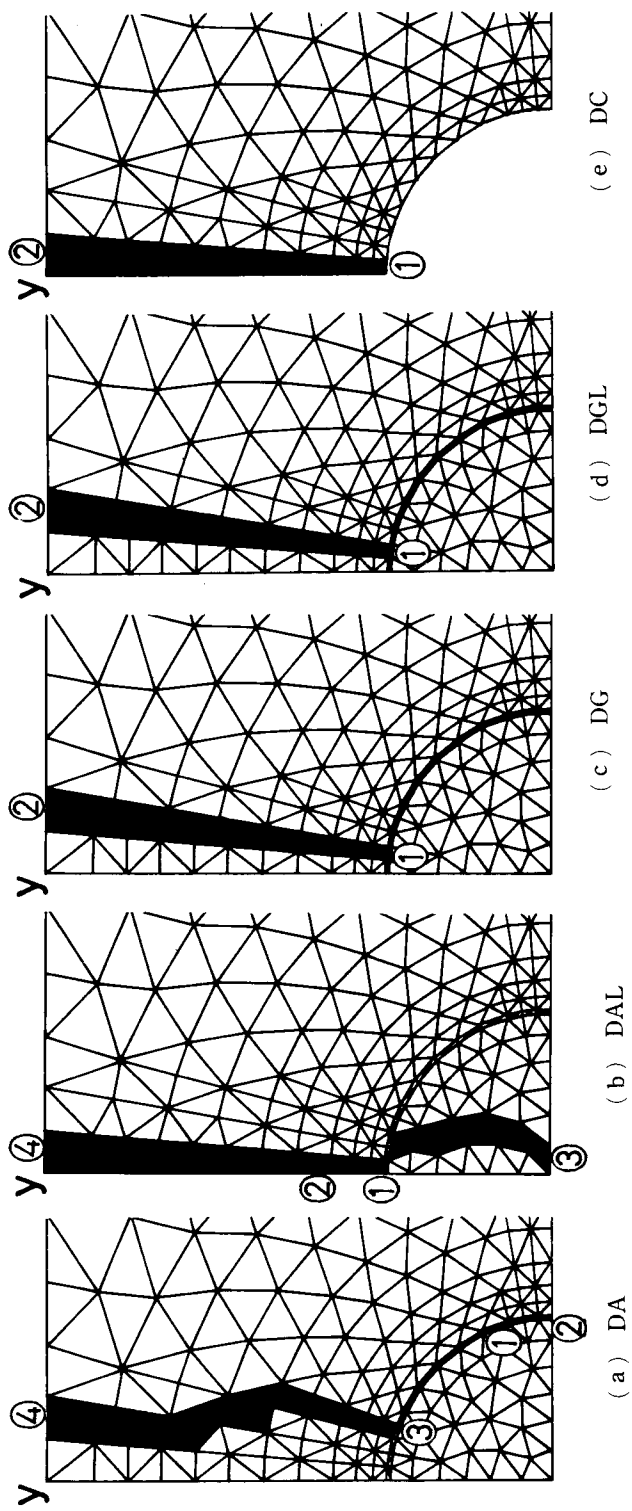
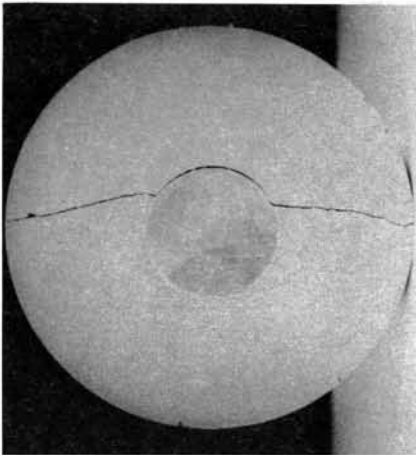
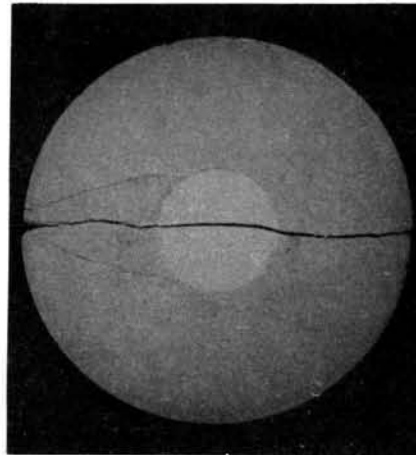


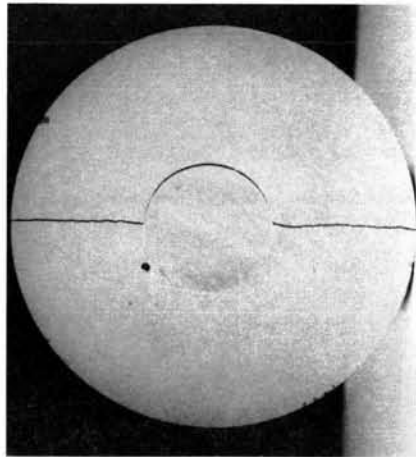
図-4.14 F. E. M. 解析による純引張モデル供試体のクラック進展状況



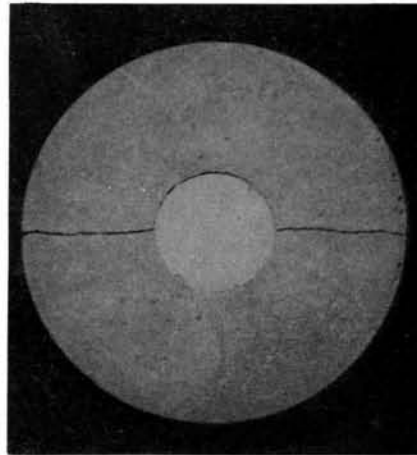
(a) SA シリーズ



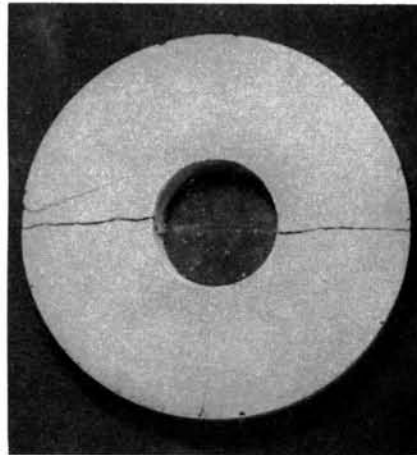
(b) SAL シリーズ



(c) SG シリーズ

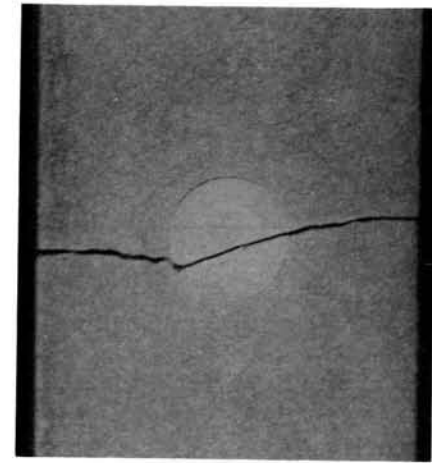


(d) SGL シリーズ

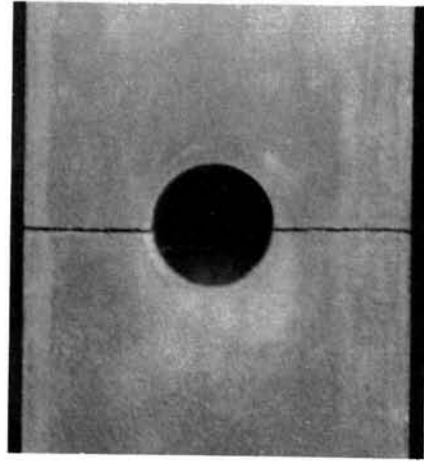


(e) SC シリーズ

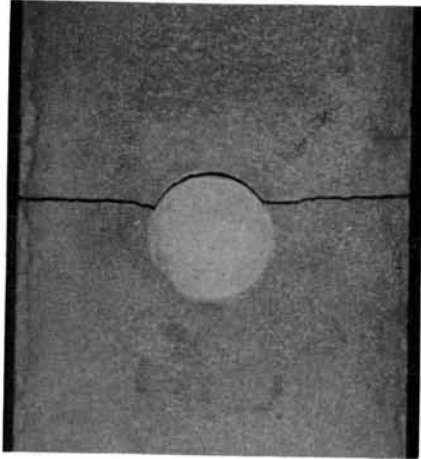
図-4.15 圧裂モデル供試体の最終的な破壊状況



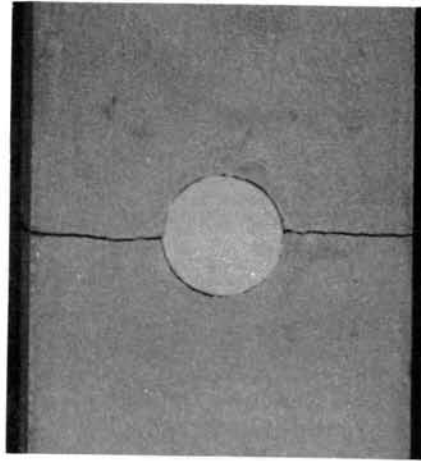
(b2) DALシリーズ



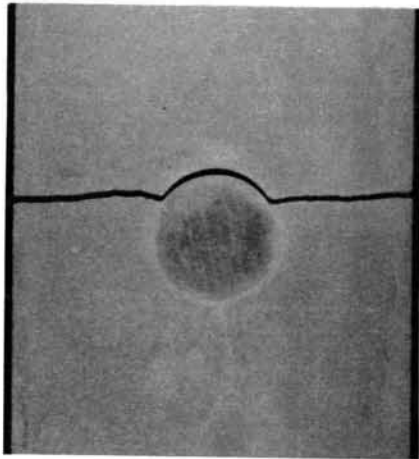
(e) DCシリーズ



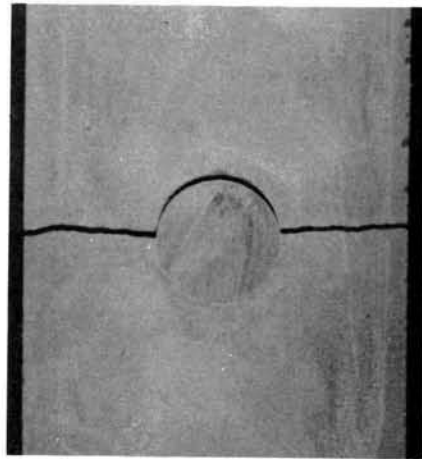
(b1) DALシリーズ



(d) DGLシリーズ



(a) DAシリーズ



(c) DGシリーズ

図-4.16 純引張モデル供試体の最終的な破壊状況

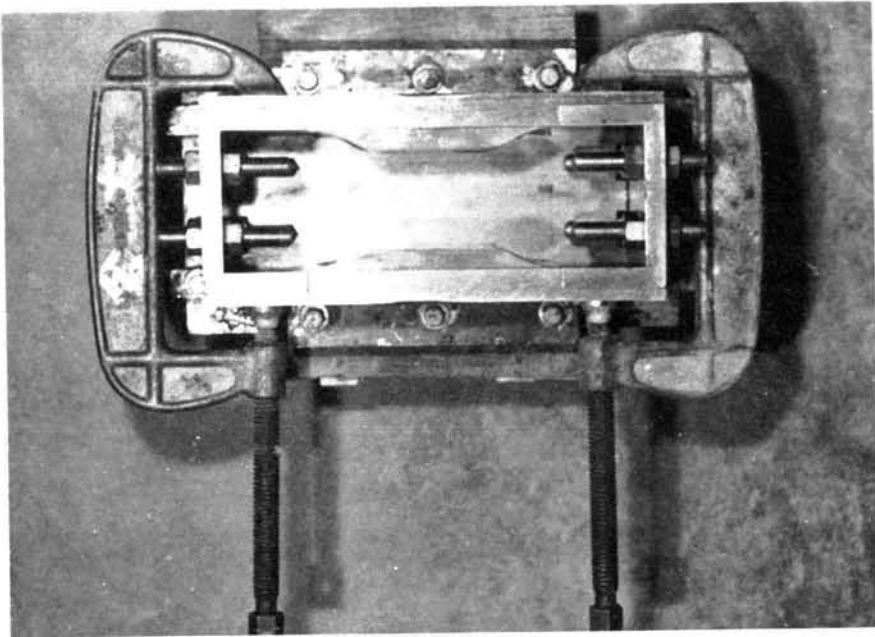


図-4.17 純引張供試体用型枠

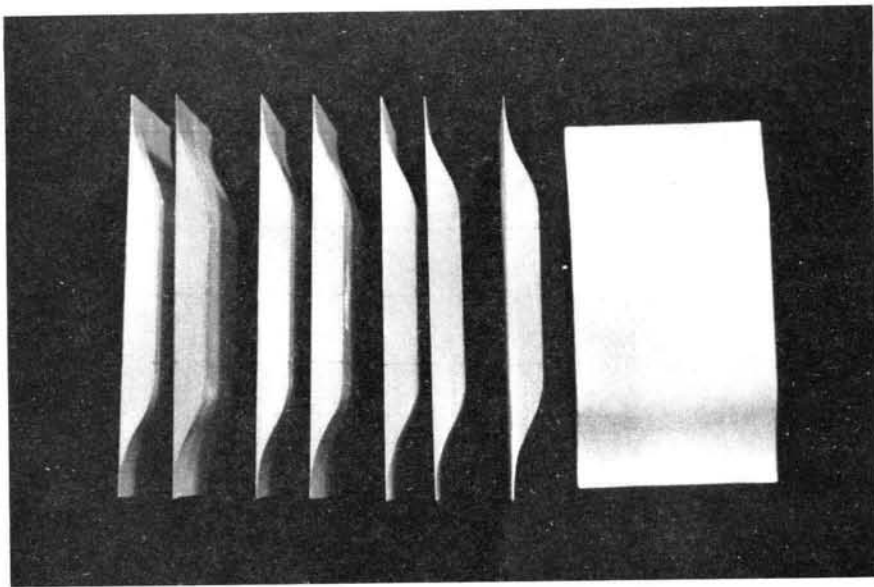
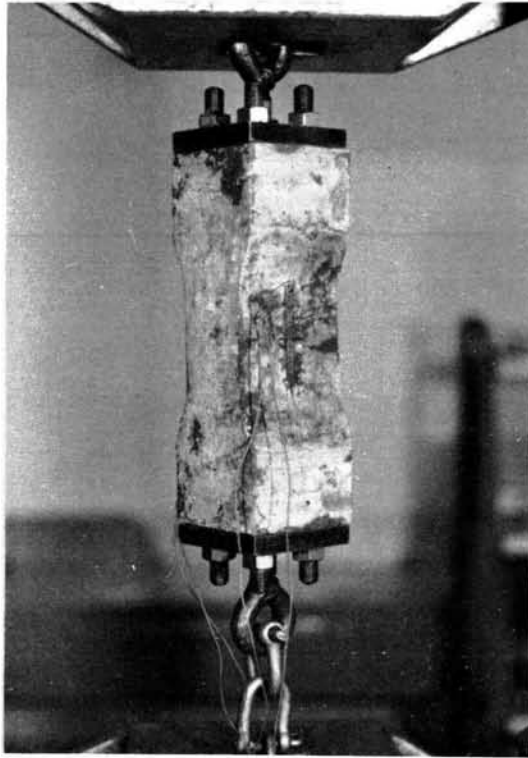


図-4.18 純引張供試体用絞り板



(a) 純引張試験



(b) 圧裂試験

図-4.19 載荷試験の状況

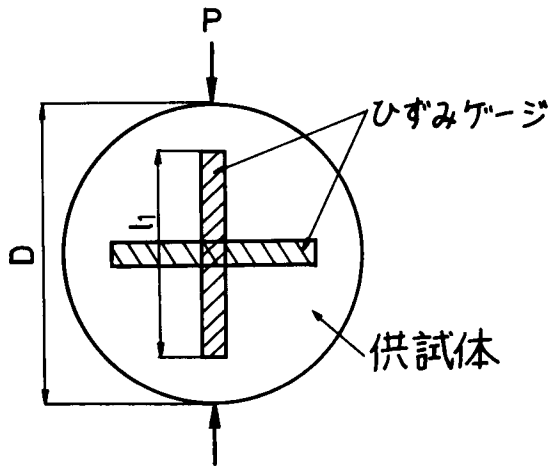


図-4.20 圧裂試験におけるひずみゲージの接着状況

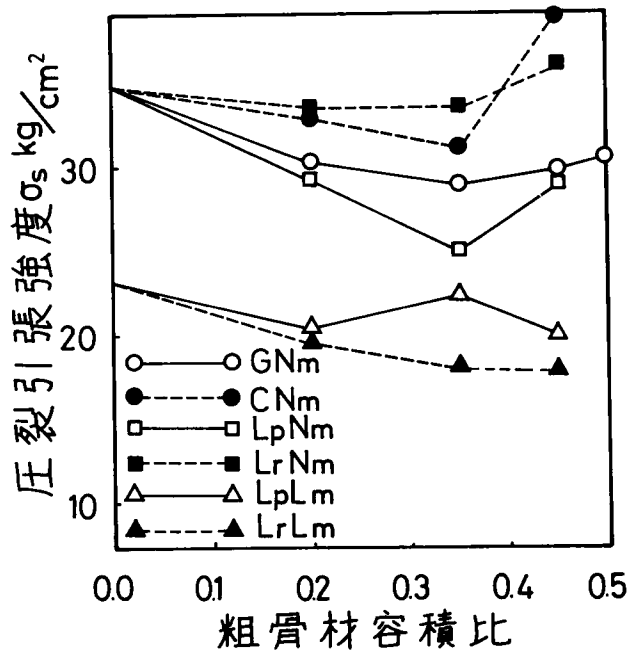


図-4.21 圧裂引張強度と粗骨材容積比の関係

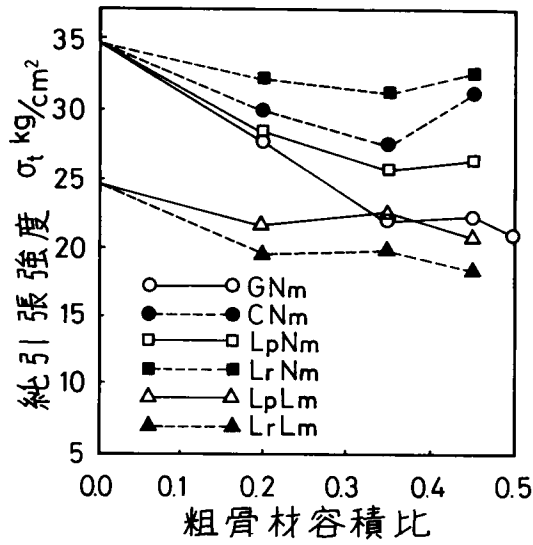


図-4.22 純引張強度と粗骨材容積比の関係

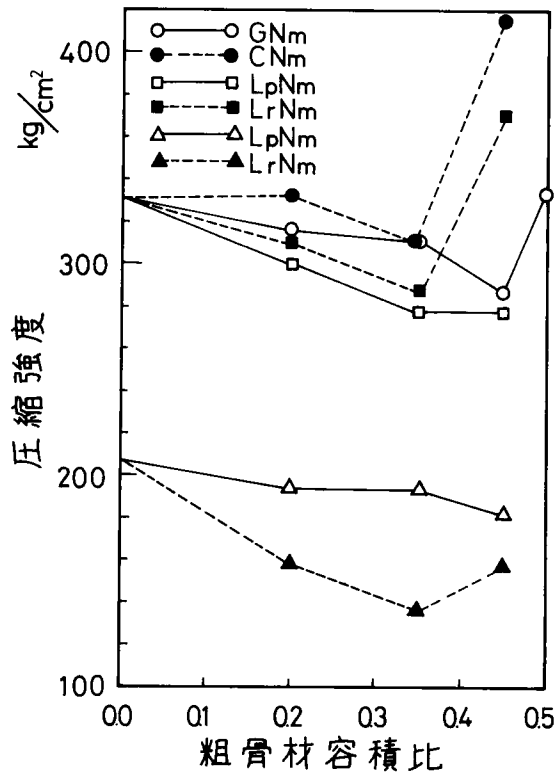


図-4.23 圧縮強度と粗骨材容積比の関係

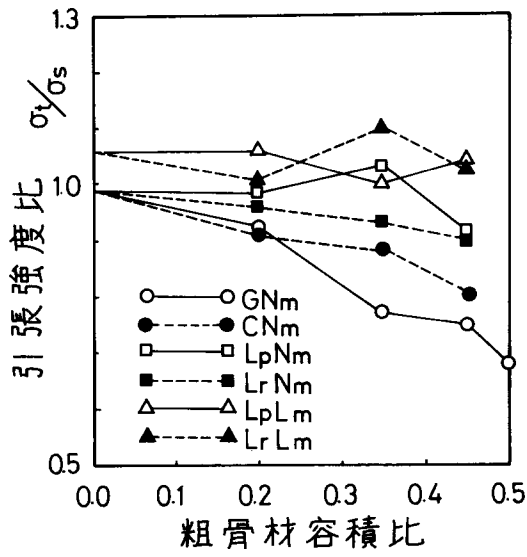


図-4.24 引張強度比と粗骨材容積比の関係

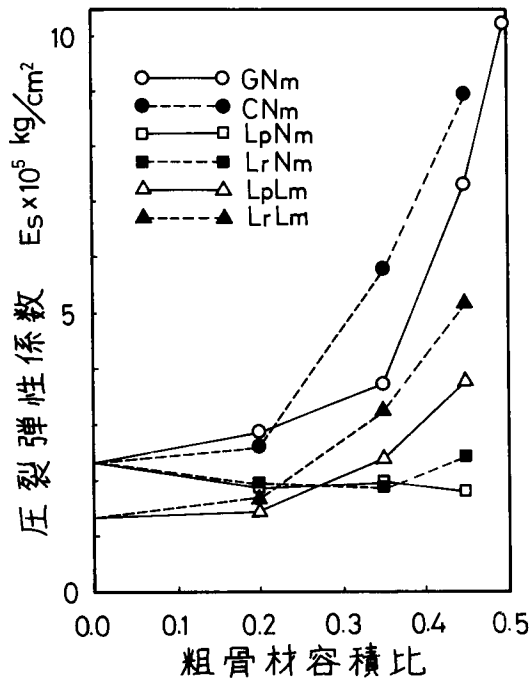


図-4.25 圧裂弾性係数と粗骨材容積比の関係

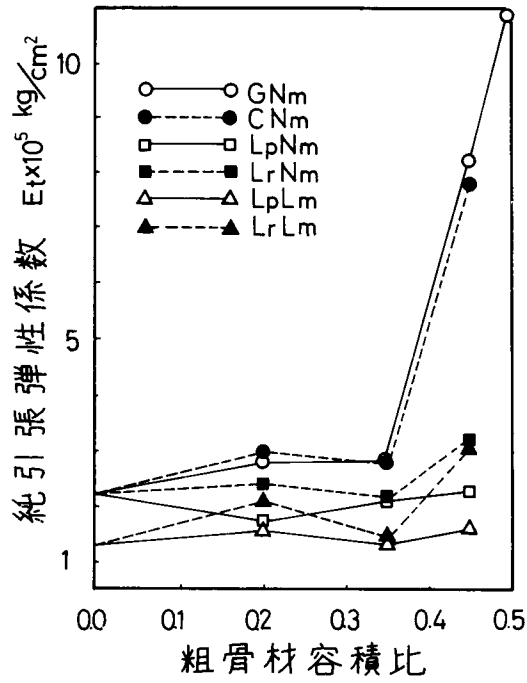


図-4.26 純引張弾性係数と粗骨材容積比の関係

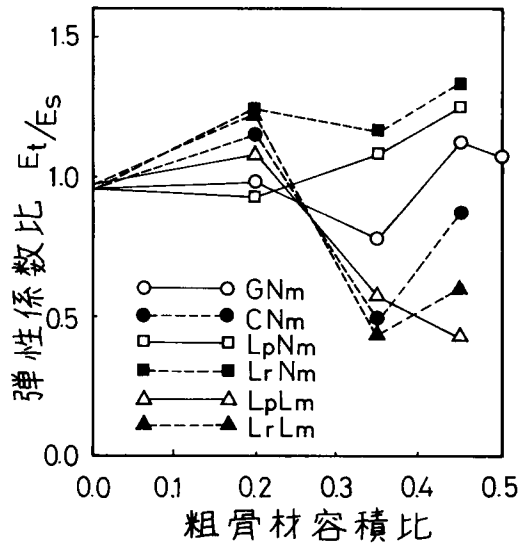


図-4.27 弾性係数比と粗骨材容積比の関係

第5章 粗骨材の形状、位置がモデルコンクリートの圧裂引張破壊挙動に及ぼす影響

5.1 概 説

コンクリートの圧縮強度特性は粗骨材の形状の影響を受けると考えられている。通常の粗骨材、すなわち川砂利と碎石を使用したコンクリートによって骨材形状の影響を検討する場合、骨材表面の粗滑の影響および骨材間のかみ合いの影響が存在すると考えられ、粗骨材の形状のみによる影響は把握しにくい。Wischers および Lusche¹⁾が行なった円形および正方形のモデル粗骨材1個および2個を有するモデルコンクリートの結果によれば、粗骨材の形状および間隔の変化によって明らかに異なる応力集中が供試体内に生じており、小阪、谷川および太田²⁾³⁾が行なった円柱形および角柱形のモデル粗骨材2個を有するモデルコンクリートの実験においても、粗骨材の形状の相違によって異なる圧縮強度が得られることを示している。圧縮試験におけるこのような状況を考慮すると、粗骨材の形状および位置の相違は圧裂試験における供試体中の応力分布および引張破壊挙動に影響し、結果として圧裂引張強度に影響する可能性が考えられる。粗骨材形状が異なるコンクリートの圧裂引張強度に関しては、4章の4.3節で示したように普通あるいは軽量粗骨材いずれを用いた配合においても、粗骨材形状の変化により圧裂引張強度に相違が見られる。ただ、この結果には圧縮試験の場合と同様に骨材表面の粗滑の影響および骨材間のかみ合いの影響が考えられ、粗骨材の形状のみによる影響を明らかにするためにはコンクリートのモデル化が必要と考えられる。

以上のような観点から、本章においては粗骨材の形状および位置が圧裂荷下の中コンクリート中の応力分布に及ぼす影響を明らかにするために、まず種々の形状のインクルージョン2個をマトリックス中に有する二相材料としてコンクリートをモデル化し、インクルージョンとマトリックスが完全に付着しているとした場合について光弾性法およびF.E.M.により二次元弾性解析を行ない、応力分布の検討を行なう⁴⁾。

小柳⁵⁾はコンクリートのひびわれ発生ならびに発達にはコンクリートの内部構造に変化をもたらすものであり、その過程をとらえることにより、巨視的な破壊に対する微視的破壊からの説明が可能となると考えられるとしている。このことは圧裂試験においてもコンクリートの複合性に起因するボンドクラックおよびモルタルクラックなどのコンクリートの内部構造に変化をもたらすクラックの発生および進展状況の把握がコンクリートの複合性の影響を引張強度と結びつけ、合理的な引張強度算出の可能性を探求すると言う点より重要であることを意味している。従って、本章ではモルタルマトリックス中に種々の形状の鋼材インクルージョン2個を実際に打設し、インクルージョンが破壊しないとした条件下でボンドクラック発生荷重レベル、破壊直前のボンドクラック幅および破壊荷重に及ぼす粗骨材の形状、位置の影響についても検討し、さらに実測および理論的方法(F.E.M.解析)によってボンドクラックおよ

びモルタルクラックの進展状況を検討する^{6),7),8)}。

5.2 粗骨材の形状、位置がモデルコンクリートの応力分布に及ぼす影響

5.2.1 実験計画および実験方法

1. 応力解析の概要

応力分布の解析に際しては、光弾性法と F. E. M. を採用した。一般に光弾性法においては、応力集中部分における高次数の読み違いあるいはクリープおよび視差による影響など、その取り扱い方によってはかなりの誤差を生ずる可能性がある。一方、F. E. M. 解析においては、有限個の要素でモデル化することによる影響が考えられる。以上のような点を考慮に入れて、本研究ではそれぞれの短所を互いに補完すべく、光弾性法と F. E. M. 解析の二つの方法を採用し、得られる応力分布の信頼性を高めた。

2. モデルコンクリートの粗骨材形状および位置

解析に際して用いられたモデルコンクリートは図-5.1に示すように円形、正六角形、正方形および正三角形の形状のモデルインクルージョン2個をそれぞれY軸上およびX軸上に有する円盤である。なお、Y軸が荷重軸である。供試体は直径10cmであり、2個のインクルージョンは2cmの間隔となるように配置した。インクルージョンの大きさはその最大長を総て2cmとした。従って、インクルージョンの周辺長はその形状に関係なく5.7~6.2cmの範囲に入り、ほぼ一定となる。図中の記号C、H、T、I、SおよびRはインクルージョンの形状を示すものであり、1および2の数字はそれぞれY軸上にインクルージョンを有する場合およびX軸上にインクルージョンを有する場合を示す。なお、インクルージョンの位置の相違についてモデルコンクリートを区別する場合には1シリーズおよび2シリーズと略称する。

3. 光弾性解析

インクルージョンとマトリックスが完全に付着しているとした条件下において、上述のモデルコンクリートに関する二次元弾性解析を行なった。

インクルージョンおよびマトリックス部分の材料としては、それぞれエポキシレジンおよびエポキシラバーを使用した。エポキシラバーはエポキシプレポリマー、ジエチレントリアミン（硬化剤）およびポリサルファイドより成るもので、ポリサルファイドの添加量によってエポキシラバーの弾性係数の選定が可能である。使用したエポキシレジンおよびエポキシラバーはそれぞれ表-5.1に示すような弾性係数、ポアソン比および光弾性感度を有し、マトリックスとインクルージョンの弾性係数比(n)は普通コンクリートのそれとほぼ等しい $n=1/3.22$ である。なお、これらの値はそれぞれ別に行なった純引張試験および圧縮による光弾性感度測定試験より得られたものである。

供試体の作製に際しては、まず定められた形状、寸法を有するモデルインクルージョンの表面をアセトンによって清浄にした後、所定の型枠にセットし、マトリックス材料を注ぎ込んだ。モデルコンクリートは通常のコンクリートと同様の弾性係数比とするために、インクルージョンは材令6日でマトリックス中に埋め込み、材令10日で荷重試験を行なった。供試体作製には、材料の不均一さ、温度応力、気泡

の混入および成形の際に生ずる初期応力の影響がなるべく小さくなるように注意し、材料の十分な攪拌および焼鈍を行なった。

インクルージョンとマトリックスの付着状況を知るために、インクルージョン用材料がマトリックス中に介在するような状況の供試体を作製し、純引張試験によって付着強度を測定した。純引張試験片の作製方法および材令は、先に述べたモデルコンクリートと同様である。この結果によると、付着強度はマトリックスの強度とほぼ同様であり、供試体が弾性的に挙動する範囲内では完全に付着していると考えて差しつかえない。解析には図式積分法⁹⁾を用い、x軸に平行に自由境界より解析を進め、マトリックス部分のみについて解析した。なお、供試体の厚さは0.6cmである。

4. F. E. M. 解析

光弾性解析の場合と同様にインクルージョンとマトリックスが完全に付着しているとした条件下においてF. E. M.による二次元弾性解析を行なった。供試体は平面応力状態にあるとし、要素は三角形一次要素を採用した。要素分割の一例を図-5.2に示す。要素の分割は対称性を考慮に入れて図-5.2に示すように供試体の1/4の部分についてのみ行ない、要素の総数はインクルージョンの形状により相違するが、全シリーズについて512~549個の範囲にある。解の精度を上げるために、載荷位置近くとインクルージョン近くのマトリックスでは要素分割を細かくした。インクルージョンとマトリックスの境界部分の法線方向応力および剪断応力を比較検討するために、境界部分において幅の狭い境界要素を設けた。要素分割に際しては、図-5.2のy軸あるいはx軸方向から外力を加えることにより、同一のデータで載荷軸上にインクルージョンを有する場合および載荷軸上にインクルージョンを有しない場合、すなわち1シリーズおよび2シリーズ双方の解析ができるように考慮した。外力は一点集中荷重が加わるものとした。解析に使用したインクルージョンおよびマトリックスの材料定数は表-5.1に示すとおりであり、弾性係数比 $n=1/3.22$ となるように考慮した。なお、本論文では引張りを正とする。

5.2.2 マトリックスおよびインクルージョン部分の応力分布に関する考察

図-5.3は光弾性解析による等色線写真の一例を示す。図-5.4および図-5.5はそれぞれ光弾性解析およびF. E. M.解析より得た1シリーズの最大主応力分布を示し、図-5.6および図-5.7は同じく光弾性解析およびF. E. M.解析より得た2シリーズの最大主応力分布を示す。図-5.4~図-5.7に示す等主応力線の値は各シリーズの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軸上の最大主応力との比、すなわち最大主応力比である。図-5.4と図-5.5、図-5.6と図-5.7の比較より、光弾性解析による主応力分布とF. E. M.解析による主応力分布が比較的類似していることがわかる。

マトリックス部分の応力分布については、y軸上にインクルージョンを有する1シリーズでは図-5.4および図-5.5より明らかなように、インクルージョンの存在によって応力分布に大きな乱れが見られ、極めて複雑な応力分布状況となる。応力分布の状況はインクルージョンの形状によって明らかに異なり、一般にインクルージョンとマトリックスの境界がy軸と直角かそれに近い角度を有するシリーズでは、インクルージョン周辺のマトリックス部分において圧縮応力または低引張応力部分が存在する。すなわち、図-5.4および図-5.5に示すC1, H1, T1, I1およびS1シリーズに示すような応力

分布となる。このような応力分布の傾向はマトリックスより弾性係数の大きいインクルージョンの存在によってマトリックスのx方向変位が拘束されることによるものであろう。この応力集中はまたH1およびS1シリーズに示すように載荷位置から遠い境界周辺のマトリックス部分より、近い境界周辺のマトリックス部分において大きい値を示す。インクルージョンとマトリックスの境界がy軸と鋭角をなすシリーズでは、T1、I1およびR1シリーズに見られるように、境界周辺のマトリックス部分で比較的大きい引張応力が生ずる。3章において述べたように、モデルコンクリート中の応力分布とモルタルクラック進展状況との間には関連性があることおよび上述のようにインクルージョンの形状によってマトリックス中の応力分布が異なることを考慮すると、インクルージョンの形状によってモルタルクラックの進展状況が異なることが推察される。

x軸上にインクルージョンを有する2シリーズにおいても、図-5.6および図-5.7に示すように、1シリーズと同様にインクルージョンの存在によって応力分布の乱れが見られる。ただ、y軸上すなわち載荷軸上にインクルージョンが存在しないことから、y軸上にインクルージョンを有する1シリーズに比較してインクルージョンの存在による応力分布の乱れが小さくなるようである。F.E.M.解析結果によれば、インクルージョン上側のマトリックス部分(図-5.7(a),(b),(c),(d),(e)および(f)のA点付近)で低引張応力部分となる傾向が見られる。図-5.8はF.E.M.解析より得た2シリーズにおけるy軸上の最大主応力の分布を示している。図より明らかなように、y軸上の応力分布は均一ではなく、y軸上の最大主応力比は供試体中心より約3cmの位置ではいずれのシリーズにおいてもインクルージョンのない場合と同様にほぼ1.00となるが、供試体中心より1.5cmの位置では0.75~0.90の範囲、供試体中心部では1.25~1.50の範囲となる。従って、y軸より離れた位置に存在するインクルージョンがy軸上の応力分布に大きく影響することがわかる。y軸上の最大主応力の変化は供試体中心により近いインクルージョン・マトリックス境界とx軸のなす角度によって影響を受ける傾向が見られ、境界とx軸が直角かそれに近い角度を有するC2、H2、T2およびS2シリーズでは境界とx軸が鋭角をなすI2およびR2シリーズより最大主応力比の変化が大きく、インクルージョンの形状によって影響の程度が異なることがわかる。

インクルージョン内部の応力分布については、2シリーズでは図-5.7に示すようにC2およびT2シリーズのインクルージョン内部における最も大きい最大主応力比は1.00であり、H2、I2、S2およびR2シリーズでは1.50となる。1シリーズでは図-5.5に示すようにC1シリーズのインクルージョン内部の最大主応力比は最も大きいもので1.00程度にすぎないが、その他の角ばりを有するインクルージョン内部では明らかにC1シリーズより大きい最大主応力比を示す。すなわち、S1シリーズではインクルージョン内部の最も大きい最大主応力比は1.50であり、H1およびR1シリーズでは1.75、I1シリーズでは2.00、T1シリーズでは2.50である。本研究におけるような角ばりのあるインクルージョンを用いたモデルコンクリートは、実際には碎石コンクリートを単純化したものと考えられるので、現実の碎石コンクリートの粗骨材内部には丸味を持った粗骨材を使用したコンクリートに比べてかなり高い引張応力が発生している可能性がある。圧裂試験によって破壊された碎石コンクリートの破壊面に

通常数多くの粗骨材部分の破壊が見られるのは、碎石自身の強度が小さいことによるだけでなく、角ばった粗骨材中に発生する高引張応力に起因することが考えられる。

5.2.3 インクルージョン・マトリックス境界部分における応力分布に関する考察

一般に、粗骨材とモルタルマトリックスの界面がコンクリート内部におけるより早期に生ずるクラックの発生点の一つであると考えられており¹⁰⁾、多数の実験結果^{11),12),13)}もまた界面の付着強度が粗骨材やマトリックスの強度より小さいことを示している。界面における早期のクラック発生は界面の付着力そのものが小さいことに加えて、インクルージョンとマトリックスの材料定数が異なることから生ずるインクルージョン・マトリックス境界部分の応力集中によって影響を受ける。以上のような観点から、ここではインクルージョンの形状、位置がインクルージョン・マトリックス境界部分の応力分布に及ぼす影響について検討する。

図-5.9および図-5.10はそれぞれ F. E. M. 解析より求めた供試体形状 $\phi 10 \times 3$ cm、外力 1,000kg の場合のインクルージョン・マトリックス境界部分の応力分布を示す。図中の境界法線方向応力 (σ_θ) および境界剪断応力 (τ_θ) はそれぞれインクルージョン・マトリックス界面に垂直な方向の応力および境界部分の剪断応力を意味している。図より明らかなように、境界部分における法線方向応力および剪断応力はインクルージョンの形状によってその分布状況が異なり、一般に角ばりのあるインクルージョンを有するシリーズでは、1シリーズおよび2シリーズともにインクルージョンの隅角部において応力集中が生ずる。

Y軸上にインクルージョンを有する1シリーズの境界法線方向応力に関しては、図-5.9に示すように、各シリーズは一般に極めて大きい圧縮応力を示す境界部分を有しており、インクルージョンとマトリックスの境界がY軸と直角かそれに近い角度を有する境界部分でより大きい圧縮応力が生ずる傾向がある。各シリーズの圧縮応力の最大値は外力 1,000kg の場合で $-82.8 \sim -148.3 \text{ kg/cm}^2$ の範囲を示し、円形インクルージョンを有する C 1シリーズにおいて最も大きい圧縮応力となる。このように各シリーズともにY軸に近い境界部分で大きな圧縮応力を生ずると同時に、Y軸より最も離れた境界部分で一般に引張応力が生ずる。すなわち、I 1シリーズを除く総てのシリーズで $18.0 \sim 26.5 \text{ kg/cm}^2$ の範囲の最大引張応力が見られる。Y軸上にインクルージョンを有しない2シリーズの境界法線方向応力については、図-5.10に示すように、各シリーズともに境界部分に圧縮応力が生じ、1シリーズと同様にインクルージョン・マトリックスの境界がY軸と直角かそれに近い角度を有するとき、より大きい圧縮応力が生ずる傾向がある。しかし、インクルージョンの位置がY軸より離れていることから、各シリーズの圧縮応力の最大値は外力 1,000kg の場合で $-40.2 \sim -82.0 \text{ kg/cm}^2$ の範囲を示し、1シリーズの約 1/2 となる。Y軸側に位置する境界部分がY軸と平行かまたはそれに近い C 2, H 2, T 2 および S 2シリーズでは、 $22.0 \sim 24.0 \text{ kg/cm}^2$ の最大引張応力が生じ、1シリーズとほぼ同様の範囲を占めている。

境界剪断応力についてはその絶対値について検討する。境界剪断応力は境界部分とY軸がある傾きをなす場合(0度と90度の中間)に一般に大きい値となる。すなわち、1シリーズでは C 1, H 1, T 1, I 1 および R 1シリーズにおける剪断応力の最大値は外力 1,000kg の場合で $55.0 \sim 80.0 \text{ kg/cm}^2$ の範

囲となるが、総ての境界部分がY軸と直角か平行であるS 1シリーズでは、剪断応力の最大値は14.0kg/cm²にすぎない。2シリーズでは、S 2シリーズの剪断応力の最大値は20.0kg/cm²であるが、その他のシリーズは32.0~50.1kg/cm²の値となり、1シリーズと同様にインクルージョンの形状によって境界剪断応力の値が異なる。

上に述べた結果より、インクルージョンとマトリックスの境界がY軸と直角かそれに近い角度を有する境界部分では、他の境界部分に比べて相対的に大きい法線方向圧縮応力と小さい剪断応力となることから、この位置においてボンドクラックが生ずる可能性は少ないと推察できる。適当な破壊条件と図-5.9および図-5.10に示すような応力分布を用いることによって、ボンドクラックが最初に生ずる位置とその応力レベルの算出が可能であるが、これについては以下の5.4節で述べる。

5.3 モデルコンクリートの圧裂引張破壊挙動に関する実験的研究

5.3.1 実験計画および実験方法

1. モデル供試体の作製および種類

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-5.2に示すとおりである。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%、セメント砂比(重量比)0.5のモルタルである。モデル粗骨材としては、円形、正六角形、正方形および正三角形の形状を有するように材質SS 41の鋼材を加工し、インクルージョンが破壊しないとモデルコンクリートを考えた。モデル粗骨材はその最大長が2cm(円形モデル粗骨材のみ1.9cm)となるように作製し、その結果、モデル粗骨材の周辺長は5.7~6.0cmの範囲にある。使用に際しては、モデル粗骨材の表面を# 60および# 180のサンドペーパーで磨き、表面性状を一定とした。

モデル供試体は直径10cm、厚さ3cmの厚肉円盤中に図-5.11および図-5.12に示すようにモデル粗骨材をY軸およびX軸上に2cmの間隔をおいて2個配置したものである。打設に際しては、3章の図-3.3に示す鋼製フレームを使用して、モデル粗骨材を所定の位置に固定した。モデル供試体は打設後2週間、水中で養生(20℃)し、その後載荷試験を行なった。

図-5.11および図-5.12に示す記号は供試体の種類を示しており、C、H、T、I、SおよびRはそれぞれ図に示すようなモデル骨材の形状を示している。AおよびGの記号はそれぞれ“インクルージョンとマトリックス界面に付着力を有するもの”および“界面の付着力を0としたもの”と言う界面における付着性状の相違を示し、前者はアセトンを用いてモデル粗骨材を清浄にして打設した供試体、後者はモデル粗骨材表面にグリースを薄く塗布して打設した供試体を意味する。1および2の数字はそれぞれY軸(載荷軸)に対する粗骨材位置の相違を示す。インクルージョンを持たずモルタルマトリックスのみより成る供試体をSシリーズとする。なお、界面の付着の良否について各シリーズを区別する場合はAシリーズおよびGシリーズと略称し、Y軸に対する粗骨材位置の相違について各シリーズを区別する場合は1シリーズおよび2シリーズと略称する。試験した供試体の総数は163個である。

この5.3節における考察に際しては、3章で述べた試験結果を一部使用する。3章における供試体は本

節と同一の配合および養生条件下で作製し、セメントの物理的性質も類似していることから、3章の結果の使用が可能と考える。なお、本節では3章における2A-2および2G-2シリーズをそれぞれCA1およびCG1シリーズとしている。

2. 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の測定

インクルージョンとマトリックスの境界変位の測定には、電気抵抗線ひずみゲージを用いたが、ゲージの種類、長さおよび接着状況は3章において述べたとおりであり、式(3.1)によって算出した値を境界変位とした(付録-3.1を参照)。境界変位の測定位置は図-5.11および図-5.12に示すように各シリーズについて2箇所とした。この測定位置は先の5.2節で述べたインクルージョンとマトリックスが完全に付着しているとして求めた境界部分における法線方向応力を参考にして決定した。すなわち、1シリーズでは境界法線方向応力が最大となる位置であり、2シリーズでは境界法線方向応力が最大および2番目に大となる位置である。載荷試験はJIS A 1113に準じて行ない、載荷速度は2 kg/secである。

モデル供試体中を伝播する超音波パルス伝播時間の測定には、3章で述べたと同様のデジタル式コンクリート品質試験機(Pundit)を使用した。測定位置および状態は図-5.11および図-5.12に示すとおりである。伝播時間測定の精度は0.05 μ secである。

5.3.2 ボンドクラック発生荷重レベルに及ぼす粗骨材形状の影響

荷重の増加に伴う境界変位の変化およびパルス伝播時間の変化の代表例を全シリーズについて図-5.13~図-5.16に示す。表-5.3は各シリーズ別の破壊荷重、以下に述べる方法より得られたボンドクラック発生荷重およびその荷重レベル、F.E.M.解析より得た荷重1,000kgにおける境界法線方向応力の最大値、破壊直前(破壊荷重の99%の荷重レベル)の境界変位、超音波パルス伝播時間の変化率および界面の付着の良否による破壊荷重の減少率を示す。なお、表に示すF.E.M.解析結果はマトリックスの材料定数を先の5.2節で述べた解析と同様とし、インクルージョンの弾性係数とポアソン比をそれぞれ 2.1×10^6 kg/cm² および0.3としたものである。また、“パルス伝播時間の変化率”とは破壊直前の伝播時間と載荷以前の伝播時間の差を載荷以前の伝播時間で除したものの百分率である。

界面の付着が良好でy軸上にインクルージョンを有するA1シリーズでは、図-5.13に示すように一般に粗骨材形状に関係なく、低荷重レベルで境界変位はほぼ0であり、ある荷重レベルに至って始めて急激な境界変位の増加が認められるようになる。界面の付着が良好でx軸上にインクルージョンを有するA2シリーズにおいても、図-5.14に示すように境界法線方向応力が最大となる位置の境界変位はA1シリーズと同様に低荷重レベルではほぼ0であり、ある荷重レベルで増加を開始する。境界変位を測定した位置は前述のように境界法線方向応力の大きい位置であり、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生ずると考えられるので、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の発生する荷重レベルである。なお、ここでは剪断応力によるボンドクラックは考えない。

以上の考えに基づいたボンドクラックについては、IA1シリーズでは、図-5.9(d)に示すように境界部分における法線方向応力は総て圧縮であり、境界変位は図-5.13(d)に示すように低荷重レベルで

負となり、高荷重レベルに至ってわずかに正となることから、本実験で言うところのボンドクラック発生荷重を明確にすることは困難であるが、その他のシリーズについてはその発生を明らかにすることが可能である。表-5.3に示すように、A 1シリーズのボンドクラック発生荷重は361~860kg(荷重レベルは40~83%)の範囲にある。また、A 2シリーズのボンドクラック発生荷重は283~1,120kg(荷重レベルは22~74%)の範囲にあり、インクルージョンの形状によってボンドクラック発生荷重およびその荷重レベルが大きく異なることがわかる。SA 1とRA 1シリーズおよびSA 2とRA 2シリーズの関係は正方形インクルージョンを同一の位置で45度回転したものであり、TA 1とIA 1シリーズおよびTA 2とIA 2シリーズについても正三角形インクルージョンを同一位置で180度回転したものである。圧裂試験においては、同一インクルージョンを同一位置に埋め込んだときでも、その傾きが変化すると表-5.3のカラム9と11, 21と23, 5と7および17と19の比較よりわかるように、ボンドクラック発生荷重およびその荷重レベルが大きく異なる。この相違は図-5.9および図-5.10に示すようにインクルージョンの傾きの変化によって生ずる境界部分の応力の大きさの相違によるものである。

図-5.17は荷重を1,000kgとしたF.E.M.解析結果より得られた各シリーズの境界部分における最大法線方向応力と各モデル供試体のボンドクラック発生荷重の関係を示している。図に示すように、ボンドクラック発生荷重はかなりのバラツキを示すが、1シリーズおよび2シリーズともに解析による境界法線方向応力が大きい程ボンドクラック発生荷重が小さくなる傾向が認められる。以上の結果より、インクルージョンの形状およびその位置は境界部分の応力状態に影響し、結果としてボンドクラック発生荷重およびその荷重レベルに影響すると言える。

界面の付着力が0でy軸上にインクルージョンを有するG 1シリーズでは、図-5.15(d)に示すようにIG 1シリーズにおいて、荷重の増加に伴う境界変位は負となる。その他のG 1シリーズについては、載荷と同時に境界変位が生じ、荷重の増加とともに増加する。界面の付着力が0でx軸上にインクルージョンを有するG 2シリーズでは、図-5.16に示すように境界法線方向応力が最大となる位置の境界変位は載荷と同時に生じ、G 1シリーズと同様の傾向を示す。従って、少なくともIG 1シリーズ以外のシリーズでは、ボンドクラック発生荷重は0kgとなる。

5.3.3 ボンドクラック幅、超音波パルス伝播時間および破壊荷重に及ぼす粗骨材形状の影響

破壊直前のインクルージョンとマトリックス境界の変位、すなわちボンドクラック幅は表-5.3に示すようにインクルージョンの形状によって明らかに相違し、A 1シリーズでは $0.83\sim 6.19\times 10^{-3}\text{mm}$ 、A 2シリーズでは $0.90\sim 5.02\times 10^{-3}\text{mm}$ 、G 1シリーズでは $-0.14\sim 5.33\times 10^{-3}\text{mm}$ およびG 2シリーズでは $1.02\sim 5.87\times 10^{-3}\text{mm}$ の範囲となる。先に同一インクルージョンを同一位置に埋め込んだとき、その傾きが変化するとボンドクラック発生荷重およびその荷重レベルが異なることを述べたが、破壊直前のボンドクラック幅についても同様で、インクルージョンの傾きの相違により大きく影響を受ける。界面の付着の良否によるボンドクラック幅については、RA 2とRG 2シリーズにおいて相違が見られるが、他のシリーズにおいては比較的類似した結果となる。

マトリックス材料のみより成るSシリーズの超音波パルス伝播時間の変化率は、表-5.3に示すよう

にインクルージョンを有する他のシリーズに比較して小さい値となる。このことは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の発生および進展に起因するものと考えられ、パルス伝播時間の変化率は破壊直前におけるボンドクラックの進展状況を示す一指標であると考えられる。パルス伝播時間の変化率はインクルージョンの形状によって相違し、A 1シリーズでは1.8~6.6%、A 2シリーズでは3.2~9.2%、G 1シリーズでは1.2~4.9%およびG 2シリーズでは1.8~7.3%の範囲となる。パルス伝播時間の変化率はSA 1とSG 1、CA 2とCG 2、HA 2とHG 2、TA 2とTG 2およびSA 2とSG 2の各シリーズにおいて、界面の付着の良否によって大きく相違する。図-5.18はAシリーズに関するパルス伝播時間の変化率と破壊直前のボンドクラック幅の関係を示すものである。図より明らかなように、境界変位より得られる破壊直前のボンドクラック幅はパルス伝播時間と密接な関係があることがわかる。Gシリーズに関しては、このような明確な関係は認められない。

圧裂試験より得られた破壊荷重は、A 1シリーズでは812~1,184kg、A 2シリーズでは1,295~1,521kg、G 1シリーズでは578~967kgおよびG 2シリーズでは1,115~1,426kgの範囲となり、インクルージョンの形状および位置によって影響を受ける。各シリーズの破壊荷重は、Aシリーズについては表-5.3に示すようにボンドクラック発生荷重の大小が必ずしも破壊荷重に影響することはなく、Gシリーズについては一般に載荷と同時にボンドクラックが発生するにもかかわらず破壊荷重は相違することから考えて、モデルコンクリートの破壊荷重はインクルージョンの形状によるボンドクラックの発生荷重の大小に左右されるものではないと言える。図-5.19はAシリーズの破壊直前のボンドクラック幅と破壊荷重の関係を示すものであり、図-5.20はAシリーズのパルス伝播時間の変化率と破壊荷重の関係を示すものである。図-5.19および図-5.20によると、A 1シリーズでは破壊直前のボンドクラック幅および伝播時間の変化率が大きい程破壊荷重が大きいという傾向が見られ、破壊直前のボンドクラック幅や伝播時間の変化率が大きい値を示すのは、ボンドクラックの方向がY軸と平行かそれに近い状態であるSA 1およびCA 1シリーズであることがわかる。A 2シリーズではA 1シリーズとは逆に、破壊直前のボンドクラック幅および伝播時間の変化率が大きい程破壊荷重が減少する傾向が見られ、このシリーズにおいても破壊直前のボンドクラック幅や伝播時間の変化率が大きい値を示すのは、ボンドクラックの方向がY軸と平行であるTA 2およびSA 2シリーズであることがわかる。図-5.21はGシリーズのパルス伝播時間の変化率と破壊荷重の関係を示すものである。図-5.21に示す傾向は図-5.20の傾向と類似している。以上の結果より、インクルージョンの形状による破壊荷重の相違は載荷軸に対するインクルージョンの形状によって定まるボンドクラックの方向と関係していることが考えられる。

一般に、碎石コンクリートは川砂利コンクリートより大きい引張強度を示すことはよく知られた事実であり¹⁴⁾¹⁵⁾、4章の表-4.13に示す結果からもこのことは明らかである。表-5.4はY軸上にインクルージョンを有するシリーズについて引張強度の相対的な大小関係を示すもので、実際のコンクリートに見られる骨材表面の粗滑および骨材間のかみ合いの影響を含まない、骨材形状の相違のみによる引張強度の大小を示すものである。円形インクルージョンを有するCA 1およびCG 1シリーズはSA 1およびS

G 1 シリーズより多少小さい引張強度となるが、全体としては角ばりのあるインクルージョンを用いたシリーズより明らかに大きい引張強度を示している。このモデルコンクリートによる結果を考慮すると、先に述べた碎石コンクリートが川砂利コンクリートより大きい引張強度を示すのは、骨材表面の粗滑あるいは骨材間のかみ合いの影響による可能性が強いと言える。

界面の付着の良否による破壊荷重の減少率は、1 シリーズでは13.9~44.2%、2 シリーズでは-0.9~17.5%となり、インクルージョンの形状および位置に影響される。

図-5.22および図-5.23はY軸上にインクルージョンを有するA 1およびG 1シリーズにおけるモデル供試体の最終的な破壊状況の代表例を示すものである。A 1シリーズでは、図-5.22に示すようにRA 1シリーズのモルタルクラックの進展はY軸にほぼ一致し、TA 1およびIA 1シリーズでは一部Y軸に一致している。その他のシリーズではY軸と一致することはない。先の5.2節で述べたように、インクルージョンとマトリックスの境界がY軸と直角かそれに近い場合、境界部分ではボンドクラック発生の可能性が小さく、マトリックス部分では圧縮または低引張応力となり、Y軸上におけるインクルージョンが鋭角のときにはマトリックス部分がかなり大きい引張応力となることを考慮すると、図-5.22に示すインクルージョンの形状による破壊状況の相違がほぼ理解できる。G 1シリーズでは、図-5.23に示すようにHG 1、TG 1およびSG 1シリーズでモルタルクラックの一部がY軸と一致しないが、その他のシリーズではモルタルクラックはY軸と一致している。3章および4章で述べた圧裂載荷下における実測およびF. E. M. 解析結果によれば、界面の付着力が0のシリーズではY軸上のインクルージョン近傍のマトリックス部分が大きい引張応力となる。このことを考慮すると、G 1シリーズのモルタルクラックの進展がA 1シリーズに比べてY軸と一致する傾向の強いことが理解できる。図-5.24および図-5.25はX軸上にインクルージョンを有するA 2およびG 2シリーズにおけるモデル供試体の最終的な破壊状況の代表例を示すものである。A 2シリーズでは、IA 2およびRA 2シリーズのモルタルクラックがY軸とほぼ一致する。その他のシリーズでは、インクルージョン・マトリックス界面よりモルタルクラックが進展し、インクルージョンの形状によって破壊状況に相違が見られる。G 2シリーズでは、モルタルクラックの進展は全シリーズについてY軸とほぼ一致している。

5.4 モデルコンクリートのクラック進展状況に関する研究

5.4.1 実験計画および実験方法

1. モデル供試体の作製および種類

モルタルクラックの進展状況を実測によって明らかにするために採用した供試体は、先の5.3節で述べたCA 1、HA 1、TA 1、IA 1、SA 1およびRA 1シリーズの6種類である。使用材料、配合、供試体の作製および養生方法は5.3節で述べたと同様である。

2. モルタルクラック進展状況の測定

モデルコンクリートに生ずるモルタルクラックを追跡するために導電性樹脂材料（ドータイト）を使用した。これは比抵抗が $1.0 \times 10^{-4} \Omega \text{cm}$ の常温乾燥型導電性材料である。モルタルクラック進展の測定に

は、モデル供試体表面にドータイトの細線を図-5.26に示すように、Y軸(載荷軸)と直角に7本引き、この細線に1.5Vの直流電流を流しながら載荷する。モルタルクラックの進展に伴ってドータイトの細線が破断し、同時に電流が遮断される。7本のドータイト細線に流れる電流の遮断状況を電磁オシログラフで記録し、電流の遮断順序を知ることによってモルタルクラックの進行を測定した。なお、測定時における記録紙の送りスピードは100cm/secとし、タイムマーク間隔は0.01secとした。

モルタルクラックが進展する荷重は各供試体について多少変動し、さらにモルタルクラックの進展は短時間に終了するので、クラック発生時にオシログラフを適確に作動することは一般にかなり困難である。本実験においては、5.3節で述べた方法によって超音波パルス伝播時間を載荷と同時に測定し、パルス伝播時間が急激な増加を開始するころよりオシログラフを作動した。測定に成功した供試体数は61個である。載荷はJIS A 1113に準じて行ない、載荷速度は破壊に至るまで2 kg/secを保持した。

3. 導電性樹脂材料(ドータイト)の使用方法

ドータイトの細線中を流れる電流の遮断によってモルタルクラックの進展状況を知ろうとする場合、正確さを帰すためにドータイト細線の断面積を一定に保つ必要がある。本実験では、載荷試験前にドータイト細線の抵抗を測定し、抵抗値が一定となるようにドータイト細線の断面を調整した。細線の断面積はドータイトの比抵抗と細線の抵抗および長さによって算出でき、 $5 \times 10^{-4} \text{mm}^2$ 程度である。

ドータイトは前述のように常温乾燥型の樹脂材料であることから、モルタルクラックが生じて、その幅が小さいときはドータイトの細線は導通したままである可能性があり、またこれはドータイト使用後の経過時間によって影響を受けることが考えられる。従って、ドータイト細線の抵抗値が ∞ になるときの細線の変位、すなわちドータイト中を流れる電流が遮断されるときクラック幅とドータイトの変位能力の時間的変化を明確にする必要がある。これらの点を明らかにするために、視野の中に長さ測定装置(最小目盛 0.5μ)を有する実体顕微鏡(最大400倍)に引張加力装置をセットして予備実験を行なった。実験に際しては、引張加力装置にモデル供試体に用いるのと同様な状況でドータイトの細線を引き、時間の経過に伴うドータイトの引張変位と抵抗値を温度約 20°C で測定した。図-5.27はドータイト細線の抵抗値が ∞ になるときの変位とドータイト塗布後の経過時間の関係を示すものである。図よりわかるように、ドータイト塗布後5~10分で抵抗値が ∞ になる変位は約 30μ となり、その後大きな変化はない。以上の結果より、本実験において以下に述べる実測によるモルタルクラック進展とは、クラック幅が約 30μ に達したクラックの進展を意味している。なお、載荷実験はドータイト塗布後少なくとも15分が経過した後に行なった。

4. F.E.M. 解析

F.E.M.による二次元弾性解析を行なうことにより、インクルージョンの形状の相違によるポンドクラックおよびモルタルクラックの進展状況を検討した。供試体は平面応力状態にあるとし、解析は対称性を考慮して供試体の1/4について行なった。要素の分割は先の5.2節で述べたと同様とし、外力は供試体直径の1/15の分布荷重が作用するものとした。インクルージョンの弾性係数およびポアソン比はそれぞれ $2.1 \times 10^6 \text{kg/cm}^2$ および0.3とし、インクルージョンとマトリックスの境界部分およびマトリックス

については、それぞれ $2.2 \times 10^5 \text{kg/cm}^2$ および 0.2 とした。クラックの進展状況は直接反復法を用いて求め、マトリックスとインクルージョン・マトリックス界面の破壊条件および破壊後の要素の剛性の修正は 4 章の 4.2 節で述べたとおりとした。インクルージョンは鋼材であることから破壊しないものとした。

5.4.2 実測によるモルタルクラック進展状況に関する考察

ドータイトの細線を用いることによってモルタルクラック進展状況の検討を行なう場合、まず第一にこれを用いて測定が可能であるかどうかを確かめる必要がある。この目的のためには、クラック進展方向が予測できるような試験条件および供試体形状であることが望ましい。このような観点より、上述のモデル供試体と同一の配合および養生を行なった $4 \times 4 \times 16 \text{cm}$ のモルタル角柱供試体を作製し、中央載荷による曲げ試験を行なった。ドータイトの塗布は図-5.28 に示すように供試体側面に 3 本とし、試験した供試体は 11 個である。この曲げ試験結果は 11 個の供試体の内 10 個 (90.9%) が図中の番号 1, 2, 3 の順序でドータイトが破断することを示し、通常考えられる曲げ試験のクラック進展方向と一致している。従って、圧裂載荷下のモデル供試体についてもドータイト細線を用いることによって、モルタルクラック進展状況の測定が可能であると考えられる。

表-5.5 は各シリーズモデル供試体におけるドータイト細線の破断順序を示すもので、同一供試体内における破断順序の判別が困難である場合には、平均値を記入してある。表-5.5 に示すドータイトの破断順序は先に述べたモルタルの曲げ試験で得られたような明確な傾向を示さず、同一シリーズのモデル供試体においてもかなりの変動が見られる。これはモデル供試体の破壊状況の複雑さやドータイト細線の性質によるものであろう。しかし、ある位置におけるドータイトの破断順序の平均値が他の位置より小さければ、その位置においてモルタルクラックが相対的に早期に生ずる可能性を示していると考えられる。

インクルージョンと載荷位置をつなぐモルタルクラックの進展については、各シリーズのドータイト塗布位置 a と b および f と g の破断順序の平均値を検討すると、HA 1, TA 1, IA 1, SA 1 および RA 1 シリーズでは、ドータイト塗布位置 b および f がそれぞれ a および g より明らかに早期に破断しており、モルタルクラックはインクルージョン側より載荷位置へと進展する傾向を示す。CA 1 シリーズでは、ドータイト塗布位置 f と g において上述の傾向がやや不明確であるが、モルタルクラックは他のシリーズ同様インクルージョン側より載荷位置へと進展するのであろう。

インクルージョン間を橋わたすモルタルクラックとインクルージョン・載荷位置間をつなぐモルタルクラックの伝播時期に関しては、CA 1, HA 1, TA 1, IA 1 および SA 1 シリーズでは、前者が後者より早期に生ずる傾向を示す。ただ、RA 1 シリーズでは前者が後者より早期に生ずるとは必ずしも言えず、他のシリーズとは傾向を異にする。以上の結果より、少なくとも本実験で採用したようなモデル供試体では、最終的な系の崩壊を生ずるモルタルクラックは、一般に供試体内部より載荷位置へと進展する傾向があることがわかる。

5.4.3 F.E.M. 解析によるボンドクラックおよびモルタルクラック進展に関する考察

図-5.29 に F.E.M. 解析より得られた各シリーズのクラック発生形態を示す。黒く塗った要素がク

クラックを生じた要素である。図-5.29 と図-5.22 を比較すると、解析によって得られたクラック発生形態はモデル供試体の最終的な破壊状況とよく一致することがわかる。従って、F. E. M. 解析結果はボンドクラックおよびモルタルクラックの進展状況を検討する場合には信頼できると考えられる。

F. E. M. 解析によるクラック進展状況については、CA 1 シリーズでは図-5.29 (a) の①に最初にボンドクラックが生じ、②へ進展する。ほぼ同時に①より③へ、続いて②より④へとボンドクラックが進展する。その後、③より⑤、④より⑥、⑤より⑦、⑥より載荷位置へとモルタルクラックが進展する。HA 1 シリーズでは、①、②ついて③にそれぞれ部分的にボンドクラックが生じ、その後①より③へ、③より②へとボンドクラックが進展する。続いて、②より④、①より⑤、④より⑥、⑤より載荷位置へモルタルクラックが進展する。TA 1 シリーズでは、当初①にボンドクラックが生じ、②へ進展する。その後①より③、②より④、続いて③より⑤、④より⑥、⑤より載荷位置へとモルタルクラックが進展する。IA 1 シリーズでは、当初①にボンドクラックが部分的に生ずる。その後②にボンドクラックが生じ、①へと進展する。続いて②より③、①より載荷位置へとモルタルクラックの進展が見られる。SA 1 シリーズでは、最初①ついて②にそれぞれ部分的にボンドクラックが生じ、②に生じたボンドクラックが①へと進展する。その後②より③、①より④、続いて③より⑤、④より載荷位置へとモルタルクラックが進展する。RA 1 シリーズでは、当初①より②へ、ついて①より③へボンドクラックが進展する。その後②より④へボンドクラックが進展し、⑤にボンドクラックが部分的に生ずる。続いて④より⑥へモルタルクラックが進み、⑤より③および⑦へとボンドクラックが進展する。その後⑦より⑧、⑥より載荷位置へとモルタルクラックが進展する。

以上に述べた解析結果によると、ボンドクラックはモルタルクラックより常に早期に発生、進展し、SA 1 シリーズを除く各シリーズにおいて界面に垂直な圧縮応力と剪断応力によって生ずるボンドクラックと界面に垂直な引張応力と剪断応力によって生ずるボンドクラックの双方が見られる。また、角ばりのあるインクルージョンを有するシリーズでは、最初にボンドクラックが生ずる位置は常にインクルージョンの隅角部であり、隅角部よりボンドクラックが進展する。表-5.6 は 4 章の 4.2 節で述べたインクルージョン・マトリックス界面の破壊条件 (図-4.5 参照) を用いて得られたボンドクラックが最初に生ずる応力レベルとインクルージョンの内角の関係を示す。なお、円形インクルージョンについては便宜上内角を 180 度とした。表に示すように、インクルージョンの形状、すなわち角ばりの程度によって、ボンドクラックが最初に生ずる応力レベルに差異が見られる。

モルタルクラックの進展は総てインクルージョン・マトリックス界面側よりマトリックスへの進展であり、載荷位置からインクルージョン部分への進展あるいはマトリックス中に独立したモルタルクラックが発生し、進展することはない。従って、インクルージョンと載荷位置間をつなぐモルタルクラックは総てインクルージョン側より進展し、先に述べた実測によって得られたモルタルクラックの進展方向と一致する。インクルージョン間を橋わたしするモルタルクラックとインクルージョン・載荷位置間をつなぐモルタルクラックの伝播時期に関しては、HA 1、IA 1 および SA 1 シリーズでは明らかに前者が後者より早期に進展し、先に述べた実測による結果と一致する。CA 1 シリーズでは、モルタルクラック

の進展状況が複雑であるため、これらのクラックのいずれがより早期に進展するかは明らかでない。TA 1 および RA 1 シリーズでは、後者が前者より早期に進展する傾向がある。

5.5 本章のまとめ

本章においては、粗骨材の形状および位置が圧裂载荷下のコンクリートの応力分布およびクラック進展状況などの破壊挙動に及ぼす影響を明らかにするために、モルタルマトリックス中に種々の形状のインクルージョン 2 個を有するモデルコンクリートについて検討した結果を述べた。実験および解析結果より、圧裂载荷下においても圧縮载荷と同様に、インクルージョンの形状によって供試体内の応力分布および破壊荷重に相違が生ずると言う結果が得られ、圧裂载荷下のコンクリートのポンドクラックおよびモルタルクラックの進展状況が一部明らかになった。以下に本研究において明らかになった点を示し、本章の結論とする。

- 1) 光弾性解析および F. E. M. 解析によれば、インクルージョンの存在によってマトリックス中は極めて複雑な応力分布を示し、インクルージョンの形状によって応力分布は大きな影響を受ける。载荷軸上にインクルージョンを有する場合、マトリックス中の応力は一般にインクルージョンとマトリックスの境界が载荷軸と直角かそれに近い角度のときインクルージョン周辺で圧縮応力または低引張応力となり、インクルージョンとマトリックスの境界が载荷軸と鋭角をなすときインクルージョン周辺で比較的大きい引張応力となる。载荷軸上にインクルージョンを有しない場合でも、载荷軸より離れた位置に存在するインクルージョンが载荷軸上の応力分布に影響し、最大引張応力はインクルージョンを有しない場合の1.25~1.50倍となる。
- 2) 载荷軸上にインクルージョンを有するシリーズのインクルージョン内部における最大引張応力は、円形インクルージョンではそれ程大きい値とはならない。しかし、角ばりを有するインクルージョン内部の最大引張応力は円形インクルージョンに比べて極めて大きく、1.50~2.50倍となる。角ばりのあるインクルージョンを用いたモデルコンクリートは実際には碎石コンクリートを単純化したものと考えられるので、現実の碎石コンクリートの粗骨材内部には、丸味を持った粗骨材に比べてかなり高い引張応力が生じている可能性がある。
- 3) インクルージョンとマトリックスの境界部分における応力は、インクルージョンの形状の影響を受け、複雑な分布状況を示す。角ばりを持ったインクルージョンを有するシリーズでは、一般にインクルージョンの隅角部において応力集中が生ずる。
- 4) インクルージョンとマトリックスの境界変位より求めたモデルコンクリートのポンドクラック発生荷重レベルは、载荷軸上にインクルージョンを有するシリーズでは40~83%、载荷軸上にインクルージョンを有しないシリーズでは22~74%の範囲となり、インクルージョンの形状によって大きく影響を受ける。
- 5) モデルコンクリートに関する実測結果および F. E. M. 解析結果によれば、圧裂载荷下のモデルコンクリートのクラックは一般にインクルージョンの隅角部におけるインクルージョン・マトリックス

界面に最初に生じ、これが界面にそって進展する。その後、最終的な系の崩壊を導くモルタルクラックが界面に生じたボンドクラックより発生し、インクルージョンの形状によってその進展状況は異なるが、最終的には載荷位置へと進展する。

- 6) モデルコンクリートの破壊荷重はインクルージョン・マトリックス界面の付着が良好な A 1 および A 2 シリーズではそれぞれ 812~1,184kg および 1,295~1,521kg の範囲となる。界面の付着の不良な G 1 および G 2 シリーズではそれぞれ 578~967kg および 1,115~1,426kg の範囲となり、インクルージョンの形状および位置によって明らかに影響を受ける。インクルージョンの形状および位置による破壊荷重の相違はボンドクラック発生荷重の大小に左右されることはなく、むしろインクルージョンの形状によって定まるボンドクラックの方向と関係していることが考えられる。
- 7) モデルコンクリートによる実験結果を考慮すると、砕石コンクリートが川砂利コンクリートより大きい引張強度を示すのは、骨材表面の粗滑あるいは骨材間のかみ合いの影響による可能性が強い。

〈参 考 文 献〉

- 1) Wischers, G. und M. Lusche : Einfluß der inneren Spannungsverteilung auf das Tragverhalten von druckbeanspruchtem Normal-und Leichtbeton, Beton, Aug., 1972, Sept., 1972.
- 2) 小阪義夫・谷川恭雄・太田福男：モデル骨材コンクリートの力学性質におよぼす粗骨材間隔の影響，セメント技術年報，昭和48年。
- 3) 小阪義夫・谷川恭雄・太田福男：コンクリートの力学特性についてのモデル解析，セメント技術年報，昭和49年。
- 4) 榑場重正・斉藤満・川村満紀：圧裂載荷下におけるモデルコンクリート中の応力分布について，金沢大学工学部紀要，第11巻，第1号，昭和52年6月。
- 5) 小柳治：コンクリートの破壊，コンクリート・ライブラリー，第34号，1972年8月。
- 6) 榑場重正・斉藤満・宮北啓・今井悟：コンクリートの破壊機構に関する基礎的研究－骨材形状の影響－，セメント技術年報，昭和50年。
- 7) 榑場重正・斉藤満・宮北啓・今井悟：コンクリートの破壊機構に関する基礎的研究－クラック進展状況について－，セメント技術年報，昭和51年。
- 8) 榑場重正・川村満紀・斉藤満：圧裂載荷下におけるモデルコンクリート中のき裂伝播について，複合材料シンポジウム講演論文集，昭和51年12月。
- 9) 川本脩方：応用弾性学，共立出版，pp.272，昭和43年。
- 10) Hsu, T. T. C., F. O. Slate, G. M. Sturman and G. Winter : Microcracking of plain concrete and the shape of the stress-strain curve, Jour. ACI, Feb., 1963.
- 11) Alexander, K. M. : Strength of the cement-aggregate bond, Jour. ACI, Nov., 1959.
- 12) Hsu, T. T. C. and F. O. Slate : Tensile bond strength between aggregate and cement paste or mortar, Jour. ACI, April, 1963.
- 13) Alexander, K. M. : A study of concrete strength and mode of fracture in terms of matrix, bond and aggregate strengths, Proc. of the First Tewksbury Symp., 1963.
- 14) 藤井真透：舗装コンクリートの力学的性質に就て，土木学会誌，第23巻，第5号，昭和12年5月。
- 15) Ward, M. A., Jour. Materials, Vol.2, No.1, March, 1967, (Discussion of a paper by Malhotra V. M. and Zoldners N. G.).

表-5.1 光弾性解析およびF.E.M.解析における弾性係数, ポアソン比および光弾性感度

		弾性係数 (kg/cm ²)	ポアソン比	光弾性感度 (cm/kg)	弾性係数比 (n)
光弾性解析	エポキシラバー (マトリックス)	9,100	0.43	0.098	1/3.22
	エポキシレジン (インクルージョン)	29,300	0.43	—	
F.E.M.解析	マトリックス	220,000	0.20	—	1/3.22
	インクルージョン	708,400	0.20	—	

表-5.2 使用セメントの物理的性質

比重	粉末度 88μ 残分%	凝 結		安定度 (浸水法)	フロー (mm)	曲げ強度 (kg/cm ²)				圧縮強度 (kg/cm ²)			
		始発時間	終結時間			1日	3日	7日	28日	1日	3日	7日	28日
3.13	0.6	3時間7分	4時間40分	安定	170	33.8	53.5	65.9	80.4	133	266	339	455

表-5.3 各シリーズにおける破壊荷重(P), ボンドクラック開始荷重(P_b), 境界法線方向応力の最大値(σ_θ), 破壊直前の境界変位(D₉₉)およびパルス伝播時間の変化率(Δt)

シリーズ	カラム	P (kg)	P _b (kg)	P _b /P	σ _θ * (kg/cm ²)	D ₉₉ ×10 ⁻³ (mm)	Δt (%)	強度減少率%
CA 1	1	1,170	465	0.40	16.6	4.0~4.5	4.1	29.1
CG 1	2	829	—	—	—	4.0~4.5	4.9	
HA 1	3	992	600	0.60	11.8	3.53	3.9	20.7
HG 1	4	787	—	—	—	4.56	3.4	
TA 1	5	812	361	0.44	14.7	2.40	3.2	13.9
TG 1	6	699	—	—	—	2.85	2.4	
IA 1	7	847	—	—	-13.6	0.83	1.8	29.4
IG 1	8	598	—	—	—	-0.41	1.6	
SA 1	9	1,184	531	0.45	14.8	6.19	6.6	18.3
SG 1	10	967	—	—	—	5.33	3.9	
RA 1	11	1,035	860	0.83	7.2	1.37	2.8	44.2
RG 1	12	578	—	—	—	2.82	1.2	
CA 2	13	1,392	390	0.28	25.6	2.87	4.9	10.9
CG 2	14	1,240	—	—	—	3.24	7.3	
HA 2	15	1,447	488	0.34	21.3	4.01	7.3	17.5
HG 2	16	1,194	—	—	—	5.87	2.5	
TA 2	17	1,295	283	0.22	21.4	5.02	9.2	13.9
TG 2	18	1,115	—	—	—	4.02	1.8	
IA 2	19	1,485	967	0.65	6.1	0.90	3.2	4.0
IG 2	20	1,426	—	—	—	1.02	4.2	
SA 2	21	1,338	338	0.25	20.5	4.52	8.9	-0.9
SG 2	22	1,350	—	—	—	4.82	3.8	
RA 2	23	1,521	1120	0.74	1.5	0.93	3.5	14.9
RG 2	24	1,295	—	—	—	3.22	2.1	
S	25	1,581	—	—	—	—	1.1	—

* F.E.M.解析による

表-5.5 各シリーズにおけるドータイト細線の破断順序(モルタルクラック進展状況)

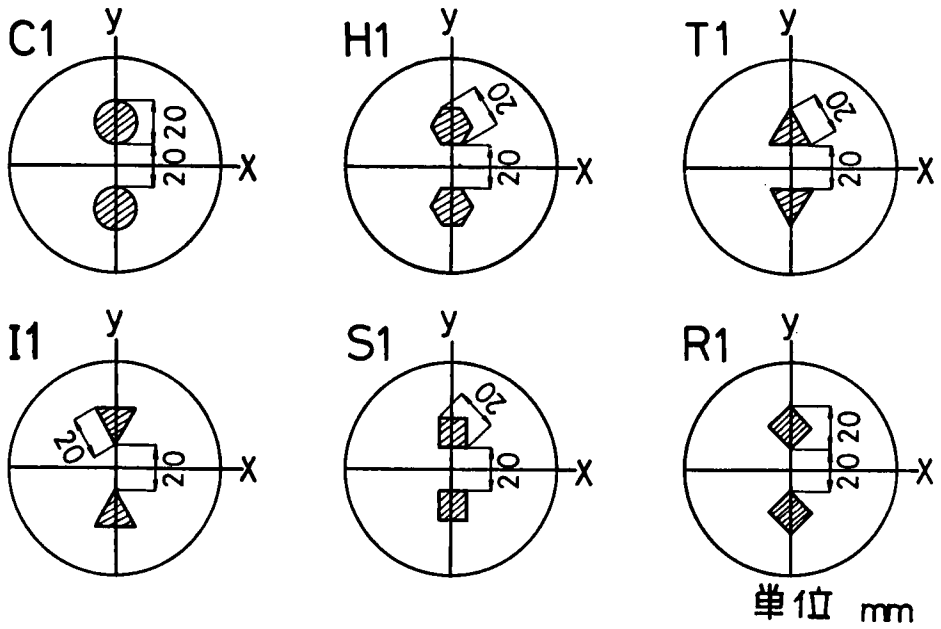
シリーズ	ドータイト の位置	供試体No	破 断 順 序											平 均	
			1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11		12
CA 1	a		4	3	7	4.5	5	7	7	4	4	6	7	7	5.46
	b		2	4	5	4.5	1	3	5	6	3	5	5	6	4.13
	c		1	1	1	6	6	6	3	3	2	1	2	5	3.08
	d		3	5	6	1	4	4	4	5	1	2	3	1	3.25
	e		5	2	2	3	3	5	6	1	5	4	6	3	3.75
	f		6	7	3	2	7	2	1	7	6.5	3	4	2	4.21
	g		7	6	4	7	2	1	2	2	6.5	7	1	4	4.13
HA 1	a		5	6	4	3	6	4	4	7	7	7			5.30
	b		2	2	3	4	3	5	3	5	2	4			3.30
	c		4	1	5	1	4	2	2	6	4	3			3.20
	d		1	3	2	5	1	1	6	3	1	2			2.50
	e		3	5	7	6	2	3	1	1	3	6			3.70
	f		6	4	6	2	5	7	5	2	6	5			4.80
	g		7	7	1	7	7	6	7	4	5	1			5.20
TA 1	a		5	5	6	5	6	4	7	5	7	2			5.20
	b		2	2	6	2	4	4	6	7	6	3			4.20
	c		4	3	1	1	1.5	2	1	1	5	5			2.45
	d		1	6	3	4	1.5	1	2	3	1	7			2.95
	e		3	1	2	3	3	4	5	2	2	4			2.90
	f		6	4	6	6	7	6	4	5	3	1			4.80
	g		7	7	4	7	5	7	3	5	4	6			5.50
IA 1	a		7	6	6	6	5	5	5	6	5	7	7	5.5	5.88
	b		4	7	7	7	6	1	1	7	6	2	6	5.5	4.96
	c		2	1	1	4	1	6	2	1	3	5	2	1	2.42
	d		3	2	2	1	3	3	3	2	1	1	4	5.5	2.54
	e		1	3	3	2	2	2	6	5	2	3	3	2	2.83
	f		5	4	4	3	4	4	4	3	4	6	1	3	3.75
	g		6	5	5	5	7	7	7	4	7	4	5	5.5	5.63
SA 1	a		6	1	7	6	7	6							5.50
	b		4	3	3	2	5	7							4.00
	c		5	2	5	5	2	2							3.50
	d		1	4	2	3	1	1							2.00
	e		2	6	1	1	4	3							2.83
	f		3	5	6	4	3	5							4.33
	g		7	7	4	7	6	4							5.83
RA 1	a		6	5	4	7	6	2	1	6	4	5	5		4.64
	b		1	4	5	5	5	1	2	3	3	2	3		3.09
	c		3	1	3	4	3	3	5	2	2	7	1		3.09
	d		7	3	1	6	1	4	7	4	7	1	6		4.27
	e		4	2	2	2	4	7	3	5	5	4	2		3.64
	f		2	6	7	1	2	5	6	1	1	3	4		3.45
	g		5	7	6	3	7	6	4	7	6	6	7		5.82

表-5.4 Y軸上にインクルージョンを有するシリーズの骨材形状による相対的な引張強度

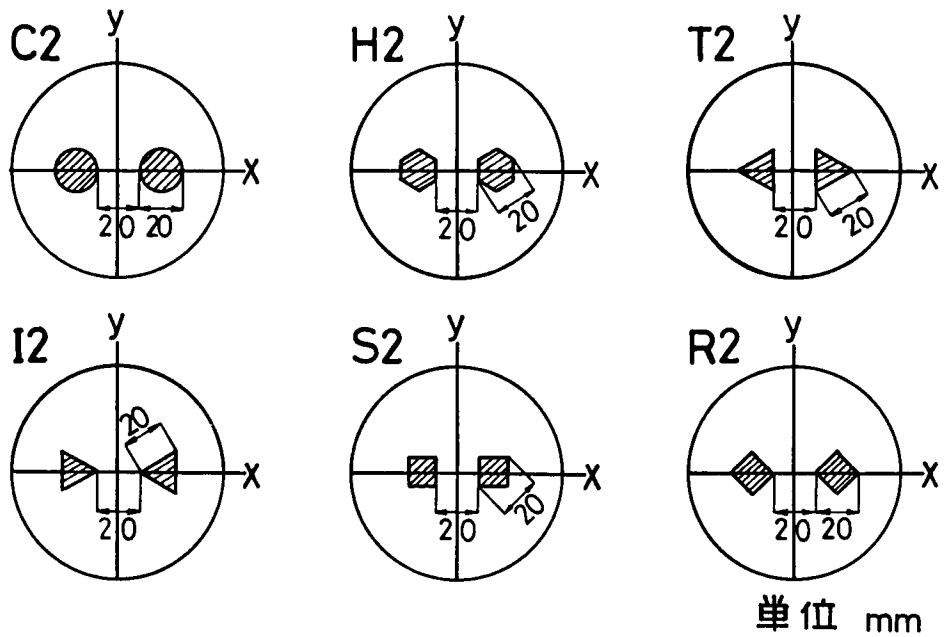
シリーズ	破壊荷重 (kg)	強度比	シリーズ	破壊荷重 (kg)	強度比
CA 1	1,170	1.00	CG 1	829	1.00
HA 1	992	0.85	HG 1	787	0.95
TA 1	812	0.69	TG 1	699	0.84
IA 1	847	0.72	IG 1	598	0.72
SA 1	1,184	1.01	SG 1	967	1.17
RA 1	1,035	0.88	RG 1	578	0.70

表-5.6 解析によるボンドクラックが最初に生ずる応力レベルとインクルージョンの内角

シリーズ	CA 1	HA 1	TA 1	IA 1	SA 1	RA 1
インクルージョンの内角 (度)	180	120	60	60	90	90
ボンドクラック発生応力 レベル (kg/cm ²)	9.1	5.6	8.4	9.3	4.4	5.2



(a) y軸上にインクルージョンを有するシリーズ (1シリーズ)



(b) x軸上にインクルージョンを有するシリーズ (2シリーズ)

図-5.1 モデルコンクリートの骨材形状と位置 (y軸が載荷軸)

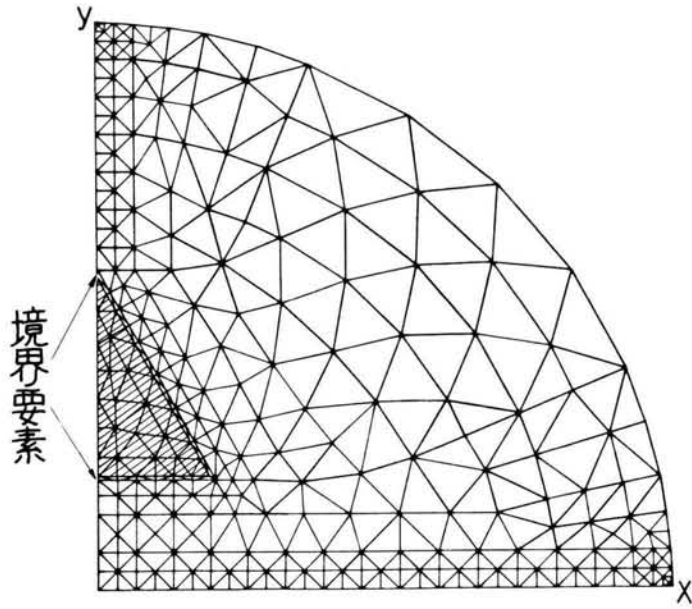
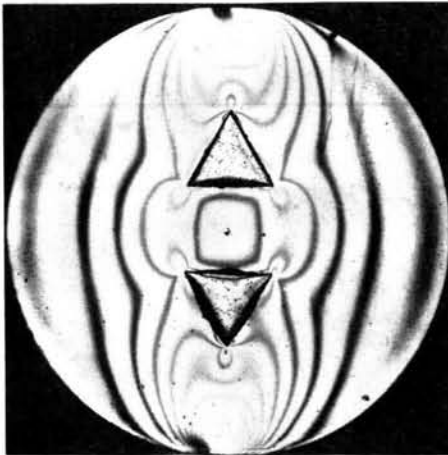
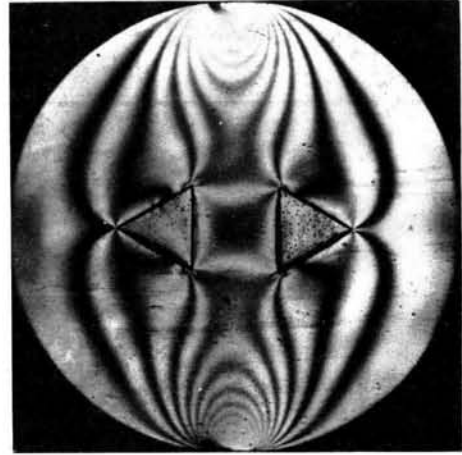


図-5.2 F. E. M. 解析における要素分割の代表例 (T1およびT2シリーズ)



(a) T1シリーズ



(b) T2シリーズ

図-5.3 光弾性解析より得た等色線写真の一例 (外力 $P = 50\text{kg}$ の場合)

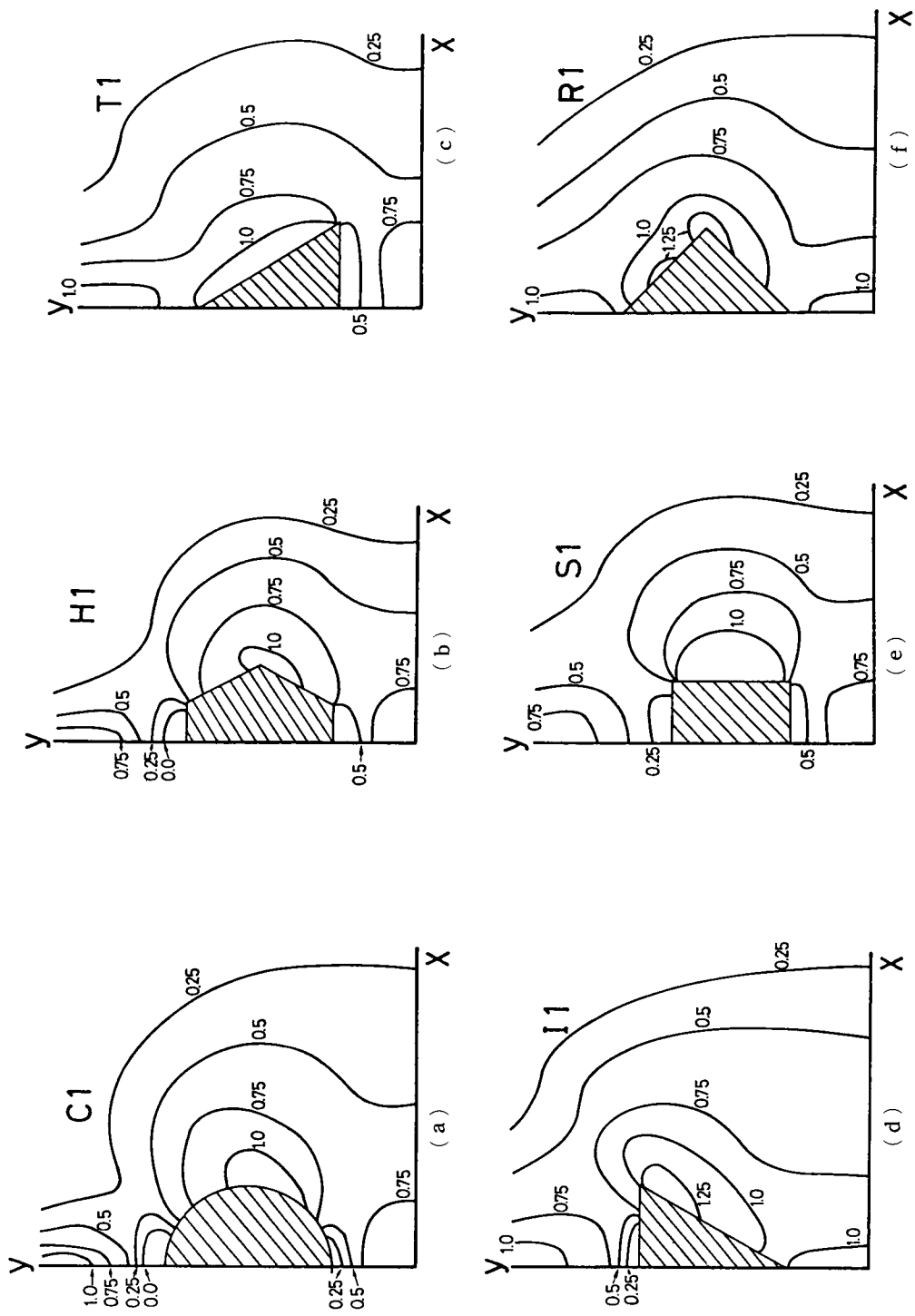


図-5.4 光弾性解析によるIシリーズの最大主応力分布

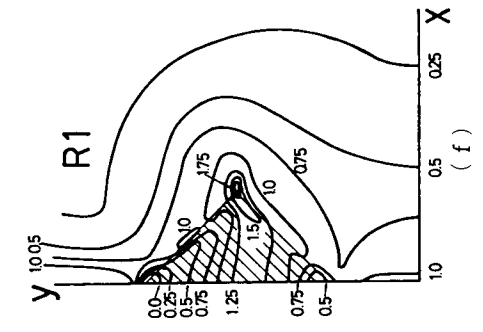
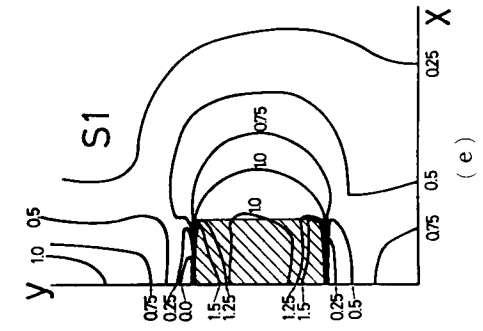
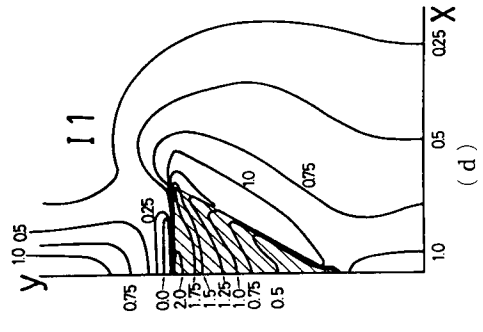
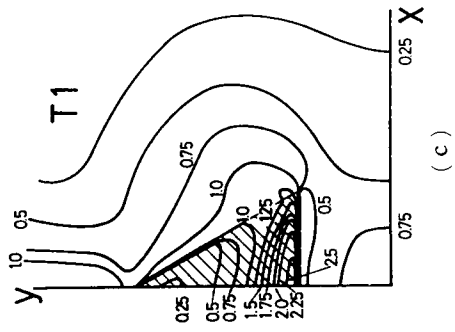
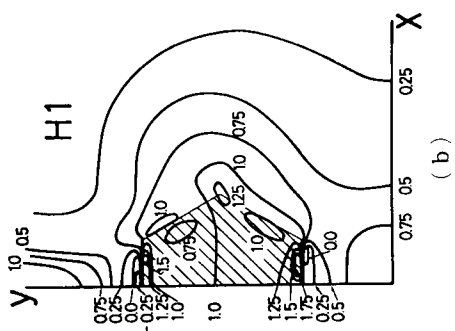
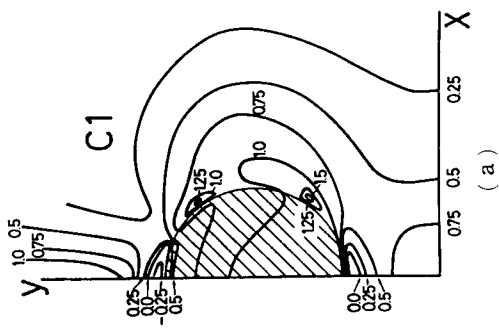


図-5.5 F. E. M. 解析による I シリーズの最大主応力分布

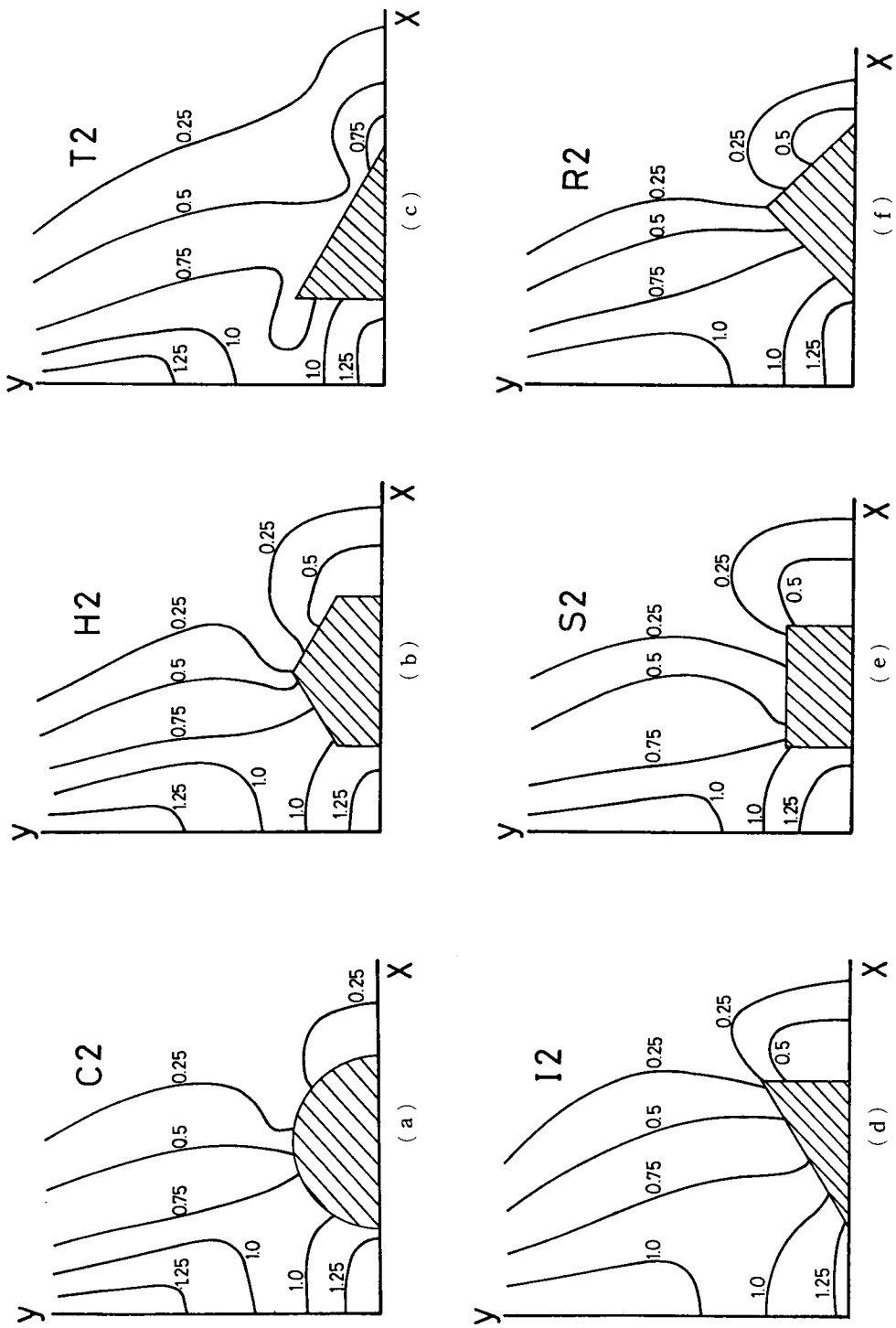


図-5.6 光弾性解析による2シリーズの最大主応力分布

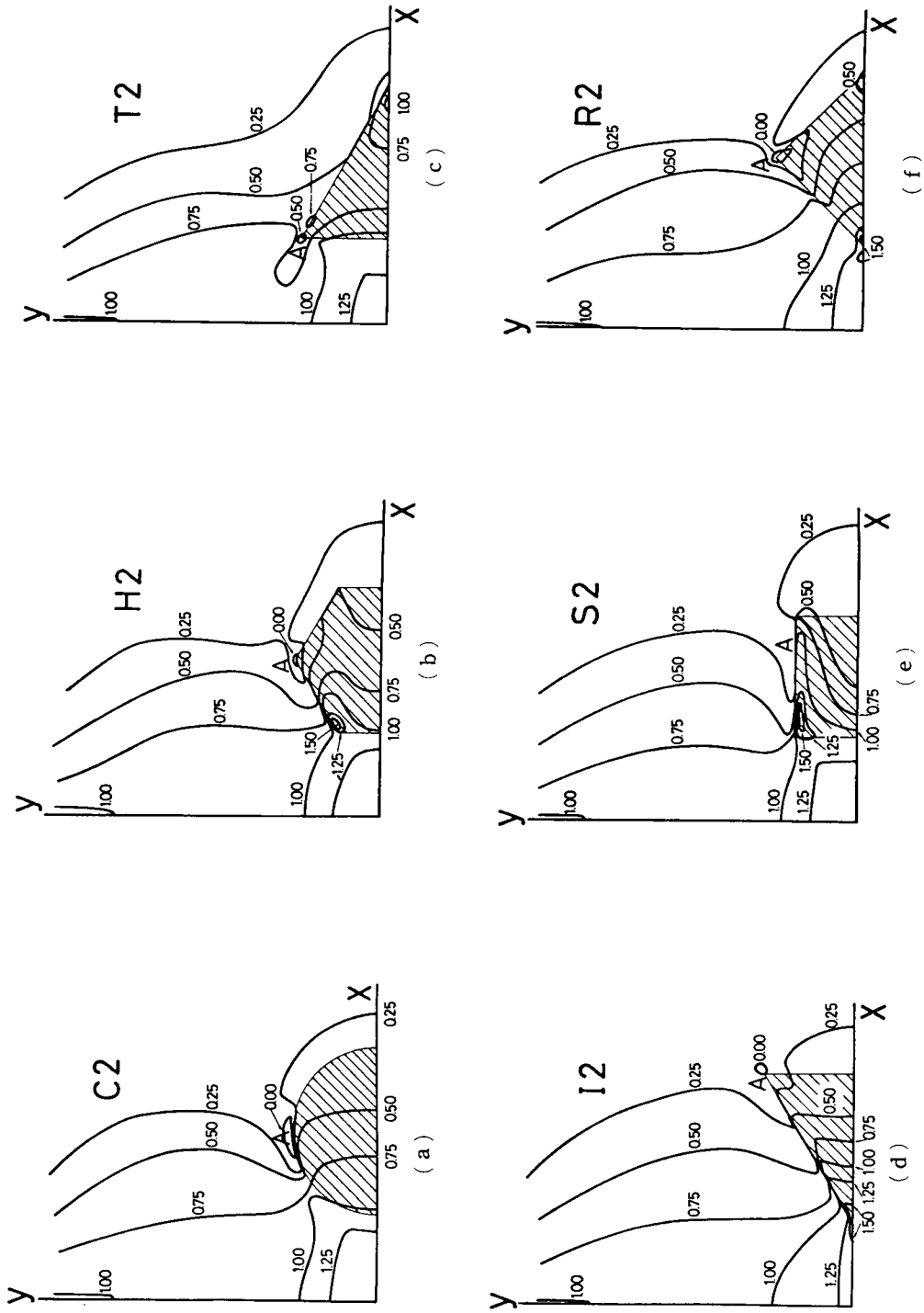


図-5.7 F. E. M. 解析による 2 シリーズの最大主応力分布

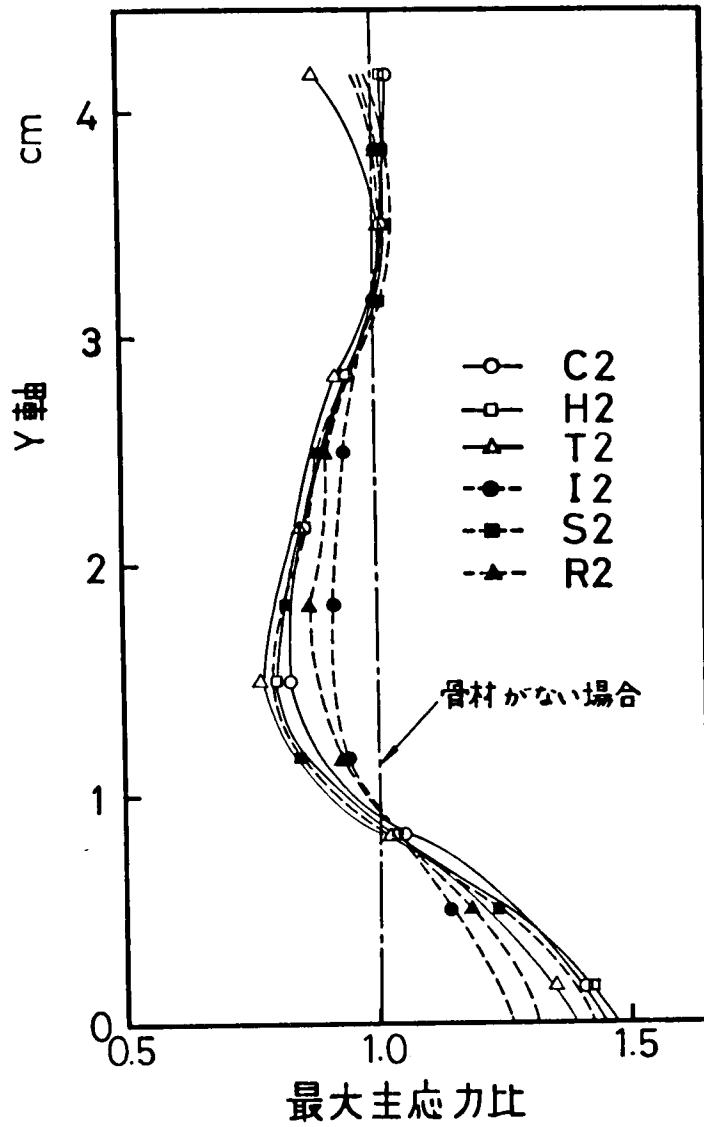


図-5.8 F. E. M. 解析による 2 シリーズの Y 軸上の最大主応力の分布

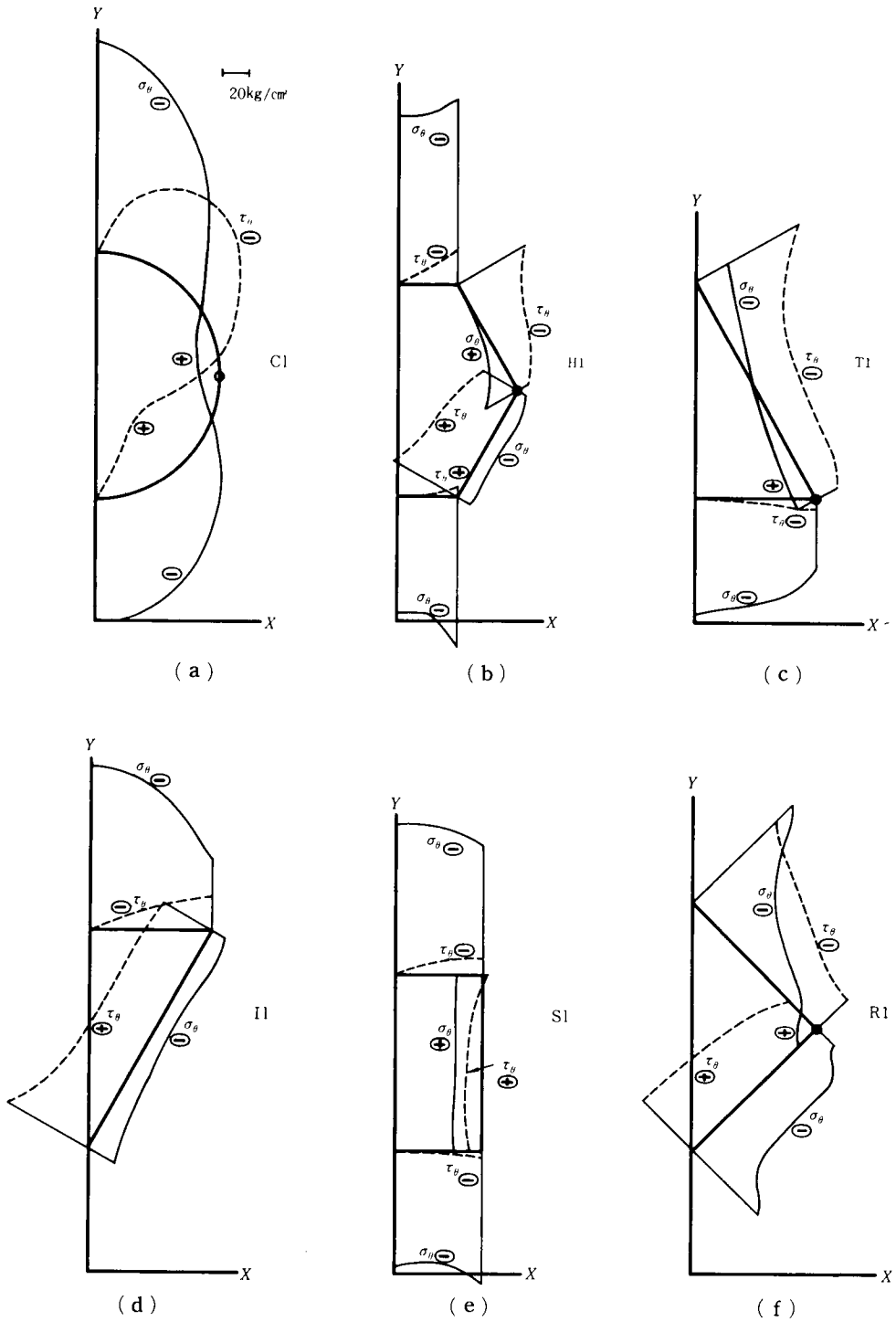


図-5.9 F. E. M. 解析による1シリーズの境界法線方向応力 (σ_θ) および境界剪断応力 (τ_θ) (外力 $P=1000\text{kg}$ の場合)

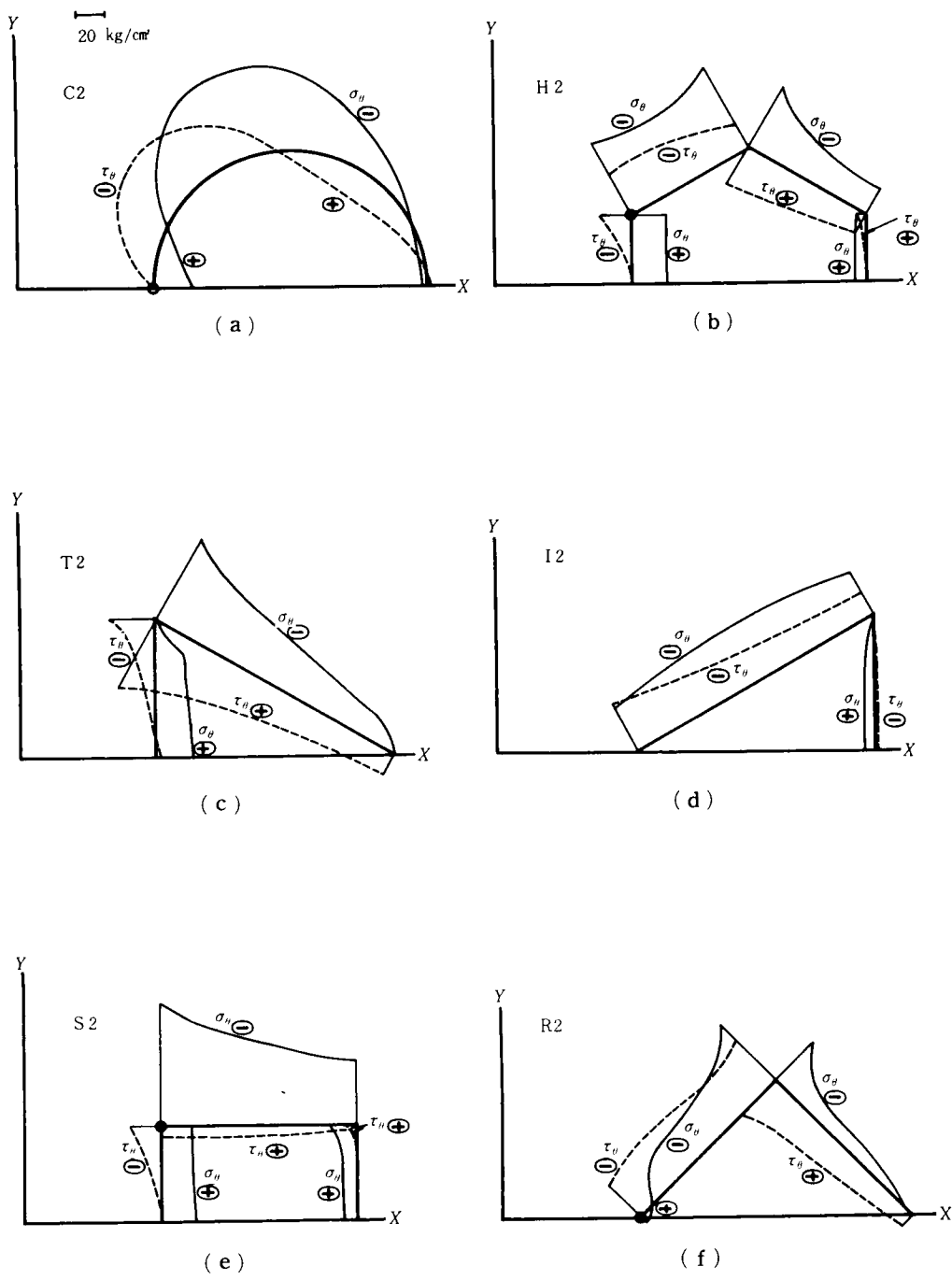


図-5.10 F. E. M. 解析による2シリーズの境界法線方向応力(σ_{θ})および境界剪断応力 (τ_{θ}) (外力 $P=1000\text{kg}$ の場合)

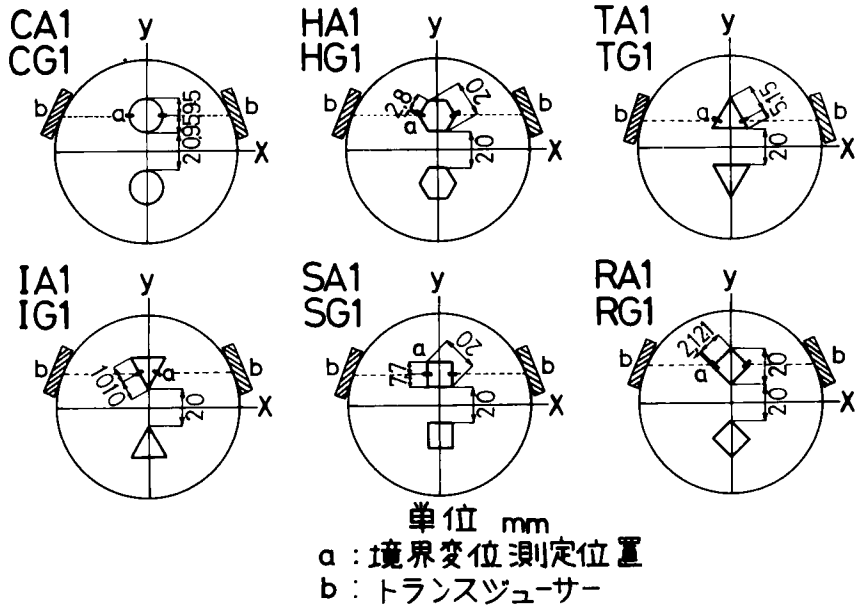


図-5.11 1シリーズにおけるインクルージョンの形状、位置、境界変位測定位置およびトランスジューサーの位置

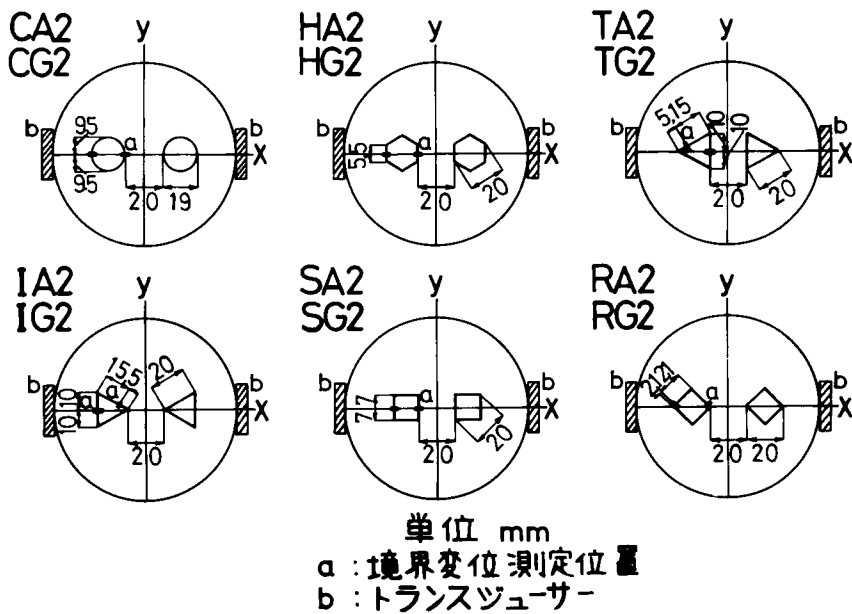
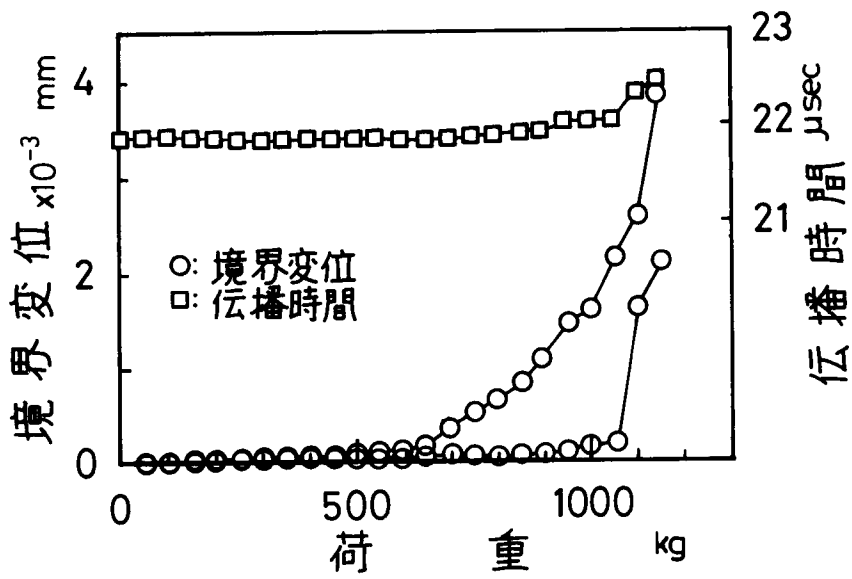
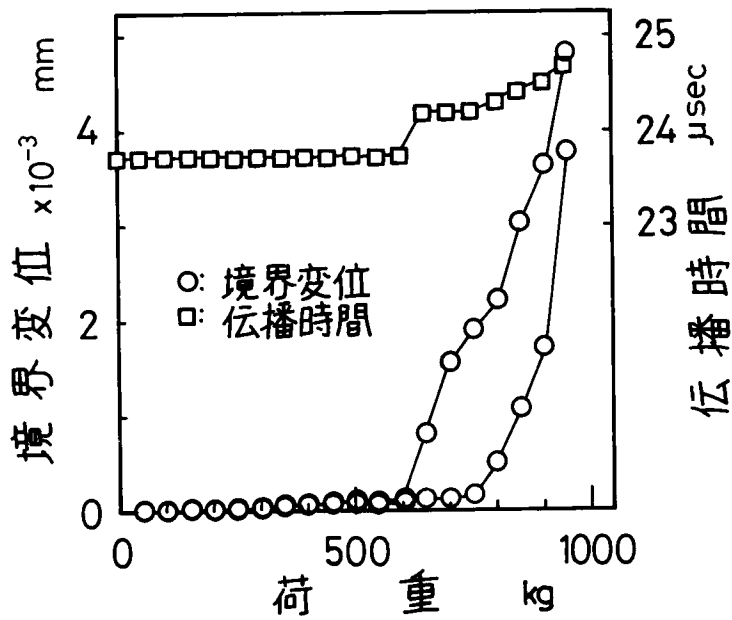


図-5.12 2シリーズにおけるインクルージョンの形状、位置、境界変位測定位置およびトランスジューサーの位置

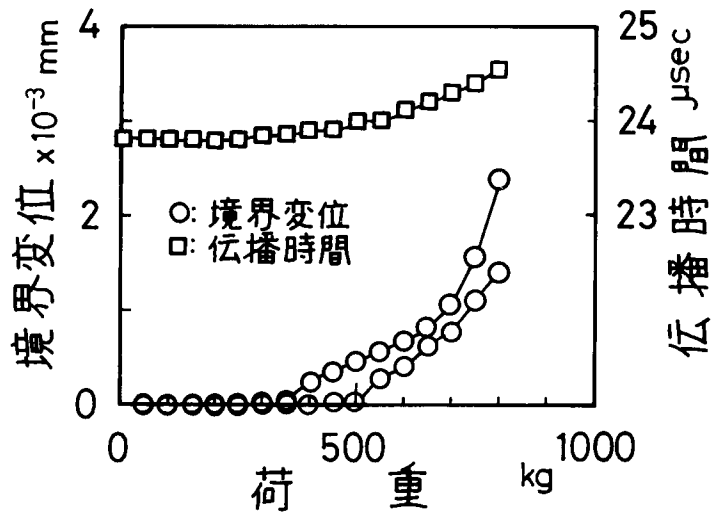


(a) CA1シリーズ

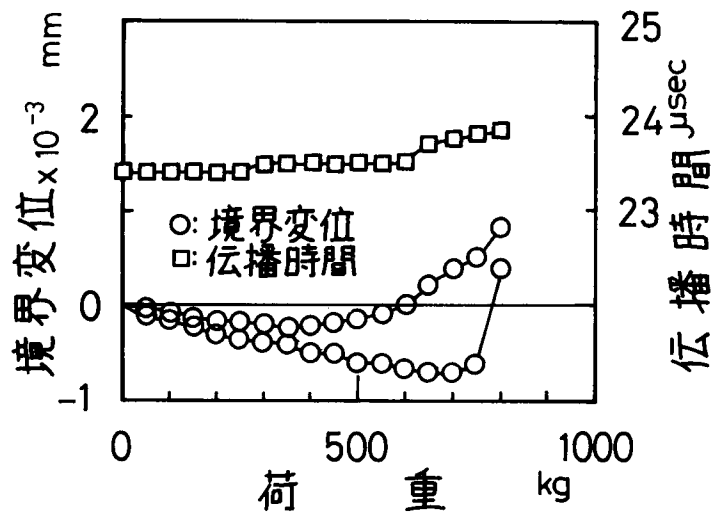


(b) HA1シリーズ

図-5.13 A1シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

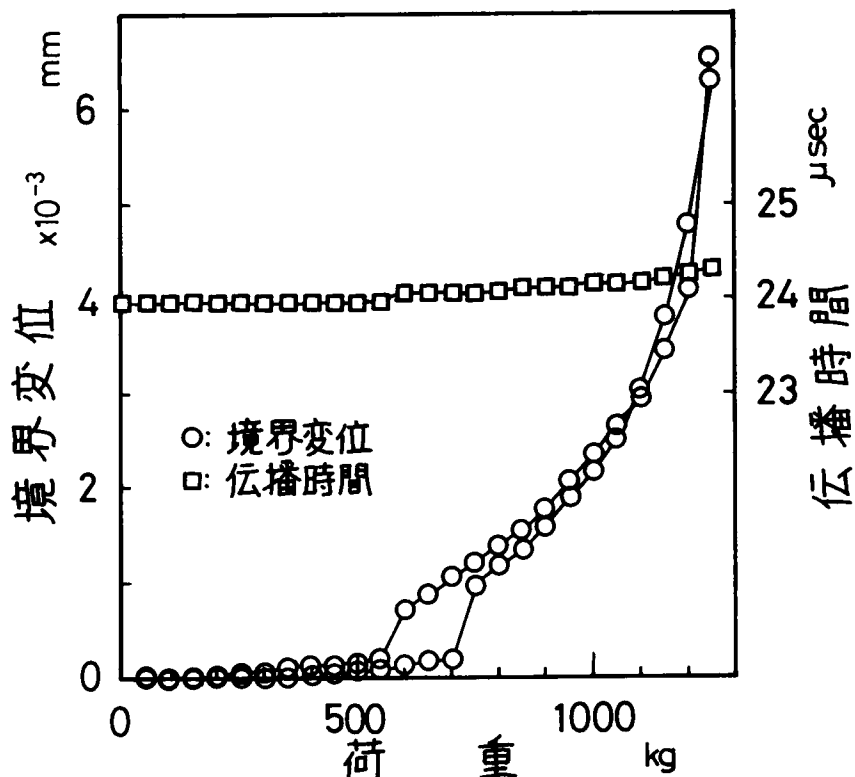


(c) TA1シリーズ

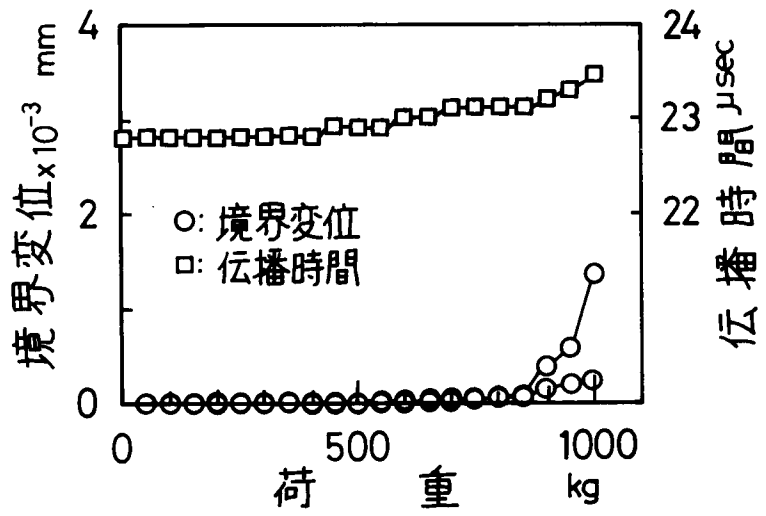


(d) IA1シリーズ

図-5.13 A1シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

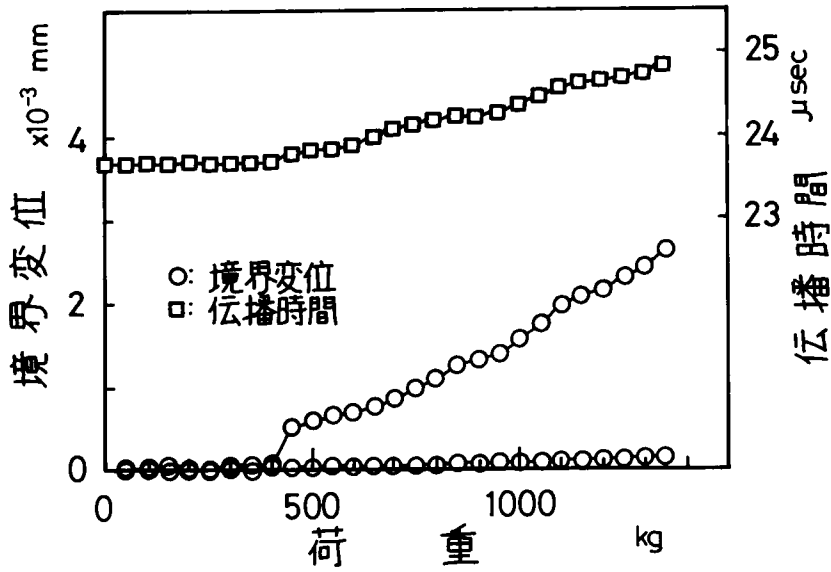


(e) SA1シリーズ

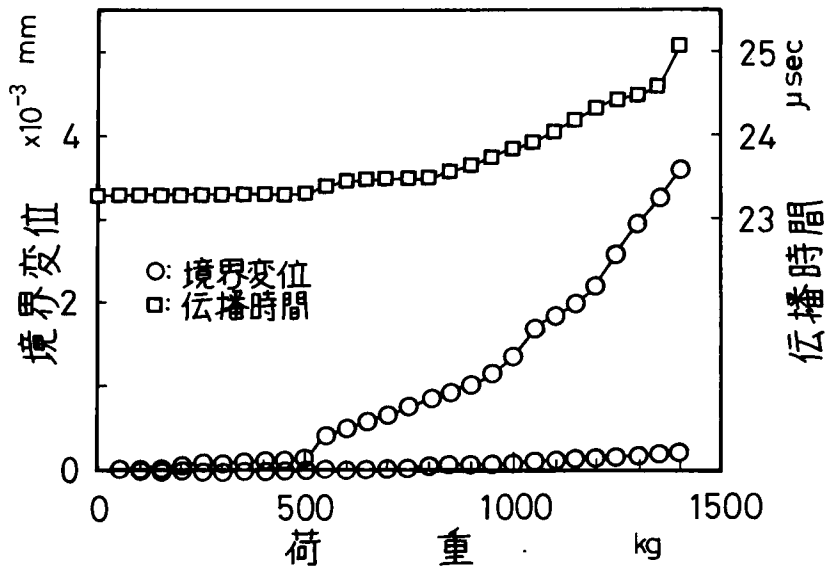


(f) RA1シリーズ

図-5.13 A1シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

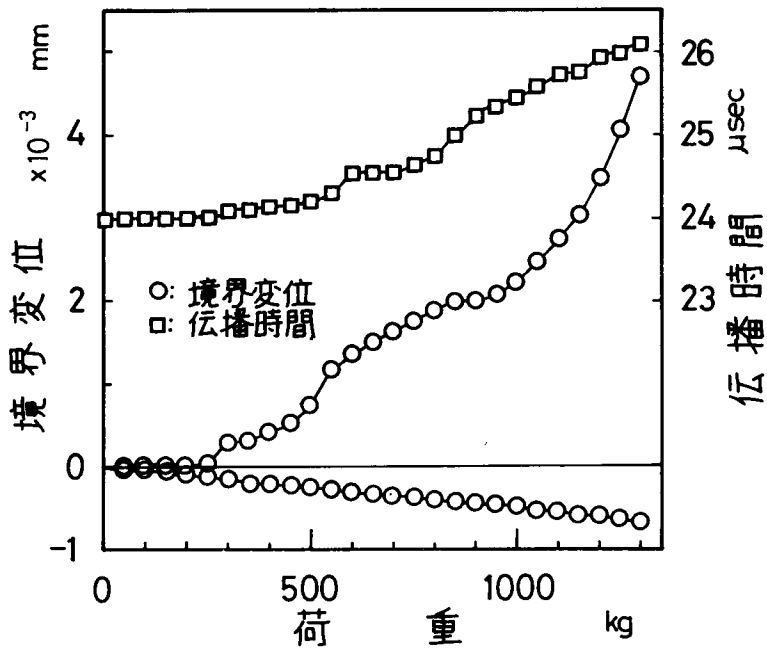


(a) CA 2シリーズ

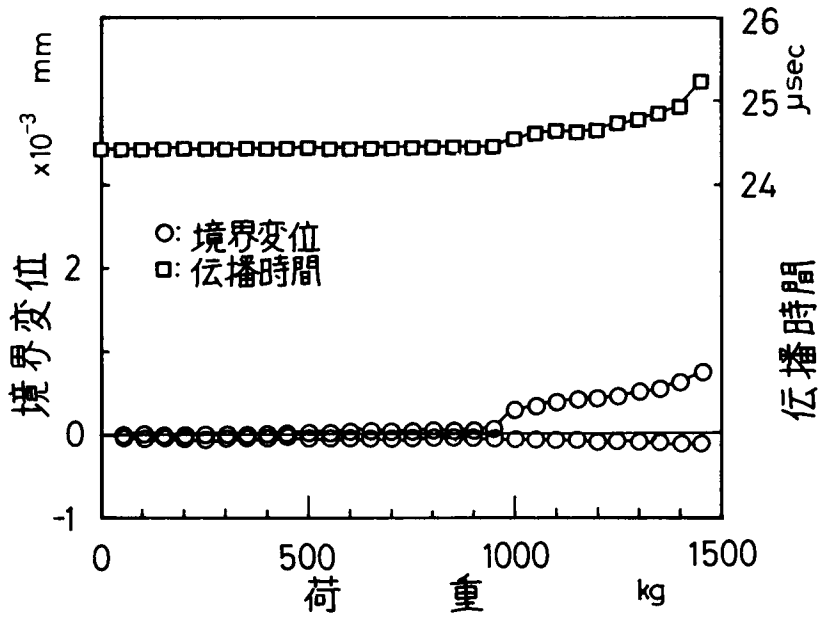


(b) HA 2シリーズ

図-5.14 A 2シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

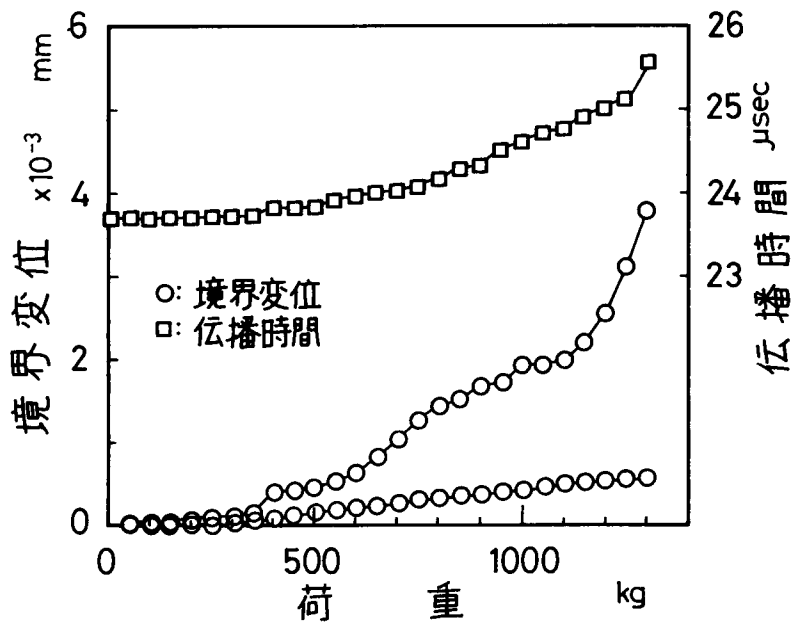


(c) TA2シリーズ

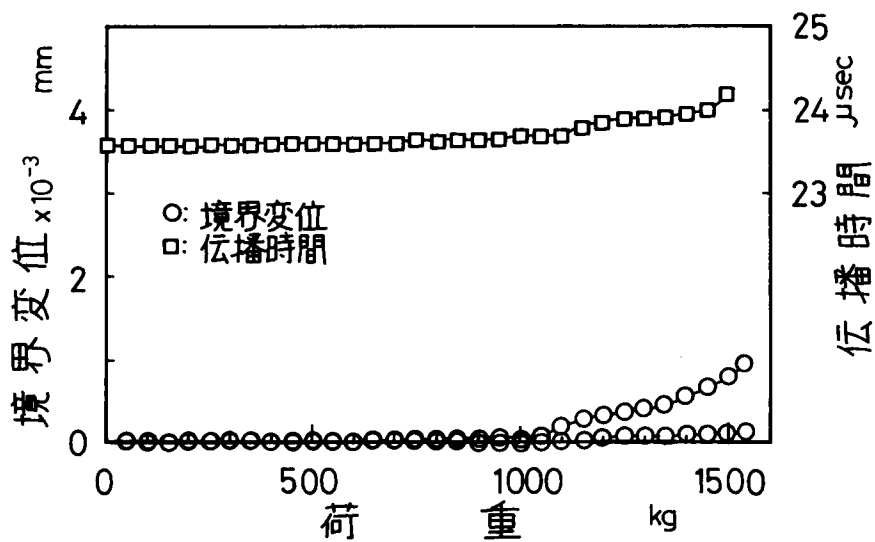


(d) IA2シリーズ

図-5.14 A2シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

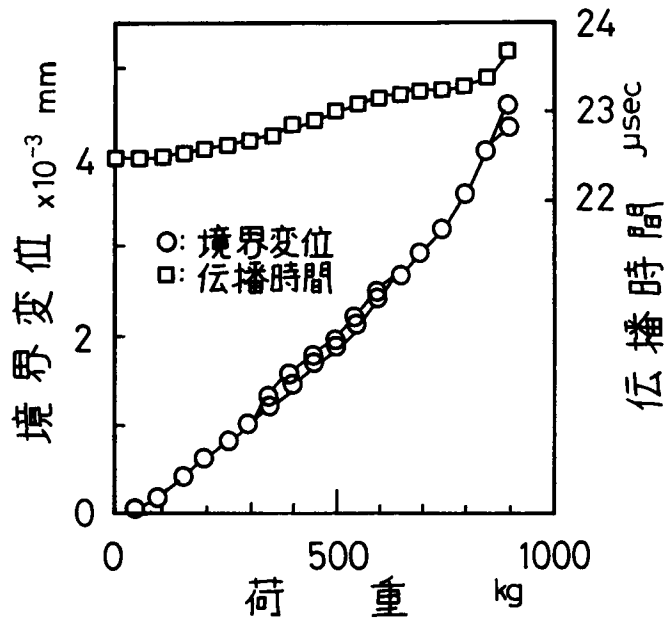


(e) SA 2シリーズ

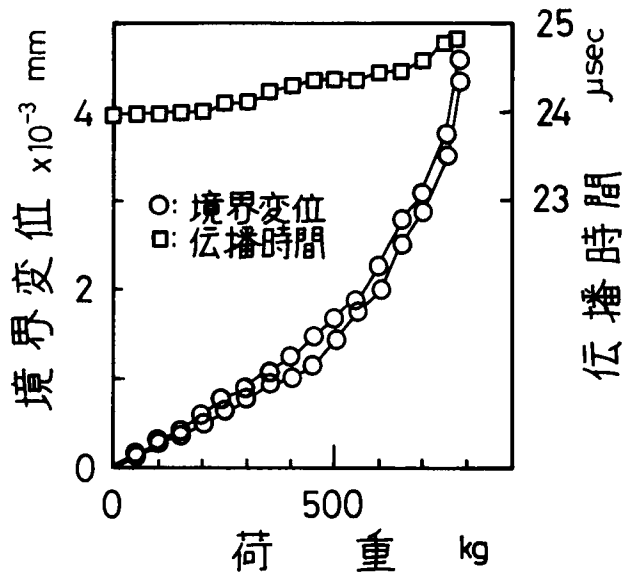


(f) RA 2シリーズ

図-5.14 A 2シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

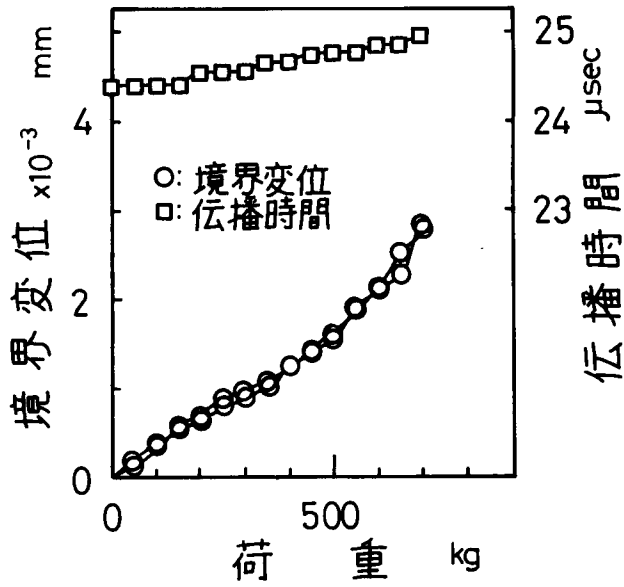


(a) CG1シリーズ

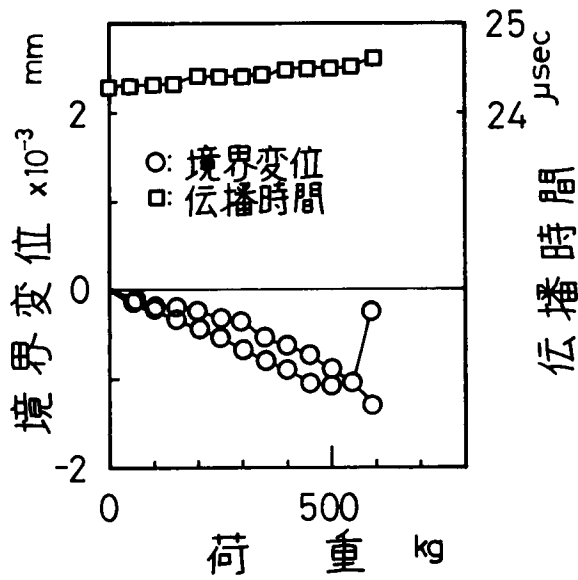


(b) HG1シリーズ

図-5.15 G1シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

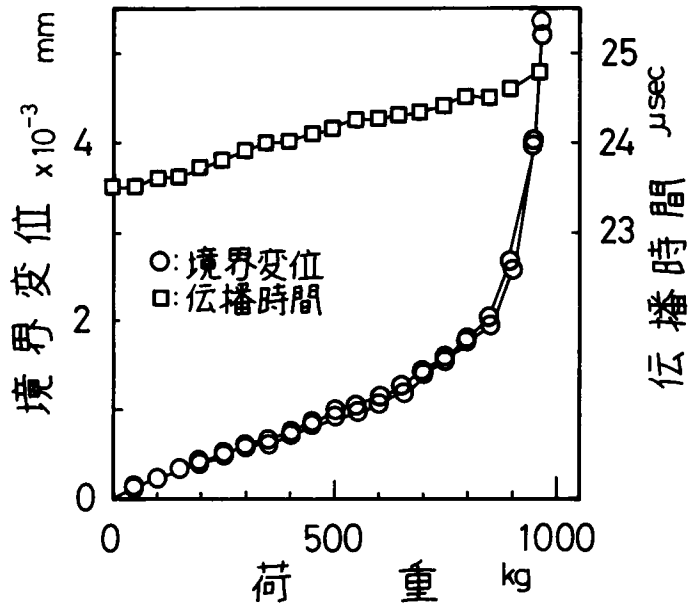


(c) TG1シリーズ

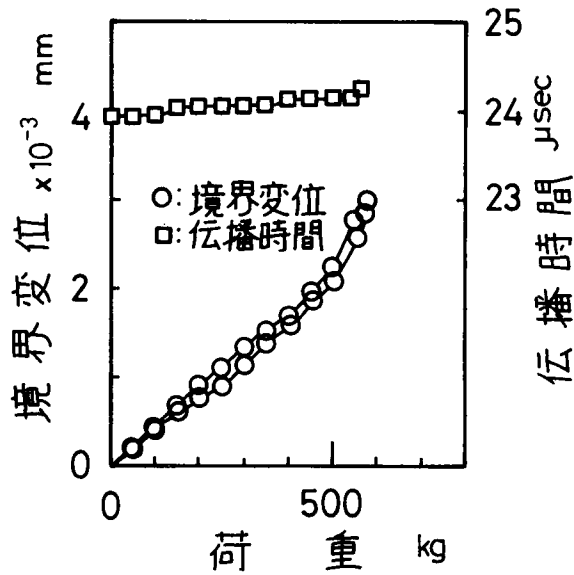


(d) IG1シリーズ

図-5.15 G1シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

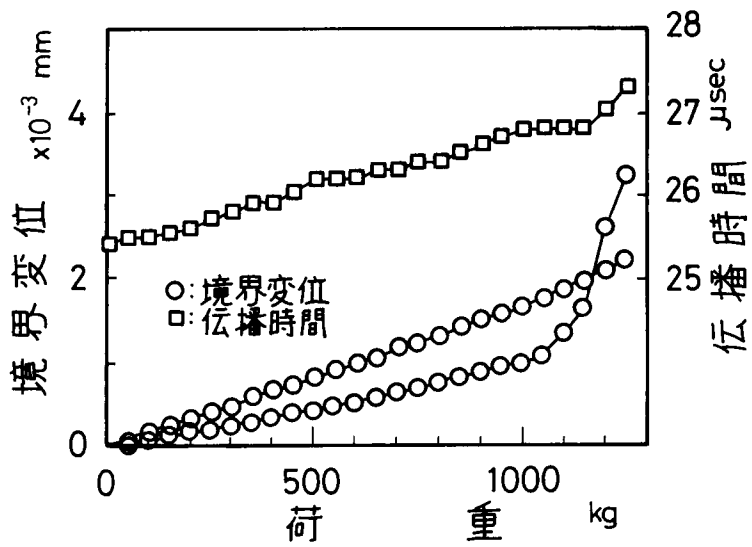


(e) SG1シリーズ

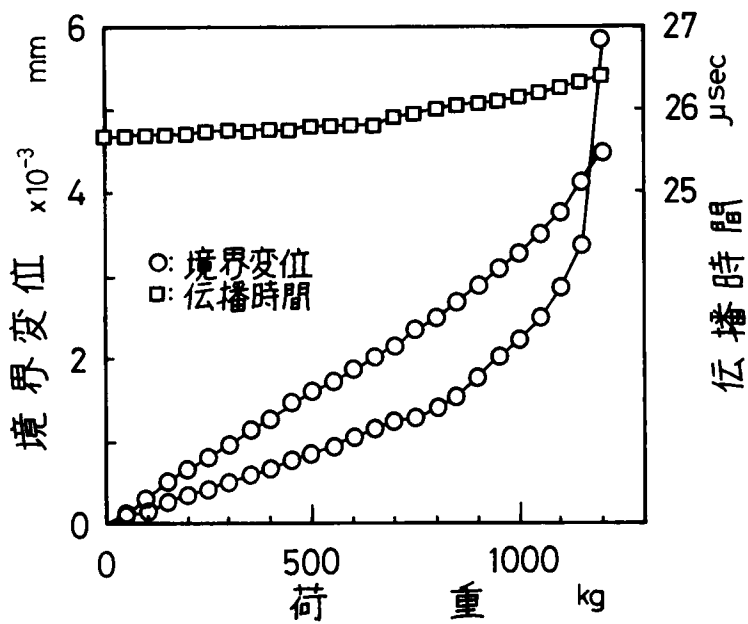


(f) RG1シリーズ

図-5.15 G1シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

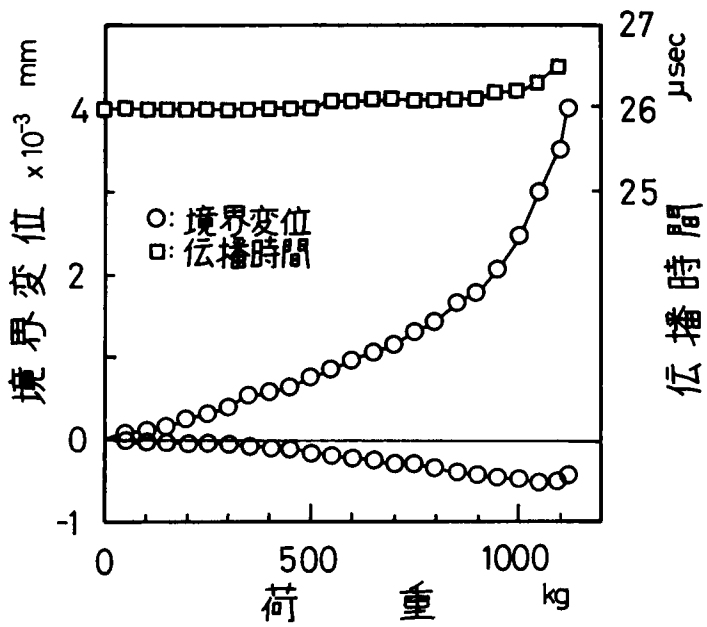


(a) CG2シリーズ

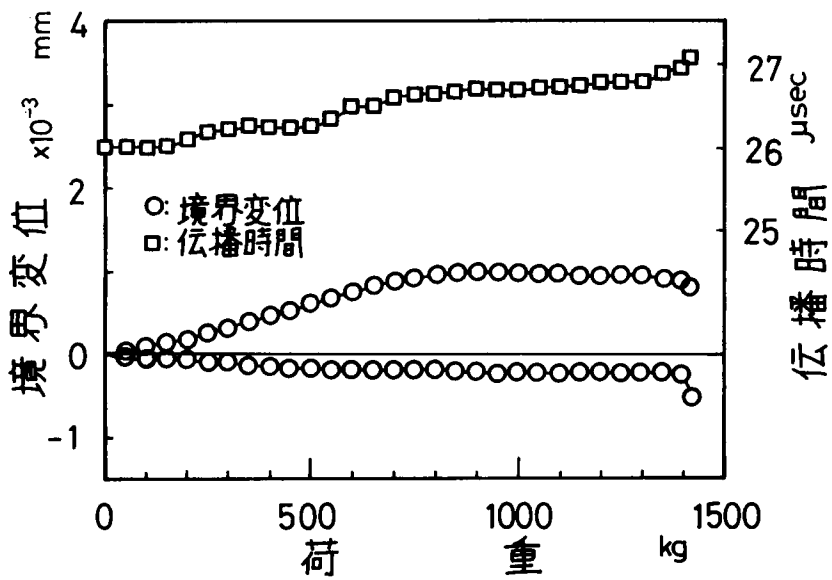


(b) HG2シリーズ

図-5.16 G2シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

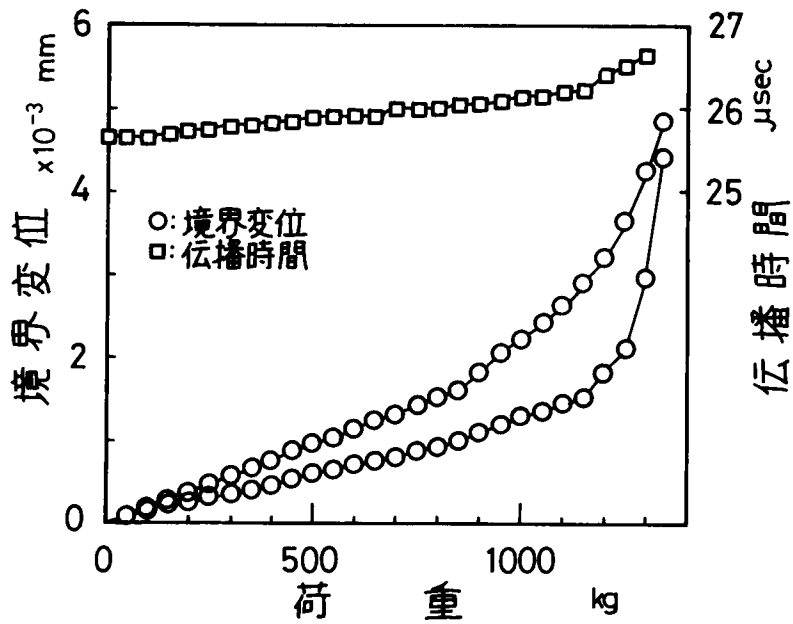


(c) TG2シリーズ

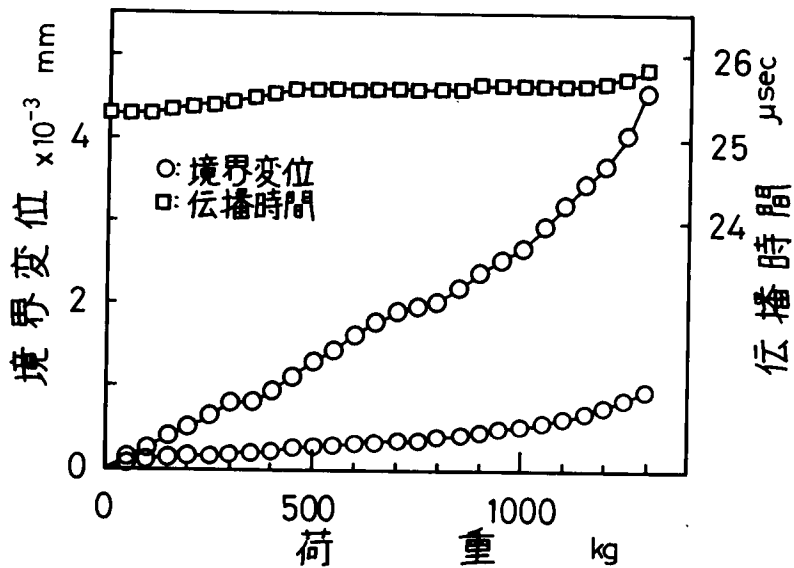


(d) IG2シリーズ

図-5.16 G2シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係



(e) SG 2 シリーズ



(f) RG 2 シリーズ

図-5.16 G 2 シリーズにおける荷重-境界変位, 伝播時間の関係

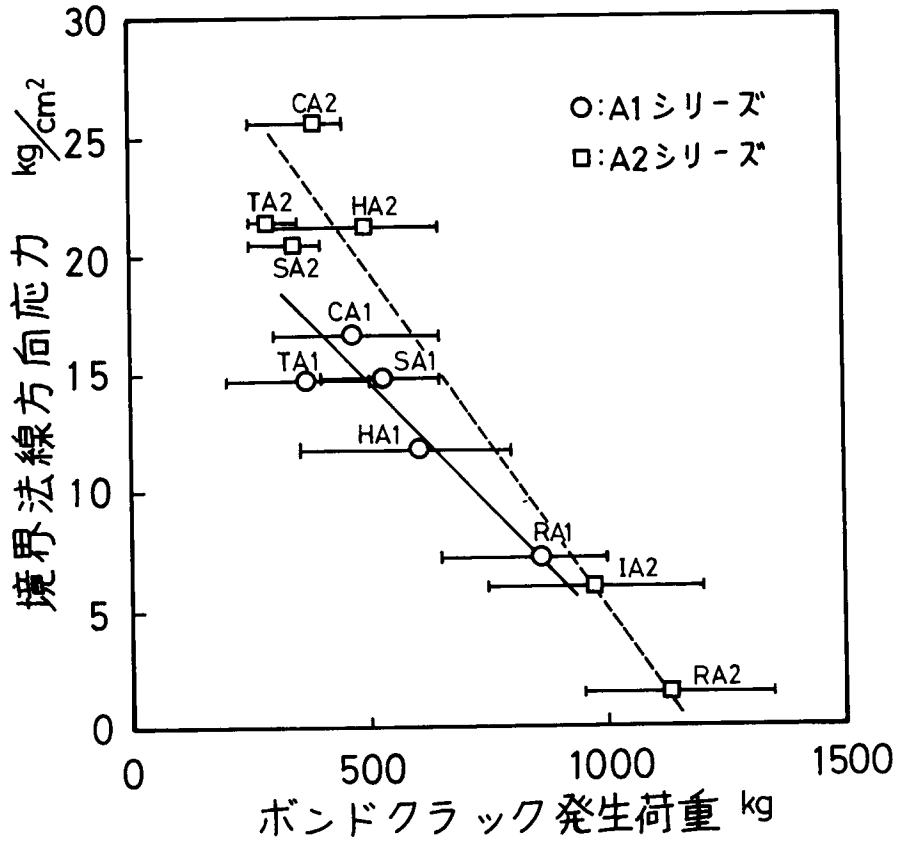


図-5.17 荷重1000kgの場合の境界法線方向応力とボンドクラック発生荷重の関係

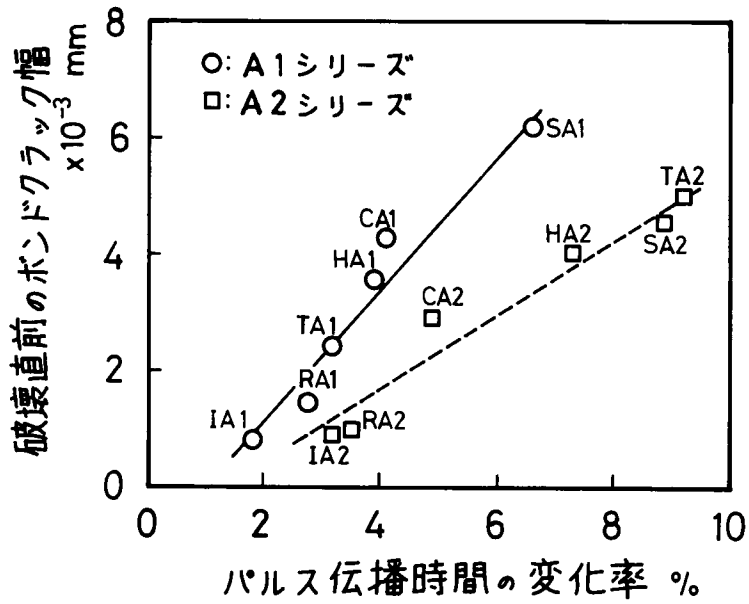


図-5.18 Aシリーズに関する破壊直前のボンドクラック幅と超音波パルス伝播時間の変化率の関係

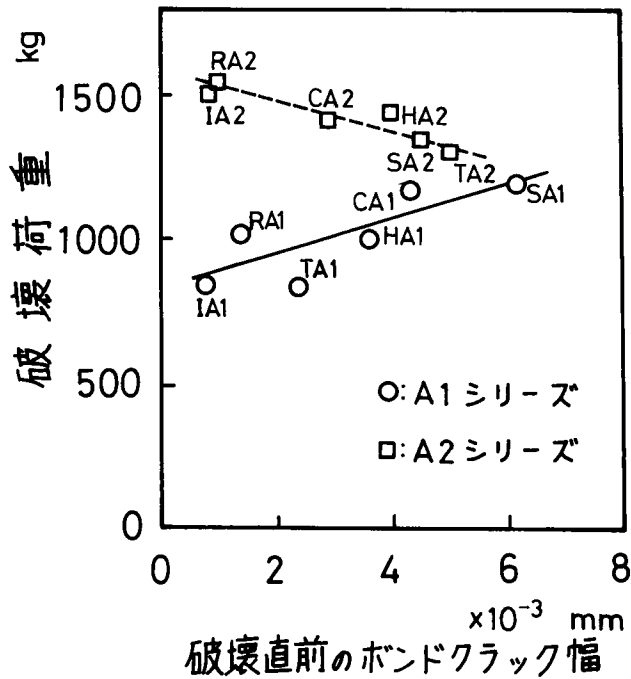


図-5.19 Aシリーズに関する破壊荷重と破壊直前のボンドクラック幅の関係

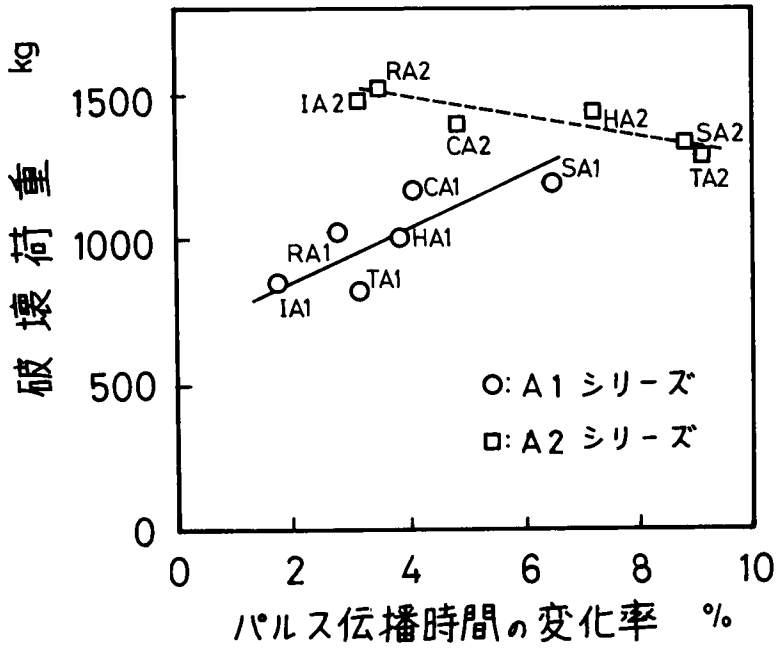


図-5.20 Aシリーズに関する破壊荷重とパルス伝播時間の変化率の関係

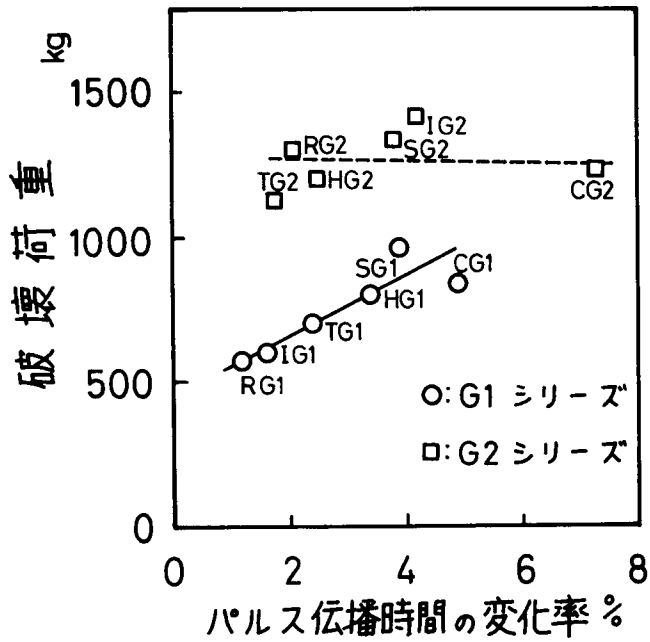
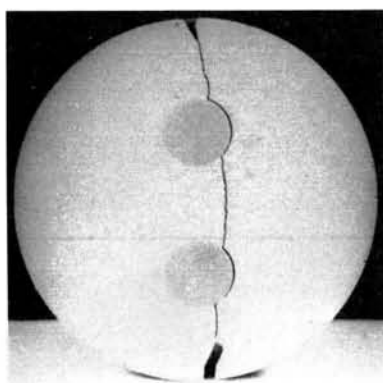
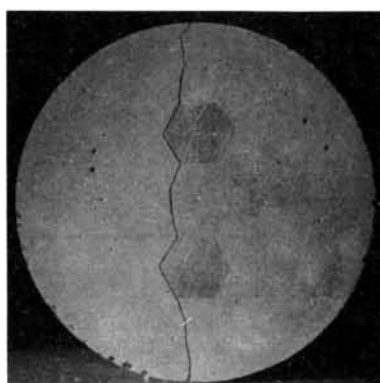


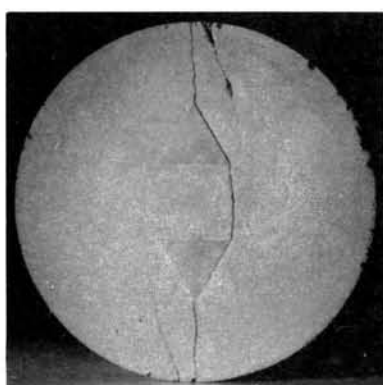
図-5.21 Gシリーズに関する破壊荷重とパルス伝播時間の変化率の関係



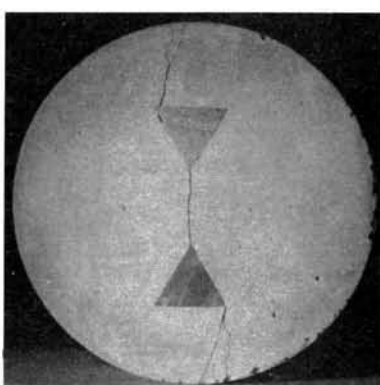
(a) CA1シリーズ



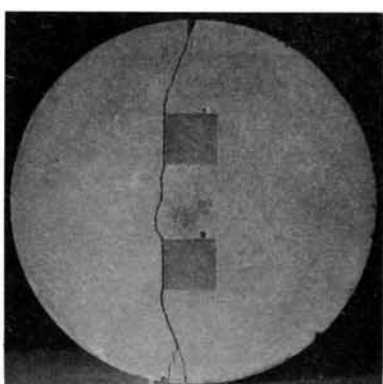
(b) HA1シリーズ



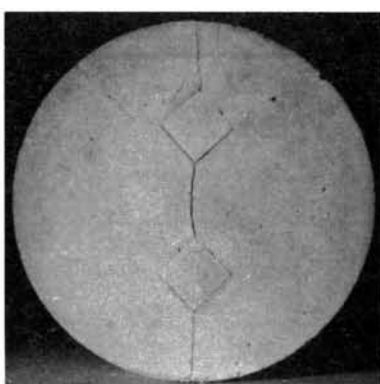
(c) TA1シリーズ



(d) IA1シリーズ

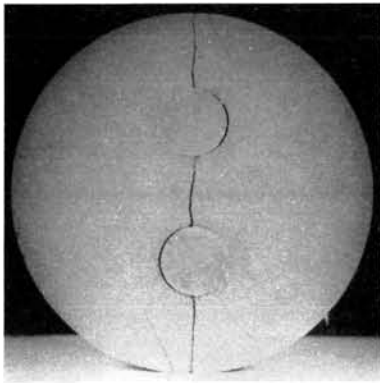


(e) SA1シリーズ

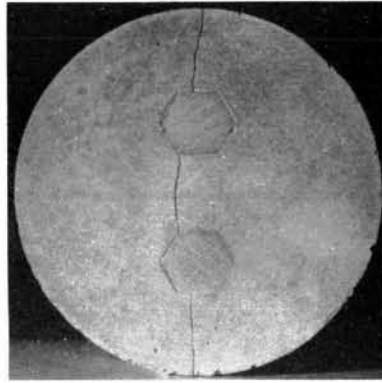


(f) RA1シリーズ

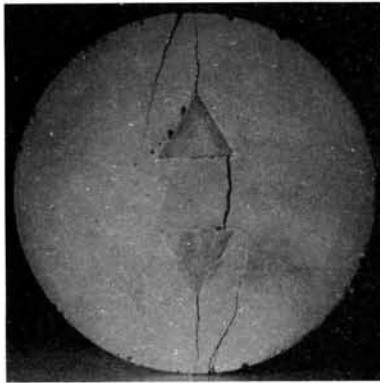
図-5.22 A1シリーズモデル供試体の最終的な破壊状況



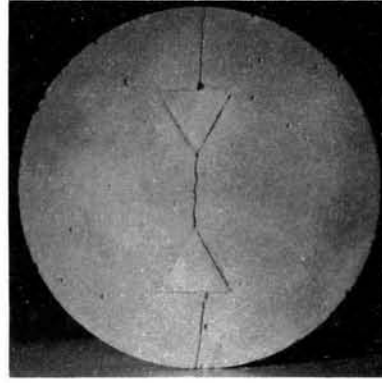
(a) CG1シリーズ



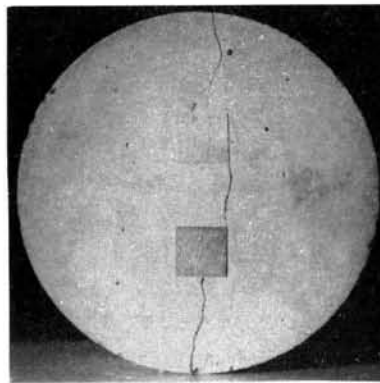
(b) HG1シリーズ



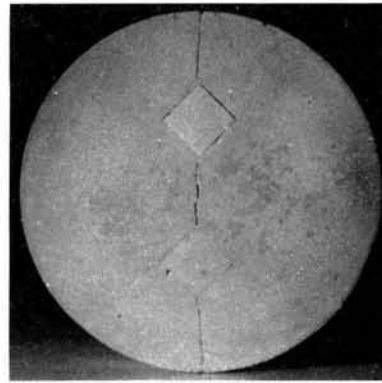
(c) TG1シリーズ



(d) IG1シリーズ

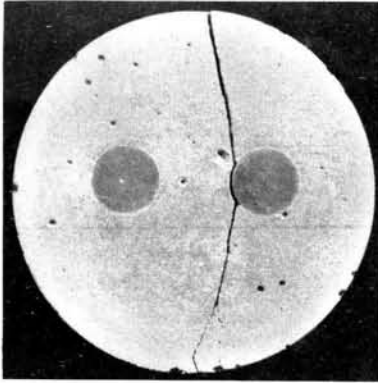


(e) SG1シリーズ

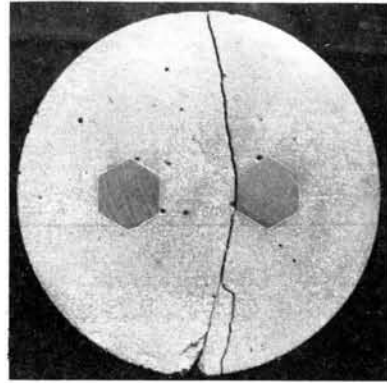


(f) RG1シリーズ

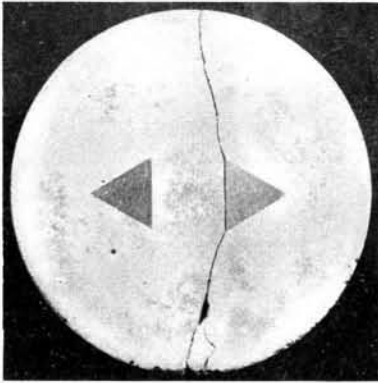
図-5.23 G1シリーズモデル供試体の最終的な破壊状況



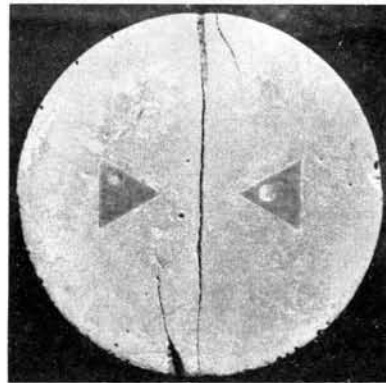
(a) CA2シリーズ



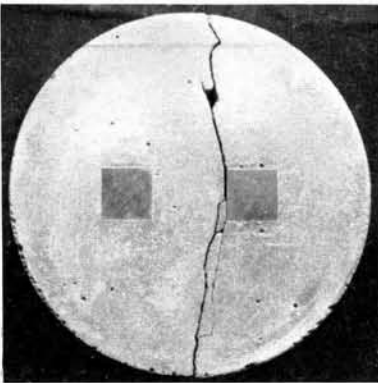
(b) HA2シリーズ



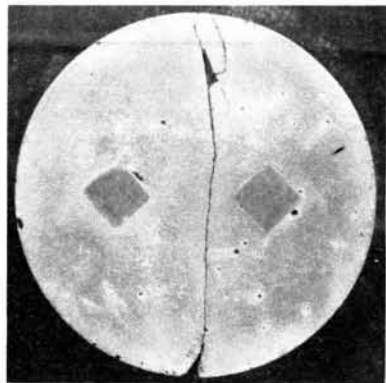
(c) TA2シリーズ



(d) IA2シリーズ

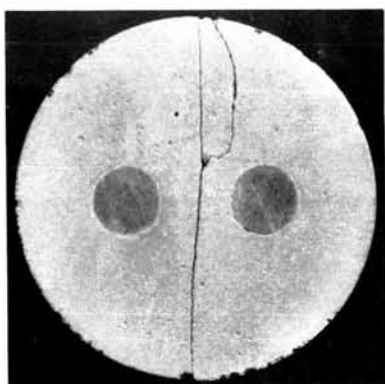


(e) SA2シリーズ

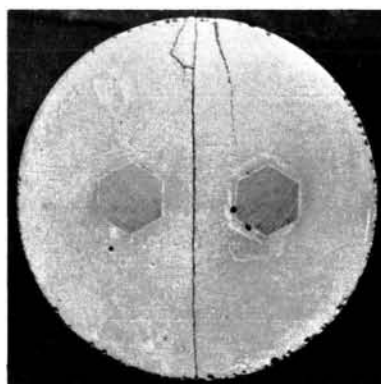


(f) RA2シリーズ

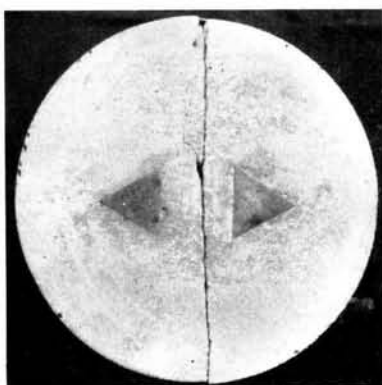
図-5.24 A2シリーズモデル供試体の最終的な破壊状況



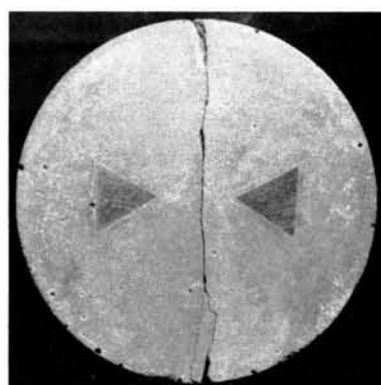
(a) CG2シリーズ



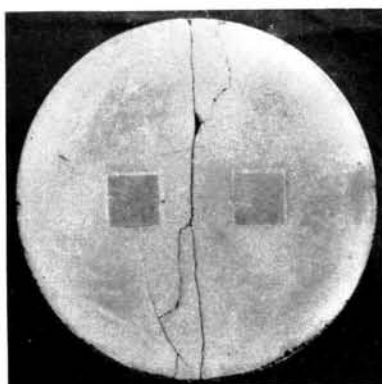
(b) HG2シリーズ



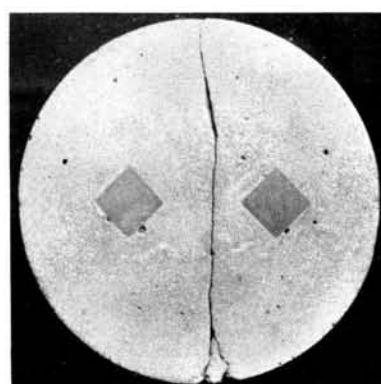
(c) TG2シリーズ



(d) IG2シリーズ



(e) SG2シリーズ



(f) RG2シリーズ

図-5:25 G2シリーズモデル供試体の最終的な破壊状況

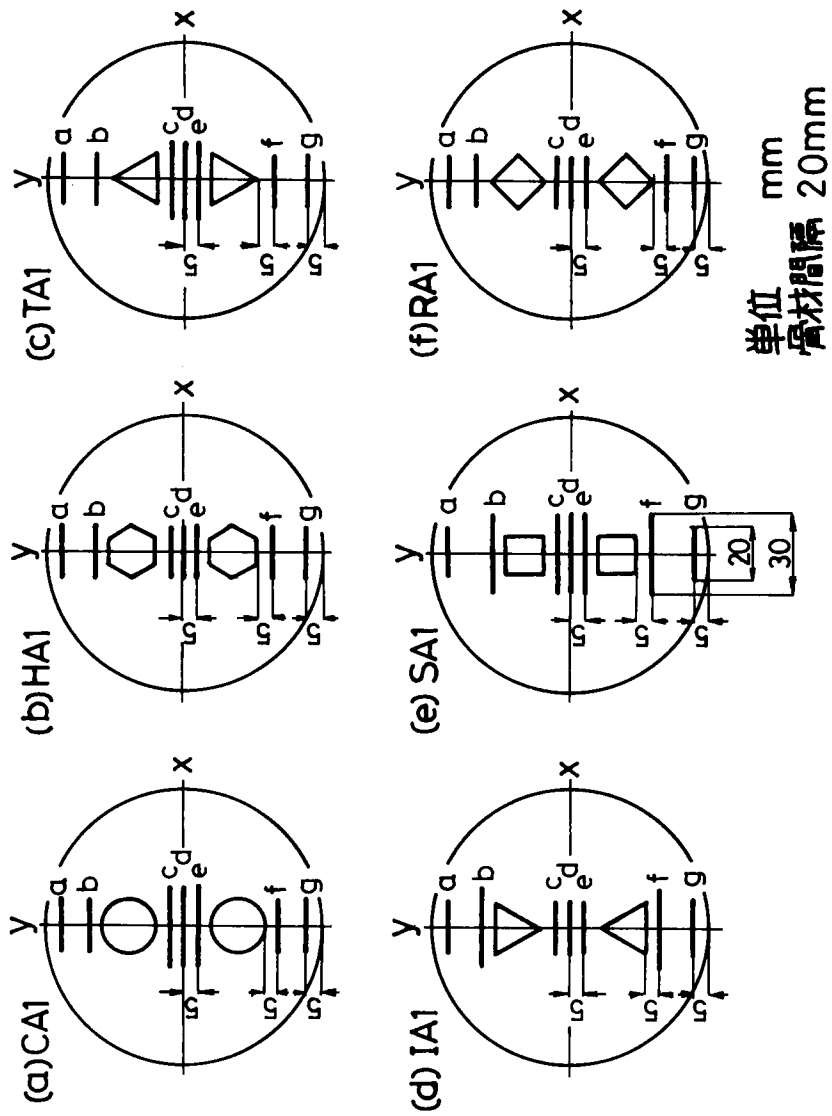


図-5.26 使用したモデル供試体の種類およびドータイト塗布位置

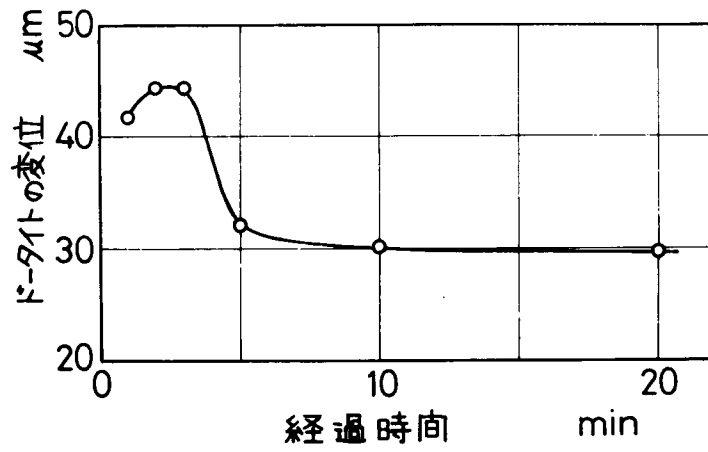


図-5.27 ドータイト細線の抵抗値が ∞ になるときのドータイトの変位とドータイト塗布後の経過時間の関係

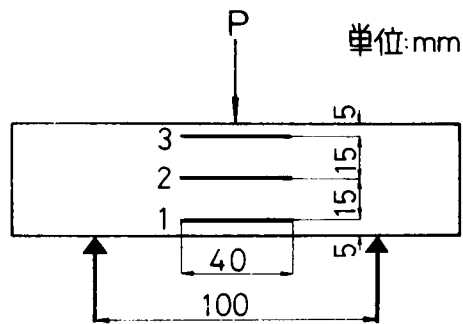
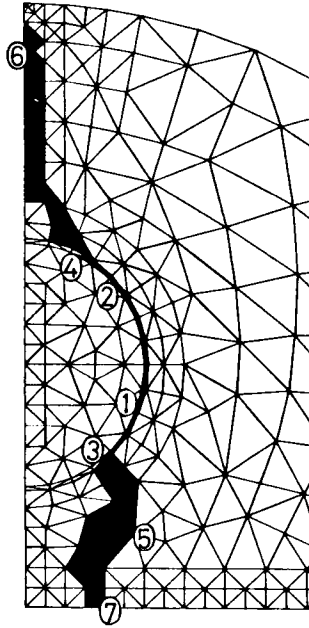
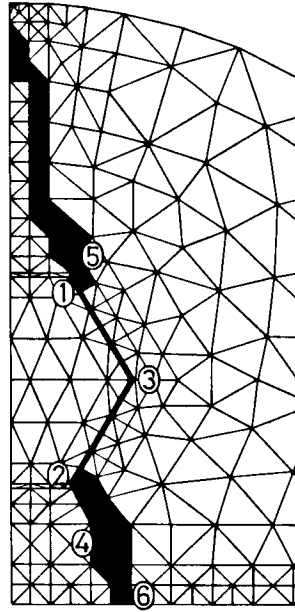


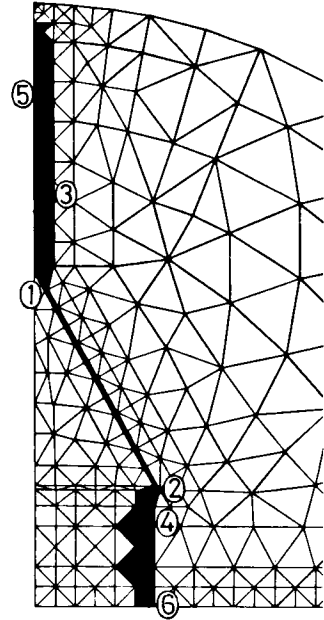
図-5.28 曲げ試験におけるドータイト細線の塗布状況



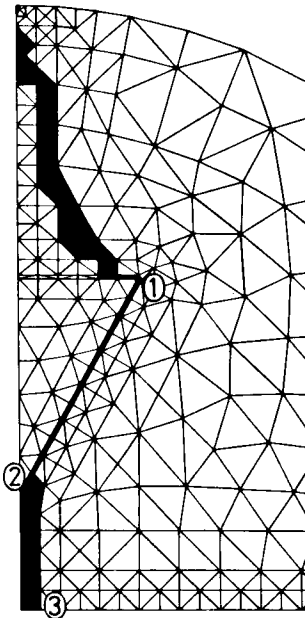
(a) CA1シリーズ



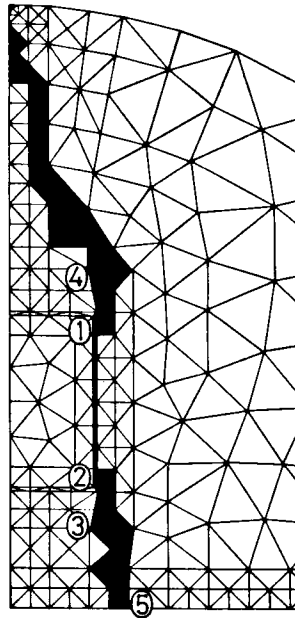
(b) HA1シリーズ



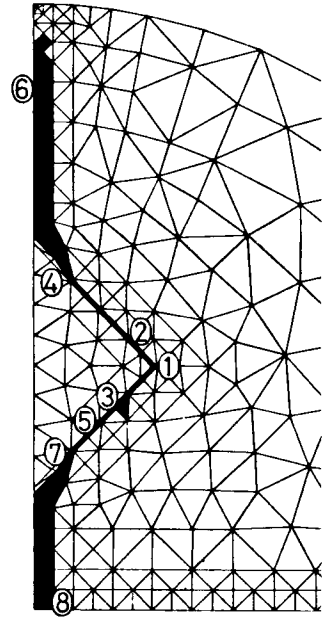
(c) TA1シリーズ



(d) IA1シリーズ



(e) SA1シリーズ



(f) RA1シリーズ

図-5.29 F. E. M. 解析によるボンドクラックおよびモルタルクラック進展状況

第6章 圧裂引張試験におけるパッドの影響 に関する研究

6.1 概 説

コンクリートの圧裂引張強度はパッド（分布板）の有無によって影響を受ける。すなわち、2章の2.3.2項で述べたように、ASTMなどで採用されているパッドを使用する試験方法とJISで採用されているパッドを使用しない試験方法の間には明らかに引張強度差が存在し、前者が後者より極めて大きい値となる。さらに、2.3.2項で述べたように、パッドの材質の相違によっても得られる引張強度は大きく異なる。パッドの有無や材質の相違による圧裂引張強度の差異は諸外国と我国の引張強度の比較検討に際して問題となるものであり、圧裂試験の信頼性と言う点からもその原因、理由を明らかにする必要がある。

パッドを用いる諸外国の方法では、一般に供試体直径の1/10程度の幅を持つ合板パッドを用いて試験を行なっている。一方、パッドを用いないJISの方法では、載荷板によって直接加力し、荷重分布幅が供試体直径の1/15程度となる¹⁾ことから、パッドを用いる方法と用いない方法における荷重分布幅の相違およびパッドと載荷板の材質の相違が引張強度差の原因となるようである。従って、諸外国と我国の方法の間に見られる引張強度差の検討に際しては、パッドの材質と荷重分布幅による影響の検討が必要である。

コンクリートを等質等方と考えた光弾性解析およびF.E.M.弾性解析によれば、2章の2.3.2項で述べたように、載荷位置近くの応力分布はパッドの材質によって影響を受けるようであるが、載荷軸上の最大引張応力はパッドの材質によってほとんど影響されることはない。従って、パッドの材質の相違がコンクリートの圧裂引張強度に及ぼす大きな影響をコンクリートが均等質であるとした場合の載荷軸上の最大引張応力によって説明することはできない。以前にも述べたように、コンクリートはかなり巨視的なレベルから見てもモルタルマトリックス中に粗骨材を含む複合体である。このような複合体においては、パッドの材質はコンクリート中の応力分布あるいはクラックの発生および進展、ひいては圧裂引張強度に影響することが考えられる。

以上のような観点から、本章においては細粗骨材の材質および粗骨材量が変化する実際のコンクリートにおけるパッドの材質と圧裂引張強度の関係を明らかにするとともに、コンクリートを二相材料としたモデルコンクリートに関するF.E.M.解析によって、パッドの材質の相違が圧裂引張強度に及ぼす影響をコンクリートの複合性と関係づけて考察する。さらに、これらの結果に基づいてパッドの有無による引張強度差を説明する²⁾。

6.2 実験計画および実験方法

6.2.1 使用材料, 配合, 供試体の種類および供試体作製法

本実験は、パッドの材質が圧裂引張強度に及ぼす影響を明らかにするために、モルタル、普通および軽量コンクリートに関する実験、モデルコンクリートに関する実験、パッドと供試体間の摩擦を減少して行なった実験およびパッドの幅が圧裂引張強度に及ぼす影響を明らかにするためのモルタルおよび普通コンクリートに関する実験より成る。いずれの実験においても、使用したセメントは早強ポルトランドセメントであり、セメントの物理的性質は表-6.1に示すとおりである。

モルタル、普通および軽量コンクリートに関する実験において使用した細骨材は豊浦標準砂および F. M. 2.44の人工軽量砂の2種類である。粗骨材としては、F. M. 6.00, 最大寸法10mmの川砂利および造粒型軽量骨材の2種類を使用した。細骨材の比重および吸水量を表-6.2に示す。2種の細骨材および2種の粗骨材を用いて打設したモルタルおよびコンクリートの種類は5種であり、その組合せを表-6.3に示す。表-6.4にこれらモルタルおよびコンクリートの配合を示す。表に示すように、 N_m , GN_m および $L_p N_m$ シリーズにおいては、水セメント比およびセメント砂比(重量比)をそれぞれ55%および0.5と一定とした。 GN_m シリーズでは、モルタル中に川砂利を容積比で0.10, 0.20, 0.30および0.37それぞれ加えたものであり、 $L_p N_m$ シリーズでは軽量粗骨材を容積比で0.20および0.37加えたものである。 $L_p L_m$ シリーズは、水セメント比およびセメント砂比(重量比)がそれぞれ45%および0.67なる軽量砂モルタル中に軽量粗骨材を容積比で0.20および0.40加えたものである。以上に述べたモルタルおよびコンクリートは、木づちおよびバイブレーターを用いて、直径10cm, 厚さ3cmの型枠に打設した。

モデルコンクリートに関する実験において使用した細骨材は豊浦標準砂である。マトリックスは水セメント比55%, セメント砂比(重量比)0.5のモルタル(手練りにより作製)である。普通コンクリートに対応するモデルコンクリートのモデル粗骨材としては、材質SS41の $\phi 19\text{mm}$ および $\phi 10\text{mm}$ の鋼棒である。使用に際しては、#60および#180のサンドペーパーで表面を磨き、表面性状を同一とした。軽量骨材コンクリートに対応するモデルコンクリートのモデル粗骨材としては、4章の4.2節で述べた早強ポルトランドセメントとカオリンを用いたプラスチックソイルセメントをバイブレーターを用いて $\phi 19\text{mm}$ および $\phi 10\text{mm}$ の木製型枠中に打設したものであり、1週間の水中養生の後に所定の供試体中に打設した。いずれの粗骨材においても、打設に際してはアセトンを用いて骨材表面の付着物を除去した。図-6.1は鋼材および軽量インクルージョンを示す。以上に述べたモデル粗骨材を用いて作製したモデルコンクリートは表-6.5に示す GM_1 , GM_2 , GM_3 および LM_3 シリーズの4種類である。これらのモデルコンクリートでは、モデル骨材を直径10cm, 厚さ3cmの型枠中に図-6.2に示すように配置したものであり、打設に際しては図-6.3に示す鋼製フレームと鋼製の押え板を使用した。なお、Mシリーズは図-6.2(d)に示すように、パッド直下付近をモルタルとし、その他の部分を GN_m シリーズ(粗骨材容積比0.37)のコンクリートとしたモデルコンクリートであり、半円形のブリキ製仕切板を用いることによって打設した。

パッドと供試体間の摩擦を減少した実験は、先に述べた N_m シリーズと GN_m シリーズ(粗骨材容積比

0.37)について行なったものであり、表-6.5に示すようにそれぞれ FN_m および FGN_m シリーズとして
いる。パッドと供試体間の摩擦を減少する方法としては、丹羽、小柳および小林³⁾がコンクリートの三軸
圧縮試験において採用した方法に従って、本実験では 0.06mm 厚の柔らかいゴムシート 2 枚にシリコン
グリースを塗布し、供試体とパッドの間に挿入した。

パッドの幅が引張強度に及ぼす影響を明らかにする実験は、 N_m および GN_m シリーズ(粗骨材容積比
0.37)について行なったものであり、パッドの種類および形状については後に述べる。

各シリーズの供試体は打設後 2 週間、温度 21℃ の水中で養生し、その後 JIS A 1113 に準じて載荷試験
を行なった。載荷速度は 2 kg/sec である。各供試体は水槽より取り出した後、水分の蒸発による強度変
化を防ぐためにシリコングリースを供試体表面に均一に塗布した。供試体の載荷位置と試験機の載荷板
は、アセトンを用いて清浄にして試験を行なった。試験した供試体は、モルタル、普通および軽量コン
クリートに関する実験では 410 個、モデルコンクリートに関する実験では 226 個、パッドと供試体間の摩
擦を減少した実験では 44 個およびパッドの幅の影響を検討した実験では 31 個、総数 711 個である。なお、
得られた引張強度は 5% の有意水準で棄却検定を行なっている。

パッドの材質が圧裂引張強度に及ぼす影響を検討する実験では、鋼パッド、合板パッドおよびゴムパ
ッドの 3 種を使用した。パッドの形状は厚さ 4 mm、幅 10mm、長さ 30mm である。ただ、鋼パッドの場
合、供試体に均一な加力ができるように、パッドの下面は曲率半径 5 cm の曲率を持つように加工した。

パッドの幅が圧裂引張強度に及ぼす影響を明らかにする実験では、合板パッドを使用し、厚さを 4 mm
として幅を 6.7mm、10mm および 15mm とした。パッドの幅 6.7mm はパッドを用いない JIS の方法に
おける荷重分布幅(供試体直径の 1/15)に相当する。

合板パッドとゴムパッドの弾性係数は $4 \times 40 \times 40$ mm の合板およびゴム板をおのおの 4 枚重ねて載荷
し、その応力-ひずみ関係から求めた。図-6.4 は合板の応力-ひずみ関係の一例を示すものである。図
に示すように、応力-ひずみ関係は載荷と同時に相対的に大きいひずみを示したが、これは圧縮試験を
行なう際の載荷板と供試体間のあそびあるいは厚さ 4 mm の材料を重ねて試験したことによるあそびの
影響と考えられ、弾性係数の算出には応力-ひずみ関係の直線部分を用いた。以上のような方法によ
って求めた弾性係数は表-6.6 に示すとおりである。なお、鋼パッドについては、材質が鋼材であることか
ら特に測定を行わず、弾性係数 $2.1 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$ とした。

6.2.2 F. E. M. 解析

パッドの材質の相違によるコンクリート内部の応力分布あるいはクラック進展状況を検討するた
めに、図-6.2(c)に示す GM_3 および LM_3 シリーズモデルコンクリートについて、F. E. M. 二次元弾性
解析を行なった。供試体は平面応力状態にあるものとし、解析は対称性を考慮して供試体の 1/4 につ
いて行なった。要素の分割は図-6.5 に示すとおりとし、インクルージョン・マトリックス界面の付着性
状を考慮するために幅の狭い境界要素を設けた。要素の総数は 592 個である。図中の Y 軸が載荷軸であり、
斜線部分がインクルージョンである。外力は供試体直径の 1/10 の幅を持つパッドに加わるものとし、計
算に際しては便宜上パッドと供試体は完全に付着しているものとした。

F. E. M. 解析に使用したパッド、インクルージョン、マトリックスおよび境界部分の弾性係数とポアソン比は表-6.7に示すとおりである。普通コンクリートをモデル化したGM₃シリーズでは、パッドの弾性係数を鋼パッドとゴムパッドの値である $2.1 \times 10^6 \text{kg/cm}^2$ および $8.7 \times 10^5 \text{kg/cm}^2$ の2種とし、軽量コンクリートをモデル化したLM₃シリーズでは、パッドの弾性係数を $4.0 \times 10^5 \text{kg/cm}^2$ および $1.0 \times 10^5 \text{kg/cm}^2$ の2種とした。LM₃シリーズにおいて鋼およびゴムパッドの解析を行っていないのは、これらの弾性係数を用いると、F. E. M. 解析における解の収束が極めて悪いためである。

クラックの進展状況は直接反復法を用いて求め、マトリックス、インクルージョンおよびインクルージョン・マトリックス界面の破壊条件と破壊後の要素の剛性の修正は4章の4.2節で述べたとおりである。

6.3 パッドの材質がコンクリートの圧裂引張強度に及ぼす影響

表-6.8にモルタル、普通および軽量コンクリートのパッドを用いない場合の引張強度、鋼、合板およびゴムパッドを用いた場合の引張強度、引張強度比および変動係数を示す。表よりわかるように、各種のパッドを用いた引張強度はモルタルおよびコンクリートの細粗骨材の種類および粗骨材量に関係なく、最も弾性係数の大きい鋼パッドを用いた場合が最も小さい引張強度を示し、パッドの弾性係数が小さくなるに従って次第に引張強度が大きくなる傾向を示す。このように、いずれのシリーズにおいてもパッドの弾性係数が減少すると引張強度が増加する傾向が見られるが、表-6.8を厳密に検討すると、引張強度の変化の程度は粗骨材量および粗骨材の強度や弾性係数の相対的な大小関係によって影響を受けることがわかる。すなわち、標準砂および軽量砂を用いたモルタル(N_mおよびL_mシリーズ)では、鋼パッドを用いた引張強度(σ_s)に対する合板パッドを用いた引張強度(σ_p)およびゴムパッドを用いた引張強度(σ_r)の比(σ_p/σ_s および σ_r/σ_s)はそれぞれ1.03~1.07および1.14となるのに対して、標準砂を用いたモルタル中に川砂利を有するGN_mシリーズでは、N_mおよびL_mシリーズより明らかに大きい引張強度比を示す。この結果はまた粗骨材容積比の増加とともに引張強度比が大きい値となる明確な傾向を示し、普通コンクリートではコンクリート中に存在する粗骨材量が多い程パッドの材質の相違によって引張強度が大きく変化することを示している。標準砂を用いたモルタル中に軽量粗骨材を有するL_pN_mシリーズにおいても、引張強度比はN_mおよびL_mシリーズより大きい値となり、粗骨材容積比の増加とともに引張強度比は大きくなる傾向を示すが、先に述べたGN_mシリーズに比べて、同一の粗骨材容積比ではわずかに小さい引張強度比となるようである。細粗骨材ともに軽量骨材を用いたL_pL_mシリーズでは、粗骨材容積比0.20における引張強度比は先に述べたモルタルとはほぼ同様の値となる。粗骨材容積比0.40においても、引張強度比はモルタルに比べてわずかに大きい値を示すにすぎない。準巨視的レベルでは均等質であると考えられるN_mおよびL_mシリーズあるいは粗骨材とマトリックスの力学的性質が類似していると考えられるL_pL_mシリーズでは、 σ_p/σ_s および σ_r/σ_s が相対的に小さい値であること、粗骨材とマトリックスの力学的性質が相違していると考えられるGN_mおよびL_pN_mシリーズでは、引張強度比が相対的に大きい値であることおよびGN_mとL_pN_mシリーズでは粗骨材量の増加に

よって引張強度比が大きくなることを考えると、パッドの材質が圧裂引張強度に及ぼす影響にはコンクリートの不均質さ、すなわち複合性が関係することが考えられる。

表-6.9は上に述べたコンクリートの複合性とパッドの材質の関係をより明確にするために行なったモデルコンクリートに関する実験結果およびパッドと供試体間の摩擦を減少して行なった実験(FN_mおよびFGN_mシリーズ)の結果を示すものである。供試体中央部分にφ19mmの鋼材インクルージョン2個を有するGM₁シリーズでは、 σ_p/σ_s および σ_R/σ_s はそれぞれ1.06および1.16となり、先に示したモルタルとほぼ同様の値となる。供試体中に鋼材インクルージョン8個を有するGM₂シリーズでは、 σ_p/σ_s および σ_R/σ_s はそれぞれ1.10および1.19となり、モルタルよりわずかに大きい引張強度比となる。さらに、鋼材インクルージョン4個を載荷位置近くにふやしたGM₃シリーズでは、 σ_p/σ_s および σ_R/σ_s はそれぞれ1.19および1.24となり、モルタルの引張強度比より明らかに大きい値を示す。パッド直下部分をモルタルとし、その他の部分をコンクリートとしたMシリーズでは、 σ_p/σ_s および σ_R/σ_s はそれぞれ1.07および1.14となり、モルタルと同様の引張強度比を示す。以上の結果は供試体の中央部に粗骨材を持っていても、載荷位置付近には粗骨材を持たないGM₁およびMシリーズにおいては、モルタルとほぼ同様の相対的に小さい引張強度比となり、載荷位置近くにインクルージョンが増加するに従って次第に引張強度比が大きい値となることを示している。インクルージョン数の最も多いGM₃シリーズにおいても、実際のコンクリートに見られるようなコンクリートの複合性を完全にモデル化するものではないことから、GM₃シリーズの引張強度比はGN_mシリーズ(粗骨材容積比0.37)の引張強度比に比べて小さい値となるが、以上に述べた事実は供試体の中央部分に存在する粗骨材はパッドの材質による引張強度の変化に直接関係することはなく、載荷位置近くに存在する粗骨材がパッドの材質による引張強度の変化に関係することを示している。供試体中に軽量インクルージョン12個を有するLM₃シリーズでは、 σ_p/σ_s および σ_R/σ_s はそれぞれ1.08および1.19となり、モルタルよりわずかに大きい引張強度比を示している。

パッドとモルタル供試体間の摩擦を減少したFN_mシリーズでは、 σ_p/σ_s はN_mシリーズとほぼ等しく、 σ_R/σ_s はN_mシリーズよりわずかに小さい値となる。パッドと普通コンクリート供試体間の摩擦を減少したFGN_mシリーズにおいては、 σ_p/σ_s および σ_R/σ_s はそれぞれ1.04および1.10となり、先に述べたFN_mシリーズとほぼ等しい値となる。この結果はパッドと供試体間の摩擦を特に減少することなく試験を行なった場合には、N_mシリーズとGN_mシリーズの間には明らかな引張強度比の相違が見られたにもかかわらず、パッドと供試体間の摩擦を減少することによって引張強度比がほぼ等しくなることを示すものである。従って、パッドの材質の相違がコンクリートの圧裂引張強度に及ぼす影響はパッドと供試体間の摩擦の大小と深く関係していることがわかる。

図-6.6は鋼パッドとゴムパッドを用いた場合のGM₃シリーズモデルコンクリートのクラック発生前の最大主応力分布を示し、図-6.7は弾性係数 $4.0 \times 10^5 \text{kg/cm}^2$ と $1.0 \times 10^5 \text{kg/cm}^2$ のパッドを用いた場合のLM₃シリーズモデルコンクリートのクラック発生前の最大主応力分布を示す。図中の等主応力線の値(最大主応力比)は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軸上の最大主

応力の比である。図に示すように、いずれのシリーズにおいてもインクルージョンの存在によって応力分布の大きな乱れが見られる。しかし、図-6.6および図-6.7よりわかるように、GM₃およびLM₃シリーズともに供試体中央部の応力分布はパッドの弾性係数の変化によってほとんど変化せず、少なくともクラックが生ずる以前においては載荷位置直下部分における応力分布が相違するのみである。本解析では、コンクリートの複合性を考慮しているが、以上に述べた結果はコンクリートを均等質な弾性体としたF.E.M.解析より得た載荷軸上中央部の応力分布がパッドの材質によってほとんど影響を受けないと言う小阪、谷川および亀井⁹⁾の結果および同じくコンクリートを均等質とした光弾性解析より得た載荷位置直下の応力分布がパッドの材質によって異なると言うRudnick, HunterおよびHolden⁹⁾の結果と類似しており、単にボンドクラックが発生する以前の応力分布より得られる最大引張応力の大小を検討するのみでは、パッドの材質の相違によるモデルコンクリートの引張強度の相違が説明できないことを示している。GM₃およびLM₃シリーズいずれの場合でも、パッドの弾性係数が小さいとき、パッド直下の最大主応力比はより小さい値となるようである。

図-6.8は鋼パッドとゴムパッドを用いた場合のGM₃シリーズおよび $4.0 \times 10^5 \text{kg/cm}^2$ と $1.0 \times 10^5 \text{kg/cm}^2$ の弾性係数を持つパッドを用いた場合に相当するLM₃シリーズのF.E.M.解析によるクラック発生および進展状況を示すものである。黒く塗った要素がクラックを生じた要素である。図-6.9は鋼パッドとゴムパッドを用いた場合のGM₃およびLM₃シリーズモデルコンクリートの最終的な破壊状況の代表例を示すものである。一般にモデルコンクリートでは、図-6.9に示すように、載荷位置直下部分で複雑な破壊状況を示し、F.E.M.解析結果と必ずしも正確に一致しないようであるが、全体としてはF.E.M.解析によるクラック発生形態はモデルコンクリートの破壊状況と大きく相違することはない。F.E.M.解析によるGM₃シリーズのクラック進展状況については、当初図-6.8(a)および(b)に示す①および②にボンドクラックが生じ、矢印の方向に進展する。この時期におけるボンドクラックの発生および進展には、パッドの材質の相違による影響は見られない。その後、両シリーズともに③にボンドクラックが生ずるが、ボンドクラック発生位置に相違が生じ、以後最終的なクラック発生形態が同一の場合においてもクラックの発生および進展の過程に相違が見られる。モルタルクラックは一般にボンドクラックが生じた後にほぼ図に示すA, B, Cの順序で矢印の方向に進展し、載荷位置近くにおけるクラック進展状況はパッドの材質によって明らかに相違する。LM₃シリーズのクラック進展状況については、当初図-6.8(c)および(d)に示す①, ②続いて③にボンドクラックが生じ、矢印の方向に進展する。この時期におけるボンドクラックの発生および進展には、パッドの材質の相違による影響は見られない。その後、④および⑤にモルタルクラック、続いて骨材クラック(骨材自体に発生するクラック)が生じ、それぞれA, B, Cの順序で矢印の方向に進展するが、最終的なクラック発生形態が同一の場合においても、GM₃シリーズと同様にパッドの材質によってクラック進展の過程に相違が見られる。また、載荷位置近くにおけるモルタルクラックの進展状況はパッドの材質によって明らかに相違する。図-6.10はGM₃シリーズの鋼パッドとゴムパッドを用いたF.E.M.解析において、34個の要素が破壊した際の最大主応力分布を示すものである。図中の等主応力線は先に述べた最大主応力比であり、黒く塗っ

た要素がクラックを生じた要素である。図-6.10 (a) および (b) における A および B 点付近の応力分布をそれぞれ比較検討することよりわかるように、ある程度ボンドクラックおよびモルタルクラックが生じた後においては、パッドの材質によって供試体中央部のマトリックス部分に応力分布の相違が生ずる。図-6.11 は GM₃ および LM₃ シリーズにおける載荷位置付近のマトリックス部分に最初のモルタルクラックが生ずる直前の最大主応力分布を示すものである。図中の等主応力線は先に述べた最大主応力比である。GM₃ および LM₃ シリーズいずれのシリーズにおいても、供試体内部にクラックが発生した後の載荷位置付近の応力分布はパッドの材質の相違によって大きく異なることがわかる。すなわち、GM₃ シリーズに関しては、鋼パッドを用いた場合には図-6.11 (a) の A 点に大きな引張応力集中が生じ、ゴムパッドを用いた場合には図-6.11 (b) の A 点に引張応力集中、B 点に圧縮応力集中が生ずる。LM₃ シリーズに関しては、弾性係数 $4.0 \times 10^5 \text{kg/cm}^2$ のパッドを用いた場合には図-6.11 (c) の A 点に大きな引張応力集中が生じ、弾性係数 $1.0 \times 10^5 \text{kg/cm}^2$ のパッドを用いた場合には図-6.11 (d) の A 点に引張応力集中、B 点に圧縮応力集中が生じ、GM₃ シリーズと同様にパッドの材質の影響によって応力分布が異なる。先に述べたように、クラック発生前においても載荷位置付近はパッドの材質の相違によって異なる応力分布を示したが、ボンドクラックおよびモルタルクラック発生後の載荷位置付近における応力分布はクラック発生前のそれよりパッドの材質の影響を明らかに大きく受けることが図-6.6、図-6.7 と図-6.11 の比較よりわかる。

以上に述べた F. E. M. 解析結果は、供試体内部にある程度破壊が生じた後においてはパッドの材質の相違がクラック発生および進展に影響し、供試体内部の応力分布にも影響することを示している。なお、モデルコンクリートの F. E. M. 解析結果では、系の崩壊を導くモルタルクラックはボンドクラックより載荷位置へと進展する傾向を示したが、この結果は実際のコンクリートについて供試体端面を高速度カメラを用いて撮影し、破壊ひびわれは供試体中央部近くより載荷点へ進展するとする町田⁶⁾の結果と一致している。

F. E. M. 解析結果とモデルコンクリートの最終的な破壊状況より、圧裂載荷下におけるコンクリートの破壊機構については、以下のように説明できるようである。すなわち、普通コンクリートではパッドの材質に関係なく、載荷位置近くのインクルージョン・マトリックス界面に最初にボンドクラックが生ずる。しかし、それが直ちに最終的な破壊を招くことはなく、載荷位置より遠い界面においても独立したボンドクラックが生ずる。これらのボンドクラックは荷重の増加に伴って次第に大きくなり、マトリックスであるモルタルのクラックによって橋わたしされ、最終的に破壊する。軽量コンクリートにおいても普通コンクリートと同様に、載荷位置近くのインクルージョン・マトリックス界面に最初にボンドクラックが生ずるが、これらは直ちに最終的な破壊を招くことはなく、載荷位置より遠い界面にも独立したボンドクラックが生ずる。続いて、一部に骨材クラックが生じ、この骨材クラックがモルタルクラックによってボンドクラックと結合し、またボンドクラックがモルタルクラックによって橋わたしされ、供試体は最終的に破壊する。

以上に述べた圧裂載荷下のコンクリートの破壊機構はクラックがある程度生じた後、それらが連結し

て不安定現象を生ずることを示すものであり、クラックの発生および進展が載荷軸近くに限定されているが、普通コンクリートをモデル化したコンクリート（モデル骨材9個）のX線による直接観察とF. E. M. 解析結果⁷⁾および同じく普通コンクリートをモデル化（モデル骨材1個）した場合の最終的な破壊状況とF. E. M. 解析結果⁸⁾などから明らかにされている一軸圧縮載荷下の破壊機構、すなわち載荷によって最初にインクルージョン・マトリックス界面にボンドクラックが生じ、荷重の増加とともにその大きさおよび数が増加し、続いてモルタルクラックがボンドクラック間を載荷軸とほぼ平行に橋わたし、最終的に破壊に至ると言う機構とほぼ一致している。

先に述べたモルタル、普通および軽量コンクリートに関する実験、モデルコンクリートに関する実験、パッドと供試体間の摩擦を減少した実験およびF. E. M. 解析結果を要約すると以下ようになる。

- a) モルタル、実際のコンクリートおよびモデルコンクリートに関する実験より、パッドの材質による引張強度の変化は載荷位置近くのコンクリートの複合性によって影響を受ける。
- b) パッドと供試体間の摩擦を減少すると、すなわち載荷位置における供試体の円周方向の拘束を減少すると、パッドの材質の相違による引張強度の変化はモルタルとコンクリートではほぼ等しくなり、コンクリートの複合性の影響が見られなくなる。
- c) F. E. M. 解析結果を検討すると、供試体内部にある程度破壊が生じた後では、パッドの材質の相違がクラックの発生および進展の過程に影響し、供試体内部の応力分布にも影響する。

以上に示した事実より、パッドの材質が圧裂引張強度に及ぼす影響は以下のように考えることができる。すなわち、コンクリートが圧裂載荷されると、コンクリートの複合性によって載荷位置に比較的近い位置にボンドクラックが生ずる。コンクリートがクラックを生ずる以前においては、パッドの材質は供試体中央部の応力分布にほとんど影響を及ぼさないが、ボンドクラックが供試体内に生じた後においては、パッドの材質の相違による供試体の載荷位置における円周方向の変位の拘束の相違が供試体内部の応力分布に影響し、結果としてボンドクラックを連結するようなクラック発生荷重レベルに影響するものと考えられる。

表-6.8に示したように、準巨視的レベルでは均等質であると考えられるモルタル (N_m および L_m シリーズ)では、 σ_p/σ_s および σ_r/σ_s はそれぞれ1.03~1.07および1.14となり、複合性の大きいコンクリートよりは小さい引張強度比を示すが、これらのシリーズでもパッドの材質の影響を受けると考えられる。モルタルに見られるパッドの材質による引張強度の変化は上に述べたようなコンクリートの複合性を考慮すると言う考え方では説明できない。これはモルタル自身が不均質な材料であることが一つの理由として考えられる。

諸外国で用いられているパッドを用いる圧裂試験とパッドを用いない我国における圧裂試験の間には、引張強度に差異があることは概説でも述べたようによく知られた事実であり、一部にパッドの有無によって42%と言う大きな引張強度の相違が報告されている⁹⁾。諸外国で用いられているパッドの材質は一般に合板であることから、合板パッドを用いた引張強度 (σ_p) とパッドなしの引張強度 (σ_N) を比較すると、表-6.8に示すように、引張強度比 (σ_p/σ_N) はモルタル (N_m および L_m シリーズ)では、1.14

および1.12, GN_mシリーズでは1.16~1.27, L_pN_mシリーズでは1.10~1.15およびL_pL_mシリーズでは1.14~1.26の範囲を示し, 明らかに合板パッドを用いた引張強度がパッドを用いない場合の引張強度より大きい値を示している。σ_p/σ_Nはまたコンクリート中の粗骨材容積比が増加すると大きくなる傾向を示し, 先に述べたパッドの材質が引張強度比に及ぼす影響と類似の傾向を示す。実際の普通および軽量コンクリートに見られる上述の傾向は表-6.9に示すモデルコンクリートのσ_p/σ_Nにおいても見うけられる。

パッドを用いない圧裂試験では, 事実上荷重分布幅が供試体直径(d)の1/15程度¹⁾と考えられるので, 表-6.8に示すパッドなしの引張強度(σ_N)と鋼パッドを用いた引張強度(σ_s)の比(σ_N/σ_s)は荷重分布幅がd/15よりd/10に増加した場合の値を示すものである。σ_N/σ_sはモルタル(N_mおよびL_mシリーズ)では0.94および0.93, GN_mシリーズでは0.97~0.98, L_pN_mシリーズでは1.00~1.01, L_pL_mシリーズでは0.90~0.93の範囲を示し, 準巨視的には比較的均等質と考えられるモルタルおよびL_pL_mシリーズでは荷重分布幅の影響が見られるが, 複合性の著しいGN_mおよびL_pN_mシリーズでは荷重分布幅の影響がほとんど存在しないことがわかる。表-6.10はN_mシリーズとGN_mシリーズ(粗骨材容積比0.37)について荷重分布幅が引張強度に及ぼす影響を示すものである。荷重分布幅が等しい場合(d/15)のパッドなしと合板パッド使用の引張強度を検討すると, 表-6.10よりわかるように, N_mシリーズでは, 試験機の載荷板(鋼)とパッド(合板)の材質の相違によって5%程度の引張強度増加を示すにすぎないが, GN_mシリーズでは25%と言う大きな引張強度増加を示す。また, 合板パッドの幅をd/15からd/6.7に増加したとき, N_mシリーズでは23%と言う大きな引張強度増加を示すが, GN_mシリーズでは9%の引張強度増加を示すにすぎない。この結果は準巨視的には均等質であるモルタルでは供試体に接触する材料の材質の相違による影響に比べて相対的に荷重分布幅の影響が大きく, 複合性の大きいコンクリートでは逆に荷重分布幅に比べて供試体に接触する材料の材質の影響が極めて大きいことを示すものである。従って, 一般に見られるパッドを使用する方法と使用しない方法の間の圧裂引張強度の相違は, パッドと載荷板の材質の相違が大きな原因の一つであると考えられる。

6.4 本章のまとめ

本章においては, パッドの有無およびパッドの材質の相違が圧裂引張強度に及ぼす影響を明らかにするために, 実際のコンクリートおよびコンクリートを二相材料としてモデル化したモデルコンクリートについてパッドの有無およびパッドの材質の影響を実験的に検討し, またF. E. M. 解析によってパッドの材質によるクラック進展状況および応力分布を検討したことを述べた。パッドの材質が圧裂引張強度に及ぼす影響はコンクリートの複合性と密接に関係することおよびパッド(一般に合板)と載荷板(鋼)の材質の相違が諸外国におけるパッドを用いる圧裂試験方法と我国におけるパッドを用いない圧裂試験方法の間に見られる引張強度差の大きな原因の一つであることを示すことができた点が本研究における成果であると考えられる。以下に本研究において明らかになった点を示し, 本章の結論とする。

1) モルタル, 普通および軽量コンクリートに関する実験によれば, パッドの材質による引張強度の変

化はコンクリートの細粗骨材の種類および粗骨材量によって明らかに影響を受け、コンクリート中の粗骨材量が多くなる程パッドの材質による引張強度の変化は大きくなる。また、モデルコンクリートに関する実験結果を考慮すると、載荷位置近くに存在する粗骨材がパッドの材質による引張強度の変化に関係するようである。

- 2) パッドと供試体間の摩擦を減少すると、すなわち載荷位置における供試体の円周方向拘束を減少すると、パッドの材質の相違による引張強度の変化はモルタルとコンクリートの間ではほぼ等しくなり、コンクリートの複合性の影響が見られなくなる。従って、パッドの材質がコンクリートの圧裂引張強度に及ぼす影響はパッドと供試体間の摩擦の大小と深く関係する。
- 3) F. E. M. 解析結果によれば、ボンドクラックおよびモルタルクラックが生ずる以前においてはパッドの材質によって供試体内部の応力分布はほとんど変化しない。しかし、供試体内部にある程度破壊が生じた後においては、パッドの材質がクラック発生および進展に影響し、供試体内部の応力分布にも影響する。
- 4) F. E. M. 解析によるクラック発生形態とモデルコンクリートの最終的な破壊状況より、圧裂載荷下におけるコンクリートの破壊機構が以下のように説明できるようである。すなわち、普通および軽量モデルコンクリートいずれの場合でも、パッドの材質に関係なく載荷位置近くにまずボンドクラックが生ずるが、それが直ちに最終的な破壊を招くことはなく、同時に載荷位置より遠い界面にもボンドクラックが生ずる。続いて、軽量コンクリートでは一部骨材クラックが生じ、これらのクラックはボンドクラックと結合し、また載荷位置近くのボンドクラックは載荷位置に向かって生長し、最終的に破壊する。このような圧裂載荷下のコンクリートの破壊機構はクラックの発生および進展が載荷軸近く限定されてはいるが、一軸圧縮載荷下のコンクリートの破壊機構とはほぼ一致している。
- 5) 上に述べた事実より、パッドの材質が圧裂引張強度に及ぼす影響は次のように考えることができる。すなわち、コンクリートが圧裂載荷されると、コンクリートの複合性によって、まず載荷位置に比較的近い位置にボンドクラックが生ずる。コンクリート中にクラックが生ずる以前においては、パッドの材質は供試体中央部の応力分布にほとんど影響を及ぼさないが、クラックが生じた後においては、パッドの材質の相違による供試体の載荷位置における円周方向の変位の拘束の相違が供試体内部の応力分布に影響し、結果としてボンドクラックを連結するようなクラック発生の荷重レベルに影響するものと考えられる。
- 6) パッドを用いる諸外国の圧裂試験方法とパッドを用いない JIS の圧裂試験方法の間には引張強度差が見られ、前者が後者より大きい値となる。これは荷重分布幅の大小とパッド（一般に合板）と載荷板（鋼）のような供試体に直接接触する材料の性質が異なることの影響によると考えられるが、準巨視的には均等質であるモルタルではパッドと載荷板の材質の相違が引張強度に及ぼす影響に比べて荷重分布幅の影響の方が大きく、複合性の大きいコンクリートでは逆に荷重分布幅の影響に比べて材質の相違による影響が極めて大きくなる。従って、一般に見られるパッドを使用する方法と使用しない方法の間の圧裂引張強度の相違は、パッドと載荷板の材質の相違が大きな原因の一つであると考え

られる。

〈参 考 文 献〉

- 1) Machida, A. : Studies on tests for splitting tensile strength of concrete, Proc. JSCE, No.242, Oct., 1975.
- 2) 斉藤満・柳場重正・川村満紀・荒川成一：圧裂引張試験におけるコンクリートの破壊機構に関連するパッドの影響，材料に投稿中。
- 3) 丹羽義次・小柳治・小林昭一：人工軽量コンクリートの三軸圧縮破壊条件，土木学会論文集，第143号，昭和42年7月。
- 4) 小阪義夫・谷川恭雄・亀井義正：コンクリートの割裂引張り強度に及ぼすパッドの影響について，セメント技術年報，昭和45年。
- 5) Rudnick, A., A. R. Hunter and F. C. Holden : An analysis of the diametral-compression test, Materials Research & Standards, April, 1963.
- 6) 町田篤彦：コンクリートの圧裂試験に関する基礎研究，土木学会論文報告集，第297号，1978年11月。
- 7) Buyukozturk, O., A. H. Nilson and F. O. Slate : Stress-strain response and fracture of a concrete model in biaxial loading, Jour. ACI, Aug., 1971.
- 8) 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.
- 9) Narrow, I. and E. Ullberg, Jour. ACI, Sept., 1963, (Authors' closure for discussions).

表-6.1 使用セメントの物理的性質

比 重	粉末度 88 μ 残 分%	凝 結		安定度 (浸水法)	フ ロー (mm)	曲げ強度 (kg/cm ²)				圧縮強度 (kg/cm ²)			
		始発時間	終結時間			1日	3日	7日	28日	1日	3日	7日	28日
3.13	0.2	2時間30分	3時間50分	安 定	177	31.6	52.4	66.8	76.3	124	245	338	433

表-6.2 使用骨材の表乾比重および有効吸水量
(24時間吸水)

	表 乾 比 重	有効吸水量(%)
軽 量 細 骨 材	1.93	17.8
川 砂 利	2.59	1.0
造粒型軽量粗骨材	1.50	6.6

表-6.3 モルタルおよびコンクリートの種類

シリーズ	内 容
N _m	標準砂を用いたモルタル
L _m	軽量細骨材を用いたモルタル
GN _m	川砂利と標準砂を用いたコンクリート
L _p N _m	造粒軽量粗骨材と標準砂を用いたコンクリート
L _p L _m	造粒軽量粗骨材と軽量細骨材を用いたコンクリート

表-6.4 各シリーズの配合

(単位: kg/m³)

シリーズ	粗骨材容積比	水	セメント	細 骨 材	粗 骨 材	水セメント比
N _m	0.00	334	607	1,214	—	0.55
L _m	0.00	291	647	960	—	0.45
GN _m	0.10	300	546	1,092	259	0.55
	0.20	267	485	970	518	0.55
	0.30	233	424	848	777	0.55
	0.37	209	381	762	961	0.55
L _p N _m	0.20	267	485	970	306	0.55
	0.37	209	381	762	568	0.55
L _p L _m	0.20	233	517	767	306	0.45
	0.40	174	387	574	612	0.45

表-6.5 モデルコンクリートの種類

シリーズ	内 容
GM ₁	モルタルマトリックス中に鋼材モデル粗骨材2個を有するモデルコンクリート (図-6.2(a)参照)
GM ₂	モルタルマトリックス中に鋼材モデル粗骨材8個を有するモデルコンクリート (図-6.2(b)参照)
GM ₃	モルタルマトリックス中に鋼材モデル粗骨材12個を有するモデルコンクリート (図-6.2(c)参照)
LM ₃	モルタルマトリックス中に軽量モデル粗骨材12個を有するモデルコンクリート (図-6.2(c)参照)
M	載荷位置付近をモルタルとし、その他の部分を粗骨材容積比0.37の普通コンクリートとした供試体 (図-6.2(d)参照)
FN _m	パッドと N _m シリーズ供試体間の摩擦を減少したもの
FGN _m	パッドと GN _m シリーズ (粗骨材容積比0.37) 供試体間の摩擦を減少したもの

表-6.6 パッドの弾性係数

パッドの種類	弾性係数 (kg/cm ²)
鋼	2.1×10^6
合 板	2.4×10^3
ゴ ム	8.7×10

表-6.7 F. E. M. 解析に使用したパッド、インクルージョン、マトリックスおよびインクルージョン・マトリックス境界部分の弾性係数とポアソン比

弾性係数 とポアソン比 シリーズ	パ ッ ド		インクルージョン		境界部分とマトリックス	
	弾 性 係 数 (kg/cm ²)	ポアソン比	弾 性 係 数 (kg/cm ²)	ポアソン比	弾 性 係 数 (kg/cm ²)	ポアソン比
GM ₃	2.1×10^6	0.3	2.1×10^6	0.3	2.2×10^5	0.2
	8.7×10	0.3				
LM ₃	4.0×10^5	0.2	7.0×10^4	0.2	2.2×10^5	0.2
	1.0×10^5	0.2				

表-6.8 モルタル、普通および軽量コンクリートの引張強度および引張強度比

シリーズ	粗骨材 容積比	圧裂引張強度 (kg/cm ²)				引張強度比			
		パッドなし(σ_N)	鋼パッド(σ_S)	合板パッド(σ_P)	ゴムパッド(σ_R)	σ_P/σ_S	σ_R/σ_S	σ_P/σ_N	σ_N/σ_S
N _m	0.00	37.3 (5.4)	39.8 (8.3)	42.7 (2.1)	45.3 (3.9)	1.07	1.14	1.14	0.94
L _m	0.00	46.5 (4.4)	50.2 (8.5)	51.9 (2.8)	57.4 (3.1)	1.03	1.14	1.12	0.93
GN _m	0.10	31.2 (4.0)	32.3 (12.9)	36.2 (3.2)	38.7 (2.8)	1.12	1.20	1.16	0.97
	0.20	29.3 (8.1)	29.8 (10.3)	34.4 (4.0)	36.5 (5.3)	1.15	1.22	1.17	0.98
	0.30	28.4 (2.2)	28.9 (14.3)	33.6 (7.8)	37.2 (2.5)	1.16	1.29	1.18	0.98
	0.37	24.9 (7.7)	25.7 (9.2)	31.7 (5.8)	34.3 (2.3)	1.23	1.33	1.27	0.97
L _p N _m	0.20	33.2 (2.1)	32.8 (6.4)	36.6 (4.1)	39.9 (3.4)	1.12	1.22	1.10	1.01
	0.37	29.5 (6.1)	29.5 (13.2)	33.9 (3.9)	37.2 (6.5)	1.15	1.26	1.15	1.00
L _p L _m	0.20	44.7 (4.9)	48.3 (12.2)	51.0 (7.8)	55.2 (3.3)	1.06	1.14	1.14	0.93
	0.40	38.4 (11.3)	42.6 (15.3)	48.2 (4.9)	50.7 (5.9)	1.13	1.19	1.26	0.90

(): 変動係数%

表-6.9 モデルコンクリートの引張強度および引張強度比

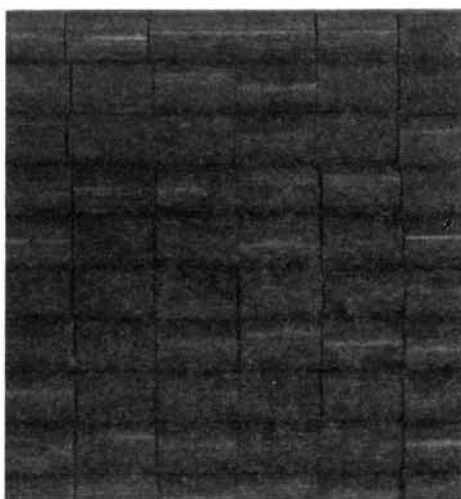
シリーズ	圧裂引張強度 (kg/cm ²)				引張強度比			
	パッドなし(σ_N)	鋼パッド(σ_S)	合板パッド(σ_P)	ゴムパッド(σ_R)	σ_P/σ_S	σ_R/σ_S	σ_P/σ_N	σ_N/σ_S
GM ₁	28.0 (7.3)	29.3 (8.7)	31.2 (3.9)	34.0 (4.5)	1.06	1.16	1.11	0.96
GM ₂	24.2 (6.8)	25.8 (12.7)	28.3 (7.6)	30.8 (8.6)	1.10	1.19	1.17	0.94
GM ₃	24.7 (6.8)	24.5 (13.3)	29.2 (10.0)	30.3 (9.3)	1.19	1.24	1.18	1.01
LM ₃	12.6 (9.3)	14.6 (10.6)	15.8 (1.5)	17.4 (5.0)	1.08	1.19	1.25	0.86
M	33.9 (5.3)	35.1 (5.1)	37.5 (4.5)	40.0 (2.1)	1.07	1.14	1.11	0.97
FN _m	—	40.4 (4.8)	43.5 (1.6)	44.4 (5.8)	1.08	1.10	—	—
FGN _m	30.4 (5.2)	30.8 (4.8)	32.0 (4.4)	33.9 (5.5)	1.04	1.10	1.05	0.99

(): 変動係数%

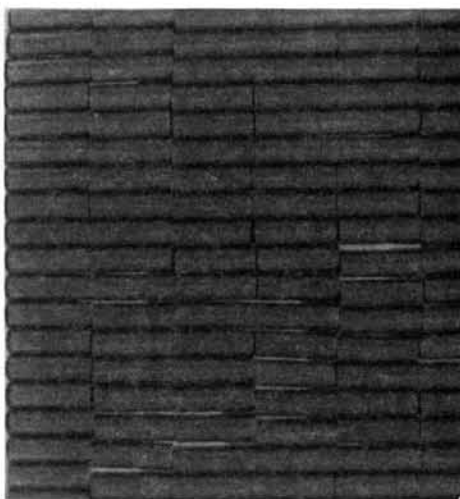
表-6.10 パッドの幅が異なる場合の引張強度および引張強度比

引張強度 パッドの幅 シリーズ	パッドなしの引張 強度 (kg/cm ²)	合板パッドを用いた引張強度 (kg/cm ²)		
	荷重分布幅 d/15に相当	パッドの幅 (mm)		
		6.7(d/15)	10(d/10)	15(d/6.7)
N _m 〔モルタル〕	37.3	39.3	42.7	48.2
	—	(1.00)	(1.09)	(1.23)
	(1.00)	(1.05)	—	—
GN _m 〔粗骨材容積比0.37〕	24.9	31.1	31.7	33.8
	—	(1.00)	(1.02)	(1.09)
	(1.00)	(1.25)	—	—

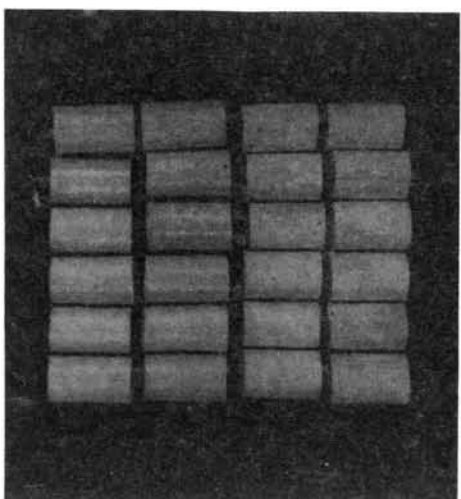
d: 供試体直径, (): 引張強度比



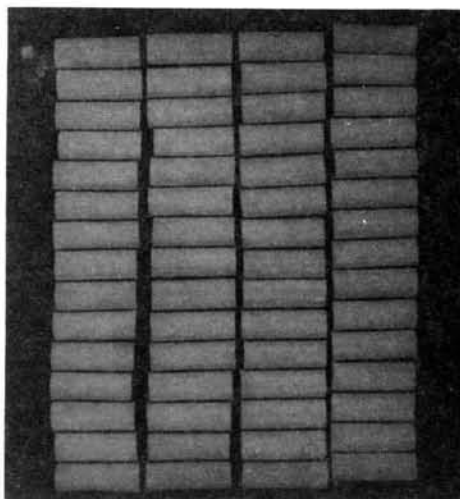
(a) $\phi 19\text{mm}$ の鋼材インクルージョン



(b) $\phi 10\text{mm}$ の鋼材インクルージョン

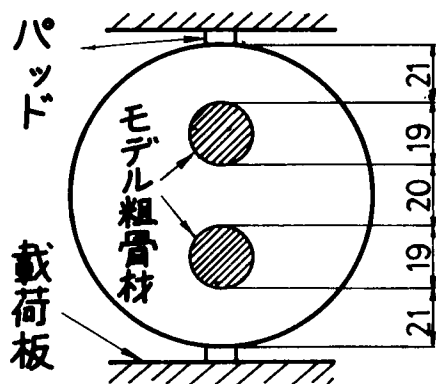


(c) $\phi 19\text{mm}$ の軽量インクルージョン

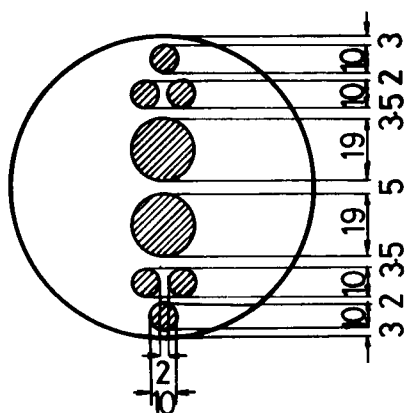


(d) $\phi 10\text{mm}$ の軽量インクルージョン

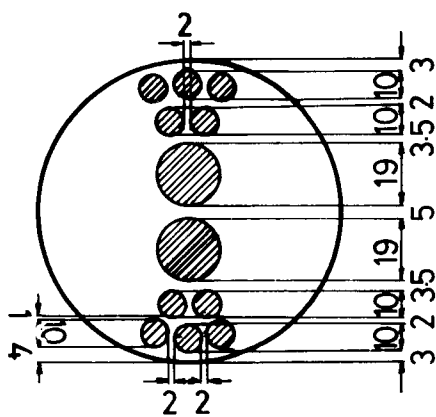
図-6.1 使用した鋼材および軽量インクルージョン



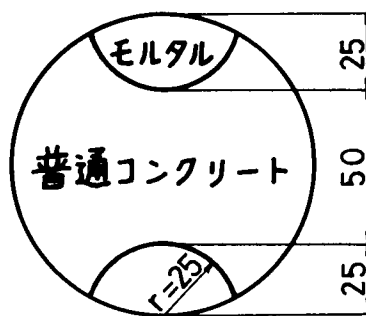
(a) GM₁シリーズ



(b) GM₂シリーズ

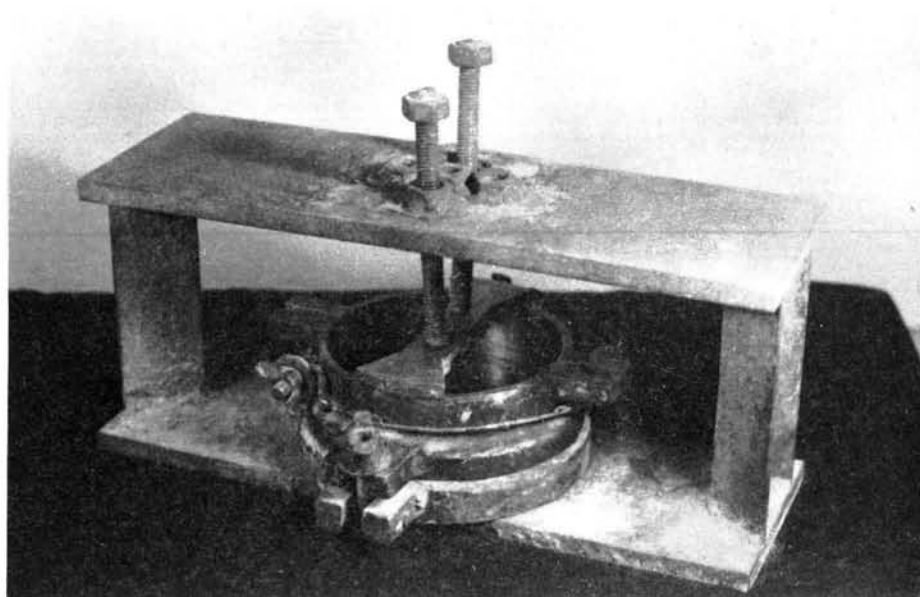


(c) GM₃およびLM₃シリーズ

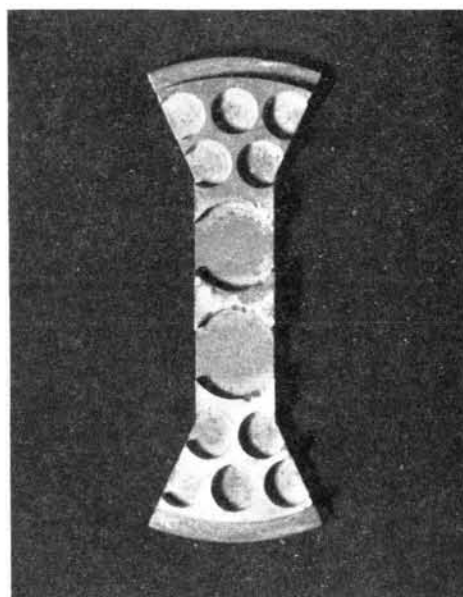


(d) Mシリーズ

図-6.2 モデルコンクリートにおける粗骨材の位置 (単位: mm)



(a) 鋼製フレーム



(b) 押え板

図-6.3 鋼製フレームと押え板

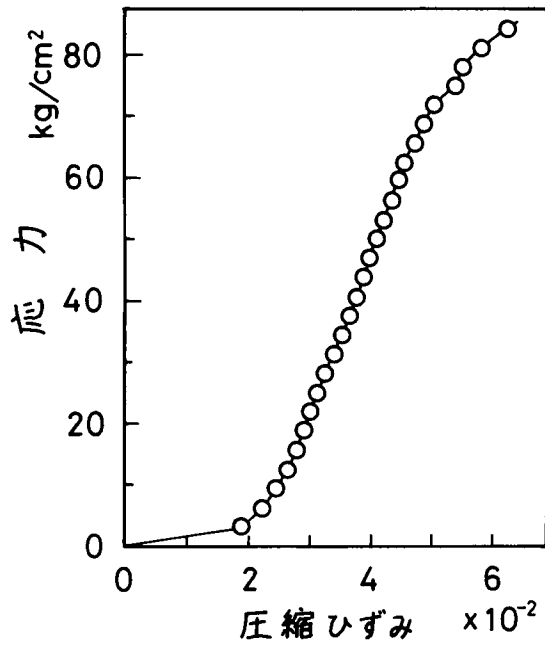


図-6.4 合板の応力-ひずみ関係

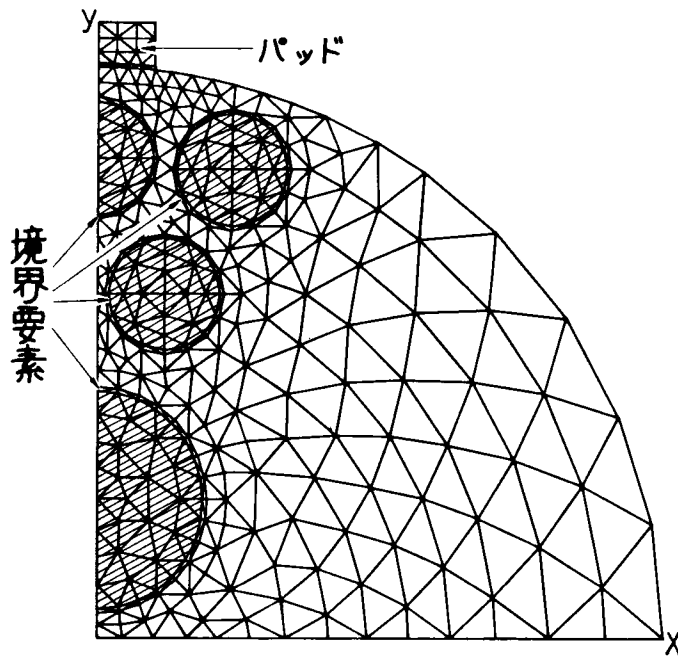
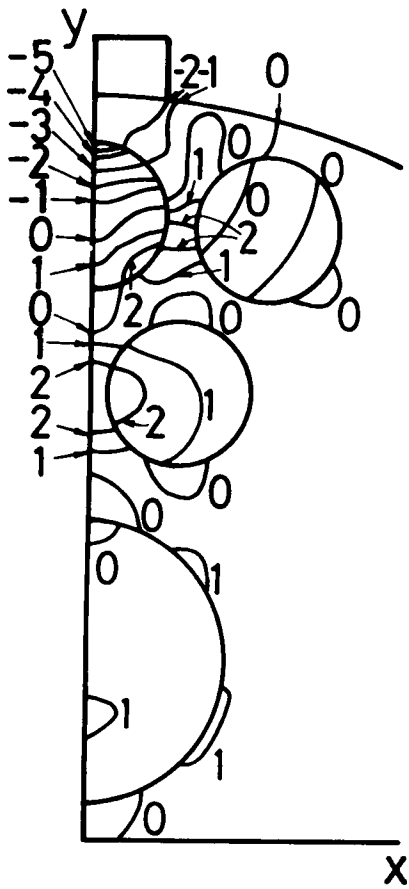
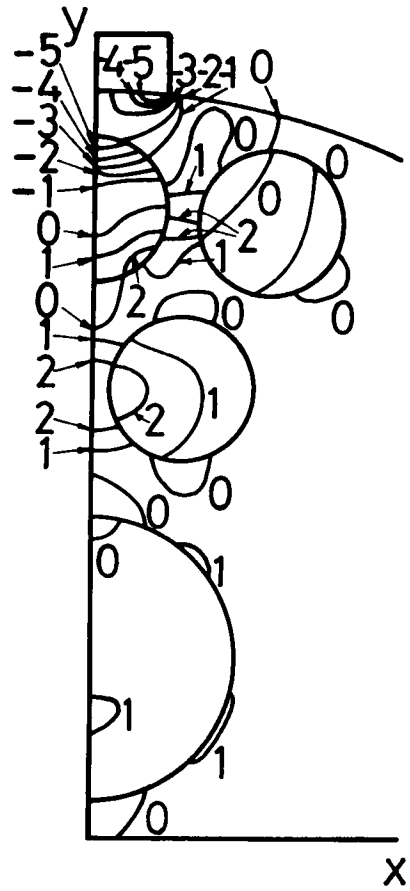


図-6.5 F.E.M.解析における要素分割

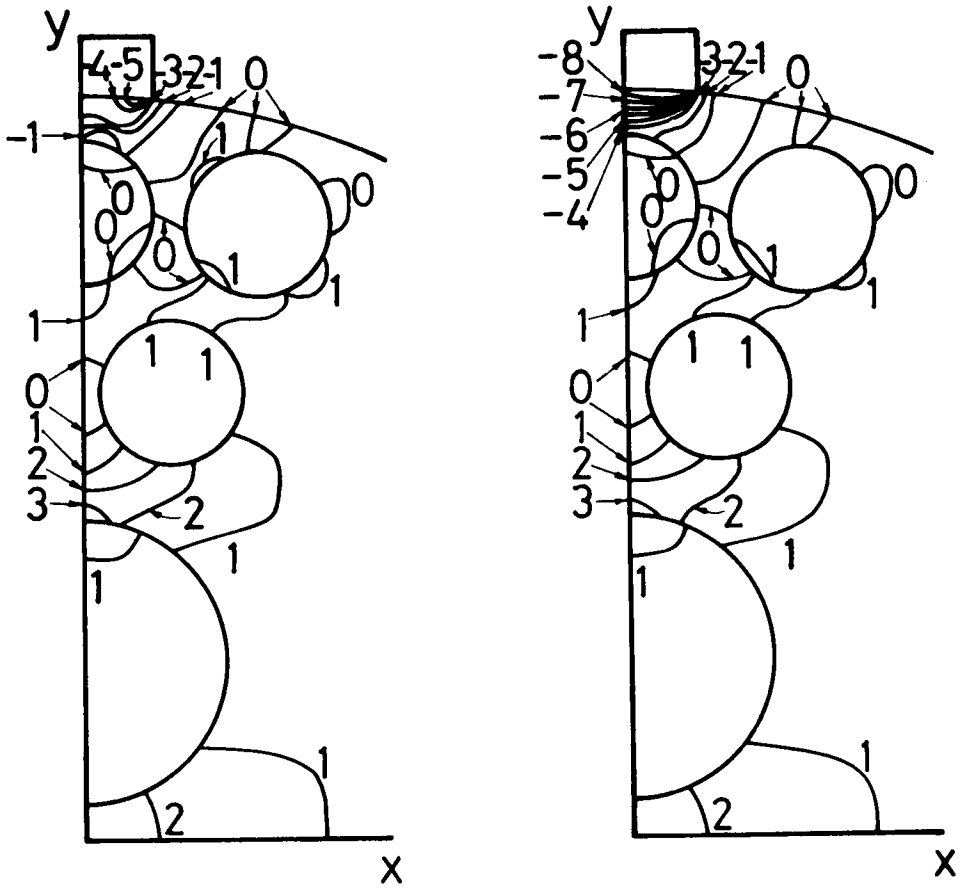


(a) 鋼パッド使用



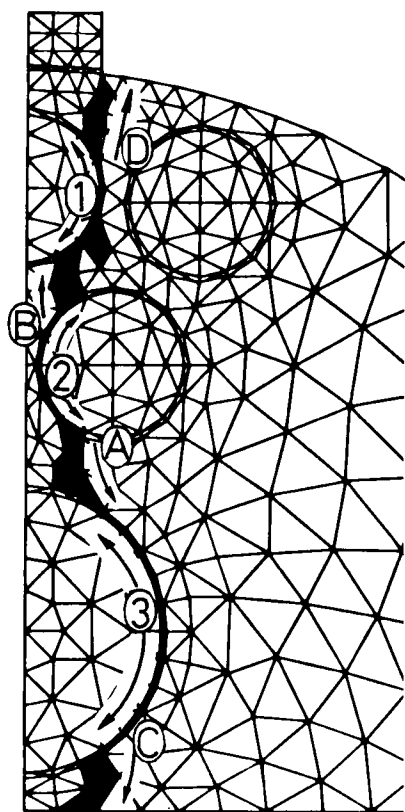
(b) ゴムパッド使用

図-6.6 GM₃シリーズのクラック発生前の最大主応力分布

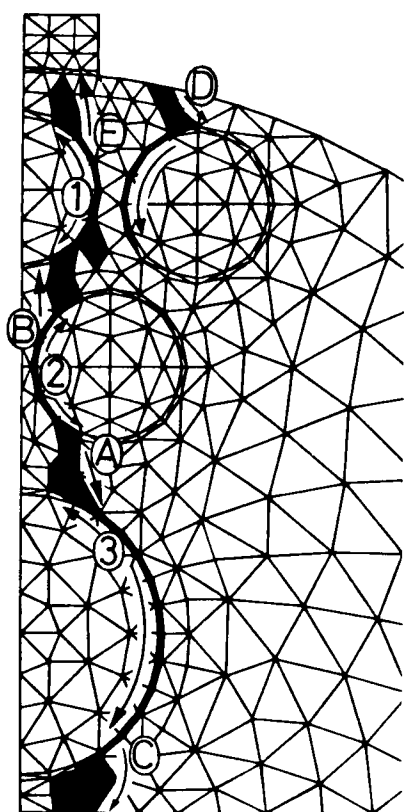


(a) 弾性係数 $4.0 \times 10^9 \text{kg/cm}^2$ のパッド使用 (b) 弾性係数 $1.0 \times 10^9 \text{kg/cm}^2$ のパッド使用

図-6.7 LM₃シリーズのクラック発生前の最大主応力分布

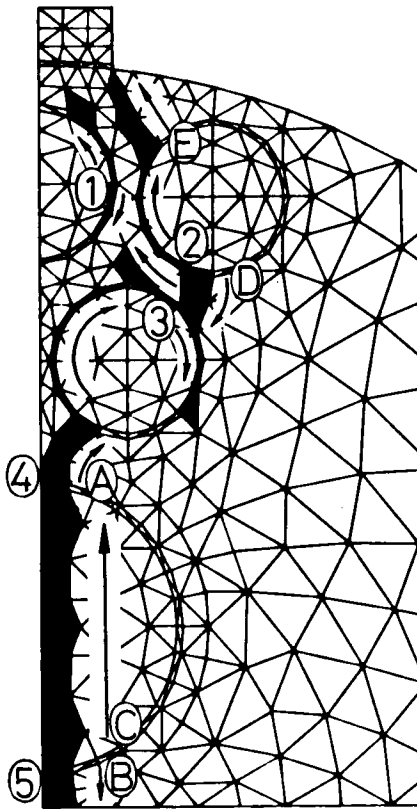


(a) GM₃シリーズ
(鋼パッド使用)



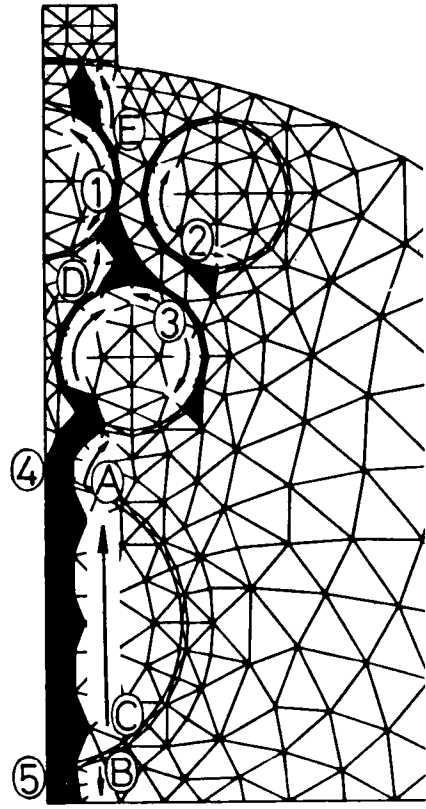
(b) GM₃シリーズ
(ゴムパッド使用)

図-6.8 GM₃およびLM₃シリーズのF. E. M.解析によるクラック発生形態



(c) LM₃シリーズ

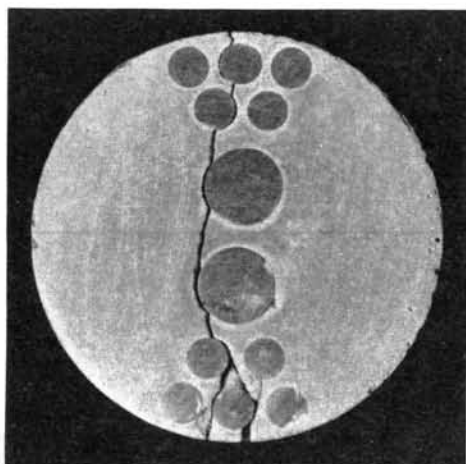
(弾性係数 $4.0 \times 10^5 \text{kg/cm}^2$ のパッド使用)



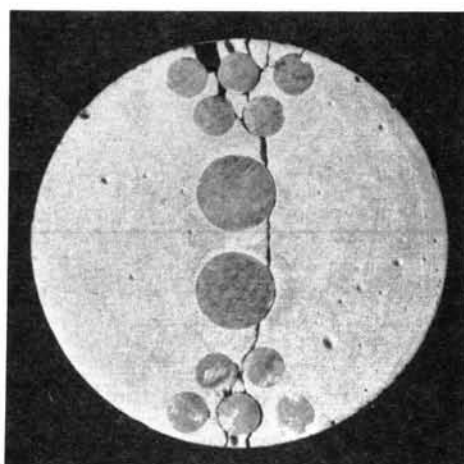
(d) LM₃シリーズ

(弾性係数 $1.0 \times 10^5 \text{kg/cm}^2$ のパッド使用)

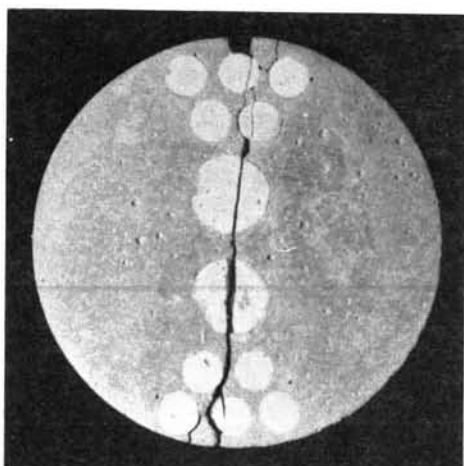
図-6.8 GM₃およびLM₃シリーズのF. E. M. 解析によるクラック発生形態



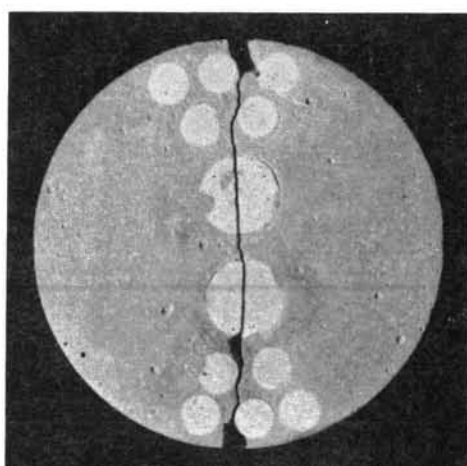
(a) GM₃シリーズ
(鋼パッド使用)



(b) GM₃シリーズ
(ゴムパッド使用)

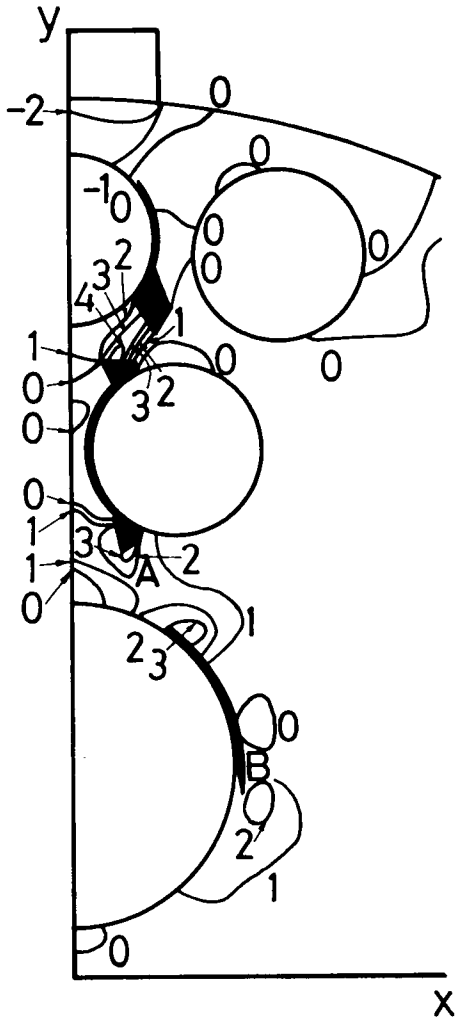


(c) LM₃シリーズ
(鋼パッド使用)

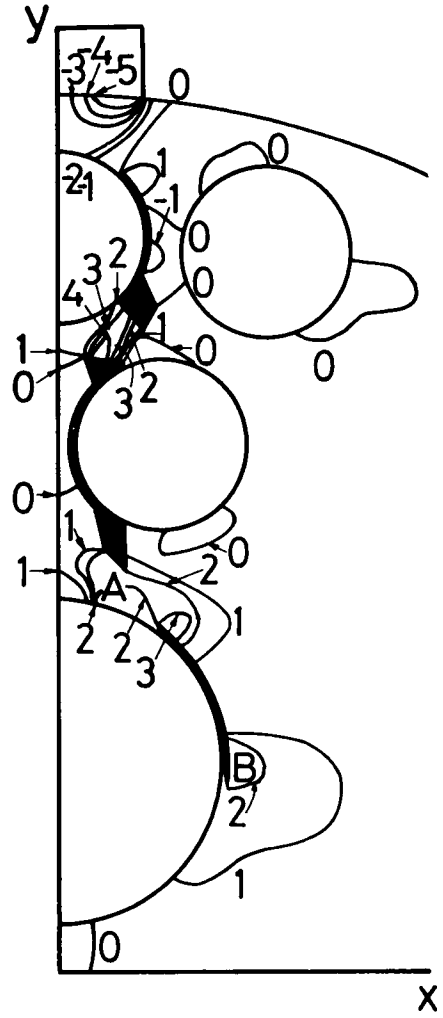


(d) LM₃シリーズ
(ゴムパッド使用)

図-6.9 GM₃およびLM₃シリーズモデルコンクリートの最終的な破壊状況

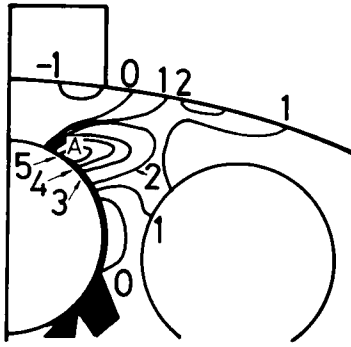


(a) 鋼パッド使用

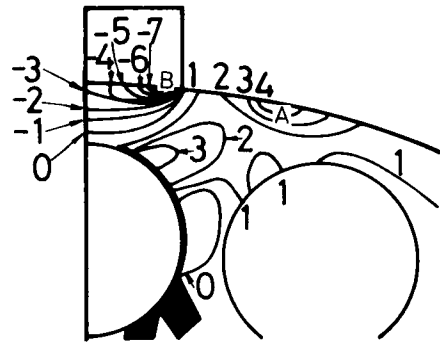


(b) ゴムパッド使用

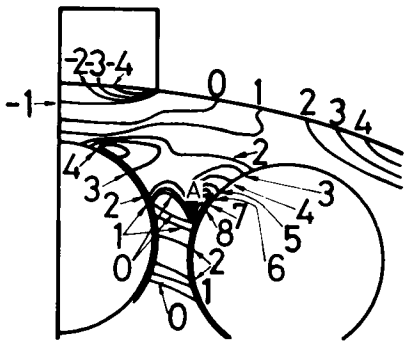
図-6.10 GM₃シリーズモデルコンクリートにクラックが生じた際の最大主応力分布



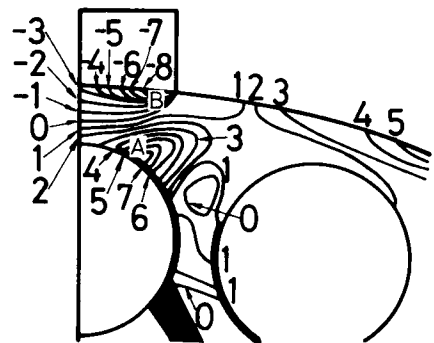
(a) GM₃シリーズ
(鋼パッド使用)



(b) GM₃シリーズ
(ゴムパッド使用)



(c) LM₃シリーズ (弾性係数 $4.0 \times 10^5 \text{kg/cm}^2$ のパッド使用)



(d) LM₃シリーズ (弾性係数 $1.0 \times 10^5 \text{kg/cm}^2$ のパッド使用)

図-6.11 載荷位置付近のマトリックス部分に最初のモルタルクラックが生ずる直前の最大主応力分布

第7章 結 論

本研究は、圧裂および純引張載荷下におけるコンクリートの破壊挙動と引張強度特性をコンクリートが複合材料であると言う観点から明らかにすることを旨としたものであり、一連の実験および解析を実施することによって検討を行なったものである。以下に本研究によって得られた結果を総括し、本論文の結論とする。

第1章では、コンクリートの引張強度の正確な把握の必要性を述べ、本研究の目的を明らかにした。

第2章では、まず多数提唱されているコンクリートの引張試験方法とその問題点について述べ、直接的方法（純引張試験）では供試体端部に鋼棒を埋め込むことにより加力する方法および加力装置を供試体端部に接着する方法が、間接的方法では圧裂試験が試験方法の簡便さおよび得られる結果の信頼性より比較的良好な方法であることを示した。また、既往の研究結果を検討することによって、圧裂引張強度と純引張強度の大小関係はコンクリート中の粗骨材の物理的性質、粗骨材量および最大寸法などのコンクリートの複合性の影響を受ける可能性のあることおよび圧裂試験においてはパッド（分布板）の有無および材質によって得られる圧裂引張強度が大きく異なることを示し、本研究で解明すべき問題点を明らかにした。

第3章では、コンクリートをモデル化することにより、圧裂載荷下におけるコンクリートの応力分布や破壊挙動を検討した。一般に、一軸圧縮載荷下では、複合材料としてのコンクリート内部の応力分布や様々な破壊挙動の検討がすでになされている。しかし、圧裂載荷下では圧縮載荷の場合よりコンクリートの複合性の影響を大きく受ける可能性があるにもかかわらず、コンクリート中の応力分布および破壊挙動の検討がなされていない。本研究では、以上のことを考慮してコンクリートを二相材料としてモデル化し、準巨視的な観点から圧裂載荷下の破壊挙動を検討したものである。以下に述べるように、単純なモデルコンクリートにおいてさえも圧裂載荷によって複雑な破壊挙動と応力分布が得られることを示し、圧裂試験においてもコンクリートの複合性を無視すべきでないことを明らかにした点が本研究の成果であるとする。

本研究では、マトリックス中にインクルージョンを1～2個有するモデルコンクリートについて、インクルージョン・マトリックスの境界部分における変位を測定することによってボンドクラックの発生荷重レベルおよびボンドクラック幅を検討した。外力を受けたコンクリートにおける最初の内部構造の変化として重要と考えられるボンドクラック発生荷重レベルは、インクルージョン・マトリックス界面の付着が良好である場合には破壊荷重の35～75%の範囲となる。これは多数の研究者によって示されている一軸圧縮載荷下のコンクリートのボンドクラック発生荷重レベルとほぼ同様の範囲を占めている。また、一般にボンドクラック進展後に生ずるモルタルクラックは、実体顕微鏡による供試体表面の観察

によると破壊荷重の95%の高荷重レベルにおいても見うけられず、少なくとも本研究で用いたようなモデルコンクリートでは、モルタルクラックの進展と同時に系の崩壊が生ずるものと考えられ、モルタルクラックが比較的低荷重レベルより安定して進展する一軸圧縮載荷の場合とは傾向を異にする。破壊直前（破壊荷重の99%の荷重レベル）のボンドクラック幅は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なく、 $\phi 32\text{mm}$ のインクルージョンを有する供試体(直径10cm)では $6.5\sim 7.5\times 10^{-3}\text{mm}$ 、 $\phi 19\text{mm}$ のインクルージョンを有する供試体では $4.0\sim 4.5\times 10^{-3}\text{mm}$ となる。一軸圧縮載荷下においては、破壊荷重の90~100%の荷重レベルでボンドクラック幅が $20\sim 190\times 10^{-3}\text{mm}$ 程度となることが知られており、両者におけるこのような大きな差異は圧縮と圧裂と言う載荷条件の相違によるものと考えられる。

F. E. M. 解析結果およびモデル供試体の実測結果によると、圧裂載荷下のモデルコンクリート内部は極めて複雑な応力分布となる。インクルージョン・マトリックス界面の付着の良否によって明らかに応力分布の相違が見られ、界面の付着が良好な場合では載荷軸上のインクルージョン近くのマトリックスで、低荷重レベルではもちろん、高荷重レベルにおいても圧縮応力あるいは低引張応力部分が存在する。界面の付着が不良な場合では、良好な場合とは明らかに応力分布に相違が見られ、載荷軸上インクルージョン近くのマトリックスで高引張応力部分が生ずる。以上に述べた応力分布状況によって、界面の付着の良好な場合と不良な場合に見られるモデルコンクリートの最終的な破壊状況の相違が一部説明できるようである。

第4章では、一般に知られている圧裂引張強度と純引張強度の差異をコンクリートの複合性と関係づけて検討した。すなわち、圧裂試験と純引張試験は載荷条件が異なることから、3章で示したようなコンクリートの複合性を考慮した圧裂引張破壊挙動は純引張破壊挙動と異なり、この破壊挙動の相違が圧裂と純引張強度の大小に関係する可能性を普通および軽量コンクリートをモデル化したコンクリートによる実験とF. E. M. 解析によって定性的に明らかにし、次いで実際の普通および軽量コンクリートの配合要因と引張強度特性を実験的に検討することによって、モデルコンクリートより得た定性的傾向を実用的見地から明確にした。コンクリートの圧裂引張強度と純引張強度の一致、不一致については従来より様々な原因、理由が考えられているが、コンクリートの複合性そのものが引張強度差の有力な原因の一つであることを明らかにした点が本研究の成果であると考えられる。

普通および軽量インクルージョン1個を有するモデルコンクリートに関するF. E. M. 解析結果によれば、圧裂および純引張供試体ともにクラック発生以前において応力分布の乱れが見られ、圧裂と純引張りのような試験条件の相違によって応力分布が大きく異なる。インクルージョン・マトリックス界面の付着力が0のシリーズでは、マトリックス中の応力分布の傾向が引張強度の大小に直接関係すると考えられるので、界面の付着力が0であるシリーズについて検討すると、インクルージョンの弾性係数が減少するに従って圧裂試験ではマトリックス中の引張応力集中が急激に大きくなり、純引張試験ではほとんど変化が生じない。この事実は、コンクリート中のインクルージョンの弾性係数の大小が、すなわちコンクリートの複合性が圧裂引張強度と純引張強度の相対的な大小関係に影響することを示している。

考えられる。F. E. M. 解析によるクラック進展については、試験方法に関係なく、最初にボンドクラックが生じ、次いでモルタルクラックが供試体内部より外部へと進展する。普通コンクリートをモデル化したシリーズでは、圧裂と純引張りと言う試験方法の相違によってクラック進展状況に相違が見られ、軽量コンクリートをモデル化したシリーズでは、圧裂および純引張試験ともに引張強度の大きいモルタル部分に最初のクラックが生じ、その後相対的に低強度であるインクルージョンへクラックが進展すると言う興味ある結果を示した。

モデルコンクリートに関する実測結果によれば、普通および軽量コンクリートいずれの場合においても見かけのボンドクラック発生応力は純引張試験におけるより圧裂試験において大きい値となる。また、破壊直前(破壊荷重の99%の荷重レベル)のボンドクラック幅についても、普通および軽量コンクリートともに試験方法によって明らかな相違が見られる。これらの事実より、界面に付着力のあるシリーズでは、試験方法が異なることによって界面の破壊挙動に相違が生ずることがわかる。

モデルコンクリートの実測および解析による引張強度については、準巨視的には均等質と考えられるモルタルでは圧裂引張強度と純引張強度はよく一致する。しかし、インクルージョンを持つコンクリートでは、インクルージョンの弾性係数が小さくなるに従って純引張強度が圧裂引張強度より相対的に大きくなる明確な傾向を示し、コンクリートの複合性の影響が見られる。先に述べた破壊挙動と引張強度の関係を検討すると、ボンドクラック発生応力、破壊直前のボンドクラック幅、クラック進展状況などの破壊挙動とマトリックスの引張応力集中度が総てほぼ等しい値を示すシリーズでは、実験および解析結果ともに圧裂引張強度と純引張強度はほぼ等しい値となるが、これらの総てあるいは一部が異なるシリーズでは、実験および解析結果ともに圧裂引張強度と純引張強度に差異が見られる。

次に、実際の普通および軽量コンクリートによって得られた結果について述べる。普通砂および軽量砂より作られたモルタルでは、圧裂引張強度と純引張強度はほぼ一致する。しかし、普通コンクリートでは圧裂引張強度が純引張強度より明らかに大きい値を示し、粗骨材容積比が大きくなる程両者間に生ずる差異は大きくなる。また、普通砂と軽量粗骨材を用いたコンクリートでは、粗骨材容積比の増加とともに圧裂引張強度が純引張強度よりわずかに大きい値を示し、細粗骨材ともに軽量骨材を用いたコンクリートでは、圧裂引張強度と純引張強度はほぼ等しい値となる。これらの事実より、コンクリートの圧裂引張強度と純引張強度の大小関係はコンクリートの複合性と深い関係を有する配合要因によって影響を受けることがわかる。

本研究では、圧裂試験より弾性係数を求め、純引張試験より求めた弾性係数との比較を行なった。普通砂および軽量砂より作られたモルタルでは、圧裂弾性係数と純引張弾性係数はほぼ一致する。しかし、普通砂と軽量粗骨材を用いたコンクリートでは、粗骨材容積比の増加とともに純引張弾性係数が圧裂弾性係数より25~35%程度大きい値となり、細粗骨材ともに軽量骨材を用いたコンクリートでは逆に粗骨材容積比の増加とともに圧裂弾性係数が純引張弾性係数の約2倍となる。普通コンクリートでは上述のシリーズの中間的な傾向を示すようである。準巨視的には均等質であるモルタルでは、圧裂弾性係数と純引張弾性係数はほぼ一致するが、粗骨材を有するコンクリートでは試験方法が異なることによって異

なる弾性係数が得られ、圧裂弾性係数と純引張弾性係数の関係は引張強度と同様にコンクリートの配合要因の影響を受けるようである。

以上に述べたモデルコンクリートと実際のコンクリートが示す結果と従来考えられて来た引張強度差の理由を検討することによって、コンクリートの複合性が圧裂引張強度と純引張強度の大小に影響する有力な原因の一つであることがわかる。一般に使用されている普通コンクリートでは、圧裂引張強度が純引張強度より明らかに大きい値を示し、配合要因によって大きく影響を受けているので、JIS A 1113に基づいて求めた強度をコンクリートの引張強度として用いる場合には、コンクリートの配合要因を考慮した修正係数を導入するなどの方法が今後考えられるべきである。

第5章では、3章で示した圧裂載荷下のコンクリートの応力分布および破壊挙動の検討を一步進めて、粗骨材の形状、位置が圧裂載荷下のコンクリートの応力分布および破壊挙動に及ぼす影響について検討した。モルタルマトリックス中に種々の形状のインクルージョン2個を有するモデルコンクリートの実験および解析結果より、圧裂載荷においても圧縮載荷と同様にインクルージョンの形状、位置によって応力分布および破壊挙動に相違が生ずることが明らかになった。

光弾性解析およびF.E.M.解析によれば、クラックが生ずる以前においても供試体内部はインクルージョンの存在によって極めて複雑な応力分布となり、この応力分布はインクルージョンの形状および位置によって大きく影響を受ける。マトリックス中の応力分布の状況はインクルージョンとマトリックスの境界が載荷軸となす角度の大小によって影響を受けるようである。

載荷軸上にインクルージョンを有するシリーズのインクルージョン内部の最大引張応力は、円形インクルージョンに比べて角ばりを有するインクルージョンで極めて大きい値（円形インクルージョンの1.5～2.5倍）となる。角ばりのあるインクルージョンを用いたモデルコンクリートは、実際には碎石コンクリートを単純化したものと考えられるので、現実の碎石コンクリートの粗骨材内部には丸味を持った粗骨材に比べてかなり高い引張応力が生じている可能性がある。インクルージョンとマトリックスの境界部分における応力もまたインクルージョンの形状の影響を受け、角ばりを持ったインクルージョンではインクルージョンの隅角部において応力集中が生ずる。

実測によって求めたモデルコンクリートのボンドクラック発生荷重レベルは、載荷軸上にインクルージョンを有するシリーズでは破壊荷重の40～83%、載荷軸上にインクルージョンを有しないシリーズでは破壊荷重の22～74%となり、インクルージョンの形状、位置によって大きく影響を受ける。しかし、モデルコンクリートの圧裂引張強度はボンドクラックの発生荷重の大小に左右されることはなく、むしろインクルージョンの形状によって定まるボンドクラックの方向と関係していることが考えられる。

一般に碎石コンクリートが川砂利コンクリートより大きい引張強度を示すことはよく知られた事実である。これは骨材形状の影響と同時に骨材表面の粗滑および骨材間のかみ合いによる影響によるものと考えられている。骨材表面の粗滑およびかみ合いの影響がないモデルコンクリートの結果によると、円形インクルージョンを有するコンクリートが角ばりのあるインクルージョンを有するコンクリートより相対的に大きい引張強度を示している。円形インクルージョンと角ばりのあるインクルージョンを有す

るコンクリートはそれぞれ川砂利コンクリートと碎石コンクリートをモデル化していることに相当するので、実際の碎石コンクリートが川砂利コンクリートより大きい引張強度を示すのは、骨材表面の粗滑あるいは骨材間のかみ合いの影響による可能性が強い。

モデルコンクリートに関する実測結果および F. E. M. 解析結果によって、圧裂載荷下のクラック進展状況が一部明らかになった。これによると、モデルコンクリートのクラックは一般にインクルージョンの隅角部におけるインクルージョン・マトリックス界面に最初に生じ、これが界面にそって進展する。その後、最終的な系の崩壊を導くモルタルクラックが界面に生じたボンドクラックより発生し、インクルージョンの形状によってその進展状況は異なるが、最終的には載荷位置へと進展する。

第 6 章では、パッドの有無およびパッドの材質が圧裂引張強度に及ぼす影響をコンクリートの複合性と関連づけて検討した。諸外国に見られるパッドを用いる圧裂試験方法と我国におけるパッドなしの圧裂試験方法の間には著しい引張強度差があることおよびパッドを用いる場合にはパッドの材質によって引張強度が異なることはすでに従来より指摘されている事実である。しかし、その原因、理由については明らかでなく、この引張強度の差異は諸外国と我国の引張強度の比較検討に際して問題となるものであり、圧裂試験の信頼性と言う点からもその原因、理由の解明が望まれるところである。本研究では、実際の普通および軽量コンクリート、これらを二相材料としてモデル化したモデルコンクリートについてパッドの材質およびパッドの有無の影響を検討し、パッドの材質が圧裂引張強度に及ぼす影響はコンクリートの複合性と密接に関係することおよびパッド（一般に合板）と載荷板（鋼）の材質の相違がパッドの有無による引張強度差の原因の一つであることを明らかにしたが、これらの点が本研究の成果であると考えられる。

実際のコンクリートに関する実験によれば、パッドの材質による引張強度の変化はコンクリートの細粗骨材の種類および粗骨材量によって影響を受け、コンクリート中の粗骨材量が多くなる程パッドの材質の相違による引張強度の変化は大きくなることが明らかになった。また、モデルコンクリートの実験結果を考慮すると、載荷位置近くに存在する粗骨材がパッドの材質による引張強度の変化に関係するようである。しかし、パッドと供試体間の摩擦を減少すると、パッドの材質の相違による引張強度の変化は、準巨視的には均等質なモルタルと複合性の著しいコンクリートの間ではほぼ等しくなり、パッドの材質が圧裂引張強度に及ぼす影響はパッドと供試体間の摩擦の大小と深く関係することがわかる。

インクルージョン 12 個を供試体内部に持つモデルコンクリートの F. E. M. 解析結果によれば、ボンドクラックおよびモルタルクラックが生ずる以前においては、パッドの材質の変化によって供試体内部の応力分布はほとんど変化しない。しかし、供試体内部にある程度破壊が生じた後においては、パッドの材質の相違がクラック発生および進展に影響し、供試体内部の応力分布にも影響を及ぼすようになる。

以上に述べた事実より、パッドの材質が圧裂引張強度に及ぼす影響は次のように考えることができる。すなわち、コンクリートが圧裂載荷されると、コンクリートの複合性によって載荷位置に比較的近い位置にボンドクラックが生ずる。コンクリートがクラックを生ずる以前においては、パッドの材質は供試体中央部の応力分布にほとんど影響を及ぼさないが、ボンドクラックが供試体内に生じた後においては、

パッドの材質の相違による供試体の載荷位置における円周方向の変位の拘束の相違が供試体内部の応力分布に影響し、結果としてボンドクラックを連結するようなクラック発生の荷重レベルに影響するものと考えられる。

パッドを用いる試験方法とパッドを用いない試験方法の間には、一般に荷重分布幅およびパッド（一般に合板）と載荷板（鋼）の材質と言う二つの相違があると考えられる。モルタルおよびコンクリートに関する実験結果によれば、複合性の大きいコンクリートでは荷重分布幅の影響に比べて材質の相違による影響が極めて大きくなり、パッドと載荷板の材質の相違が普通コンクリートにおいて見られるようなパッドの有無による圧裂引張強度の相違の大きな原因の一つであると考えられる。

以上に述べて来たように、本論文ではコンクリートの複合性を意識し、コンクリートを二相材料と考えることによって引張載荷下のコンクリートの破壊挙動と強度特性を検討し、圧裂引張強度と純引張強度の間に見られる引張強度差および引張強度に及ぼす骨材形状やパッドの影響を一部明らかにした。周知のように、コンクリートは極めて複雑に構成されている材料であり、単に二相材料として考えるのみでは不十分な点もあると思われる。今後必要に応じて、より微視的な観点に立ったコンクリートの引張強度特性の検討が望まれるところである。

謝 辞

本研究を行なうに際し、終始御懇切なる御指導、御鞭撻を賜わり、本論文をまとめる機会をお与え頂きました京都大学教授岡田清博士および金沢大学教授榑場重正博士に対し衷心より深甚の謝意を表する次第であります。また、数々の御教示と御助言を頂いた金沢大学教授川村満紀博士および金沢工業大学教授宮北啓博士に対し厚くお礼申し上げます。

著者が本研究の一部を実施するために京都大学工学部土木工学科岡田研究室に一年間の内地留学をさせて頂いた際、温かい励ましと御助力を頂いた岐阜大学教授小柳治博士(当時京都大学)、立命館大学助教授児島孝之氏、鳥取大学助教授矢村潔氏(当時京都大学)および京都大学助手宮川豊章氏に厚く御礼申し上げます。

さらに、F. E. M. 解析の実施に際して親切なる御教示を頂いた K. K. 鴻池組小野紘一博士および研究の遂行に際して多大の御支援と御尽力を頂いた金沢工業大学土木工学科助教授西田進博士、同じく助手倉田一男氏、今井悟氏、荒川成一氏、鹿田正昭氏および金沢工業大学土木工学科材料研究室の卒業生諸氏に深く感謝の意を表する次第であります。

昭和54年10月

齊 藤 満