

セメントアスファルト複合体の 三軸圧縮特性に関する基礎研究

上田 満¹・村田秀一²・金田雅之³・佐々木慎吾⁴・濱田純夫⁵

¹正会員 山口大学助教授 工学部社会建設工学科 (〒755 山口県宇部市常盤台)

²正会員 工博 山口大学教授 工学部社会建設工学科 (〒755 山口県宇部市常盤台)

³日本舗道株式会社 埼玉南出張所 (〒333埼玉県川口市柳崎 2-19-8)

⁴学生会員 山口大学大学院 工学研究科 社会建設工学専攻 (〒755 山口県宇部市常盤台)

⁵正会員 ph.D. 山口大学教授 工学部社会建設工学科 (〒755 山口県宇部市常盤台)

アスファルト乳剤にセメントを加えることによって得られるセメントアスファルト複合体を止水用地中連続壁に適用する目的で同複合体の三軸圧縮試験を行ったところ、Mohrの応力円群の破壊包絡線が右下がりとなるものが存在した。この複合体の配合はセメント、アスファルト乳剤、砂の三成分に限定したものであるが破壊包絡線が右下がりになるということはMohr-Coulombの破壊理論からすれば内部摩擦角が負となり、物理的に説明し難い現象である。このモルタルの配合割合を大きく変化させると破壊包絡線の傾きが正のもの、負のものと種々得られることから、本研究の主目的は配合割合を大きく変化させた複合体の物理的な特性を比較し、破壊包絡線の傾きが負となる要因を究明することである。

Key Words : asphalt-emulsion, hydration, triaxial compression test, Mohr circle, rupture envelope curve, air void, pre-compression

1. まえがき

セメントの脆性的ではあるが、高い強度を有する性質と延性のあるアスファルトの性質を適切に利用した材料にセメント・アスファルト複合体（以下 CA 複合体と称す）が考えられてきた。この複合体はセメントによる強度の上昇とアスファルトによる延性の増加がみられ、セメント複合体とアスファルト複合体の中間的性質がみられることが判明している。またこの複合体は透水性が小さいことを生かし、ダムのフェーシング材、コア材、地下連続壁などに利用されている¹⁾。このような構造体においては三軸的な応力が作用し、これらの材料の破壊には Mohr-Coulomb の破壊理論が一般的に適用される。筆者等はアスファルト乳剤にセメントを加えることによって得られる CA 複合体を地中に於ける連続壁に適用すべくその三軸圧縮試験等を行った^{2)~5)}。基本的な物性把握のため複合体の配合をセメント、アスファルト乳剤、砂の三成分よりなるモルタルに限定して三軸

試験を行ったところ、Mohr 円群の破壊包絡線から内部摩擦角が負あるいは粘着力が負となる複合体の存在が確認された。このような Mohr-Coulomb の破壊理論が適用され難い材料には発泡スチロール、軽量気泡コンクリート等^{6)~8)}が材料として知られているが、CA 複合体もこれらの特異材料の一つに挙げられるものと思われる。このような材料の一般的な物理特性として空隙率が高いこと、骨材最大寸法に比較して空隙の直径が大きいこと等が議論されている。しかしながらこれら特異材料の空隙率等がせん断破壊特性に与える影響については明確にされていない、各研究者において検討課題の一つに挙げられている。発泡スチロール等は材料の物性および力学的な特性を連続的に変化させることが困難な材料であるが、CA 複合体はセメントとアスファルト乳剤の質量比（以下では C/E と称す）を変化させることによりその力学的な特性を弾性領域から粘弹性領域さらには粘性流動領域まで変化させることができる。またこの範囲内の CA 複合体において破壊包絡線の傾きが正

表-1 アスファルト乳剤の規格値

乳剤の種類	pH	規定濃度(%)
カチオン	5.0	62.0
ノニオン (YON乳剤)	6.3	58.3
ノニオン (高濃度)	6.3	65.6
ノニオン (低濃度)	6.3	51.0

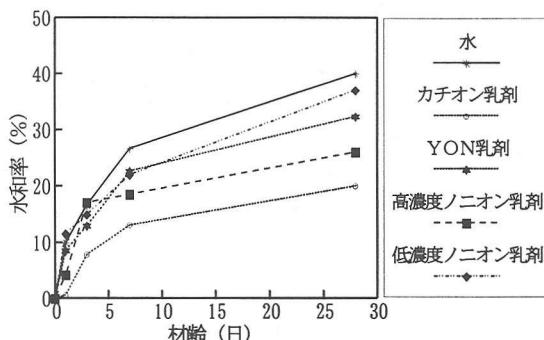


図-1 セメントの材齢-水和率関係

のものから負のものまで得られることが確認された。そこで本研究では C/E を広範囲に変化させた CA 複合体の Mohr 円群の特性およびそれら CA 複合体の物理特性を比較することにより破壊包絡線の傾きが負となる要因を物性論的に、又破壊理論的に究明することを目的とした。物理特性のうち、主として消泡剤の添加、予備圧縮等の諸条件を施した複合体に対する三軸圧縮試験結果や試験終了後のモルタル中の細孔径分布測定等により、破壊包絡線が右下がりになる要因は複合体中の空隙によるところが大きいことが確認された。材料中の空隙によって Mohr の応力円群の破壊包絡線が右下がりとなることを理論的に証明している Muskhelishvili の提案式⁹⁾を用いて複合体の破壊理論についての検討、また粘着力に影響を与えると思われるアスファルト乳剤の種類が乳剤とセメントとの水和反応に与える影響についても検討した。

2. アスファルト乳剤とセメントとの水和反応

(1) 実験概要

a) 使用材料

使用したセメントは普通ポルトランドセメント（比重 : 3.15, 粉末度 : 3,280cm³/g），アスファルト乳剤はカチオン乳剤、ノニオン乳剤（高濃度、中濃度、低濃度の三種類）とし、その規格値を表-1 に

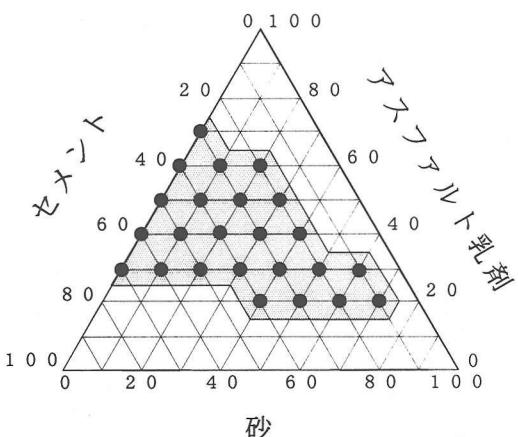


図-2 三角座標による配合分布図

示す。ただし、ノニオン乳剤の中濃度のものを YON 乳剤と称する。

b) 水和率の測定

試験手順としては次に示すとおりである。まずビーカーにセメントおよびアスファルト乳剤を順次入れアルミホイルをビーカーの口にかぶせて針金で固定しアルミホイルに穴をあけた。ビーカーの質量など各段階ごとの質量を随時測定した。所定の材齢に達した試験体を 163°C に保たれた乾燥機内にて 24 時間養生させ、アスファルト乳剤の水分を蒸発させた後の質量を測定した。試験前後の水分量差より水和率（水和によってとり込まれた水の質量とセメント質量との比）を求めた。バッチによって乳剤濃度に変化がないか確認するため各アスファルト乳剤の濃度測定を並行して行った。また比較対照として水とセメントとの水和反応試験も行った。

(2) 試験結果および考察

水和反応試験より得られた水和率の各材齢ごとの経時変化をアスファルト乳剤の種類別に示したもののが図-1 である。図より水和率の増加は材齢 7 日まで

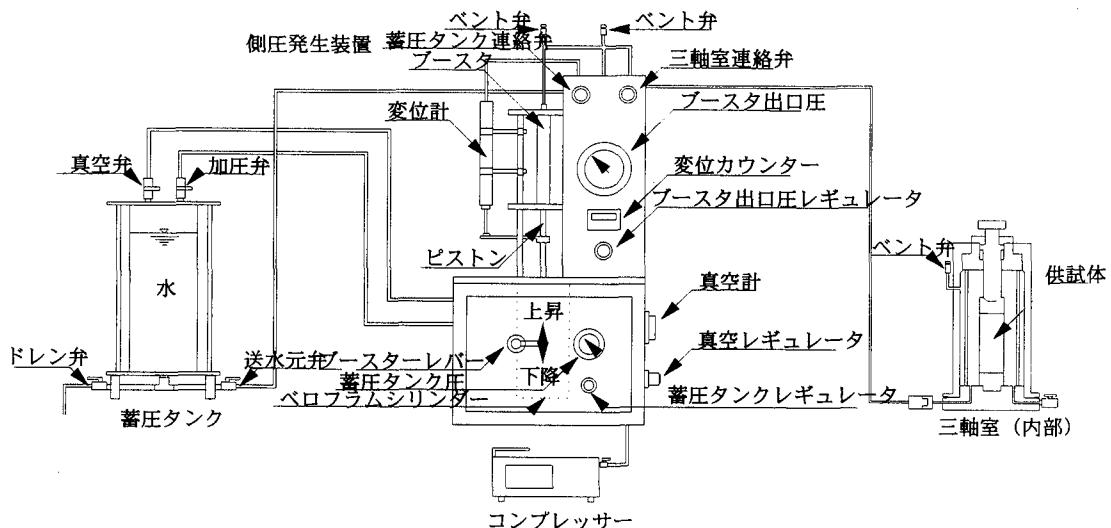


図-3 三軸圧縮試験装置

は急であるがそれ以降では緩やかになるものと思われる。水和率は水のみによる場合が乳剤との水和よりも大となる。ノニオン乳剤の濃度別水和率においては濃度が低いほど水和率が高いという傾向が見られ、アスファルト粒子の存在は水和反応の阻害要因であることが認められる。次にアスファルト乳剤の種類別に着目して YON 乳剤とカチオン乳剤とを比較すると、材齢 7 日までの水和率の増加はカチオン乳剤に比べてノニオン乳剤の方が大きい。一般に無機質の骨材類は濡れた場合その表面が負に帯電することより、本実験に用いた普通ポルトランドセメントもアスファルト乳剤を混入した際に表面が負に帯電したと考えられる。ここで加えられた乳剤がカチオン乳剤ならば正の電荷を帯びたアスファルト粒子がセメント粒子の表面に集中付着して初期水和反応を遅滞させてしまうが、加えられた乳剤がノニオン乳剤ならばこのようなことは生じ難い。両者のこの相違が初期の水和率の増大傾向に現れていると考えられる。以上のことより、水和率および分解速度を考慮し本研究の使用アスファルト乳剤としてノニオン系乳剤 (YON 乳剤) を使用することにした。

3. CA 複合体の一軸および三軸圧縮試験

(1) 実験概要

配合は、図-2 に示す普通ポルトランドセメント (比重 : 3.15, 粉末度 : 3, 280cm²/g), ノニオン系のセメント混合用乳剤 (YON 乳剤→濃度 : 57.9%, 蒸発残留分の針入度 : 211), 豊浦標準砂 (比重 : 2.63) の三成分により構成される三角座標によって

決定し、セメントおよびアスファルト乳剤の配合が 0 のものを除く格子点上 24 配合 (10% ピッチ) とした。供試体数は各配合について 15 本作成し、見掛け密度の平均値に近い供試体 12 本を試験に供した。 $\Phi 5 \times 10\text{cm}$ の円柱供試体を作製後 24 時間は温度 20°C, 湿度 80% 以上の恒温槽にて型枠のまま養生を行った。この間の供試体質量変化は測定していない為、水分の蒸発の程度は未確認である。脱型後、供試体は温度 20°C の室内にて 27 日間養生した。一軸圧縮強度は万能圧縮試験機 (最大荷重 5tf, ひずみ制御方式) を用いひずみ速度一定のもとで行った。三軸圧縮試験は図-3 に示す装置にて行い、供試体にゴムスリーブを装着して三軸室の中にセットし、三軸室内に水を送り込んで側圧をかけ、万能圧縮試験機によりひずみ速度一定のもとで軸圧をかけた。ひずみ速度は 3mm/sec, 1mm/sec の 2 種とした。これらの載荷速度は加熱混合アスコンの場合に比べると約 1/10, 1/30 程度で小さいものとなっている。また一軸および三軸圧縮試験終了後の供試体に対し、ポアサイズ 9320 システムを用いて水銀の圧入および退出から試料中の細孔径別の容積分布を測定した。空隙率は CA 複合体全体積に対する空隙の体積率である。

(2) 破壊応力の定義

前述の実験概要によって行った実験結果に基づく Mohr 円群を示す前に破壊応力の定義をする必要がある。CA 複合体は特殊な材料であると思われる所以同

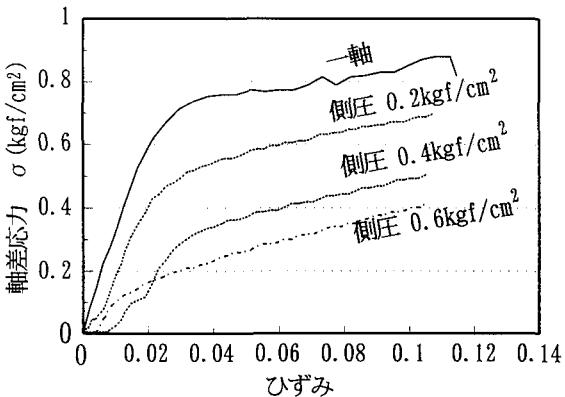


図-4 発泡スチロールの軸差応力-ひずみ関係

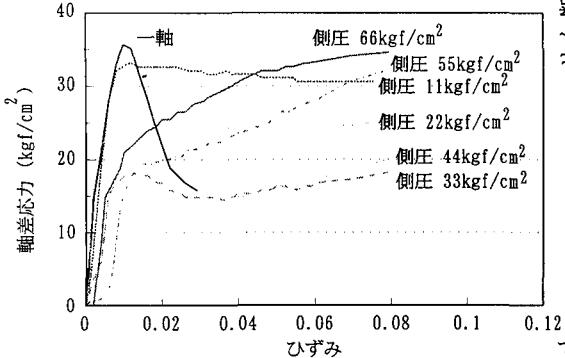


図-5 550 の軸差応力-ひずみ関係

様な三軸圧縮特性を持つ発泡スチロールとの比較にて検討する。発泡スチロールの軸差応力とひずみ関係を図-4に示す。またCA複合体の同関係の例を図-5に示した。両図には一軸強度試験の結果も参考のために示している。一軸強度試験の応力-ひずみ関係曲線になめらかさが欠けるがデータロガーから得られたそのままのデータであり測定時間間隔が多少長いことによる。しかしながら応力-ひずみ測定はX-Yレコーダによる測定も同時に一軸強度を求めた。この結果はスムーズな曲線となっている。図-5は配合が550(セメント、アスファルト乳剤、砂の質量配合比率が5:5:0、以下では全て配合をこのような表現にて示す)のものである。軸差応力は縦ひずみの増加と共に発泡スチロールの場合は単調増加し、CA複合体の場合は側圧が一軸強度内は極値が存在し側圧が一軸強度以上では単調増加する傾向にある。従って破壊応力の定義が一義的には困難である。破壊を明確に定義するために側圧を一軸強度以上とし

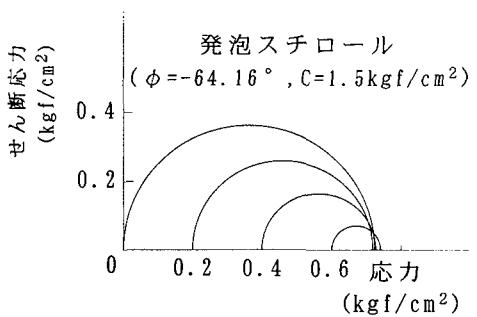


図-6 発泡スチロールのMohr円群

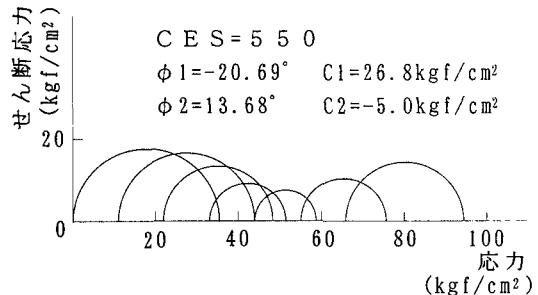


図-7 550 のMohr円群

て複合体に縦ひずみが0.3(高さ10cmの供試体が7cmになるひずみ)となるまで軸圧をかけたが脆性破壊にみられるようなひずみ硬化現象はみられなかった。この際に供試体断面寸法には大きな変化は無く載荷軸方向のひずみが0.3となった。複合体の空隙率が30%程度以下であることからこの間に空隙の減少は顕著で空隙を除く材料も結合力を失うなどのダメージを受け、もはや同一材料とは判断し難いものであろう。空隙周辺が破壊し始める瞬間の軸方向の応力は軸差応力とひずみ関係においてその傾きが変化する応力であるものと思われる。以下に示すRamberg, Osgoodによる応力-ひずみ曲線の実験式¹⁰⁾を用いて降伏応力を求めたが、この応力と傾きが変化する時点の応力との間に大差はなかった。

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{\lambda}\right)^m - \left(\frac{\sigma_y}{\lambda}\right)^m \quad (1)$$

但し ε : ひずみ E : 弹性係数
 σ : 応力 σ_y : 降伏応力
 λ, m : 実測データによって求められる定数

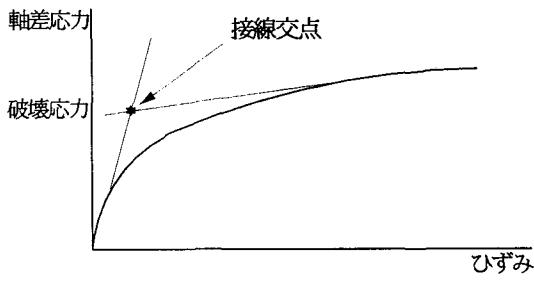


図-8 破壊応力の定義

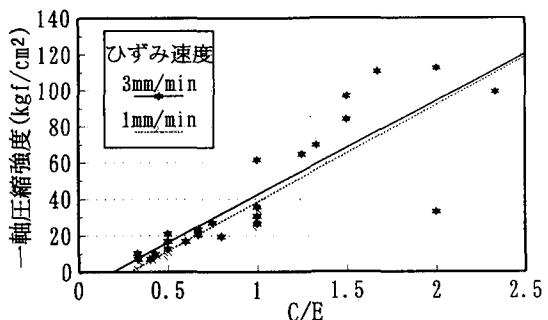


図-10 ひずみ速度別の C/E と一軸圧縮強度の関係

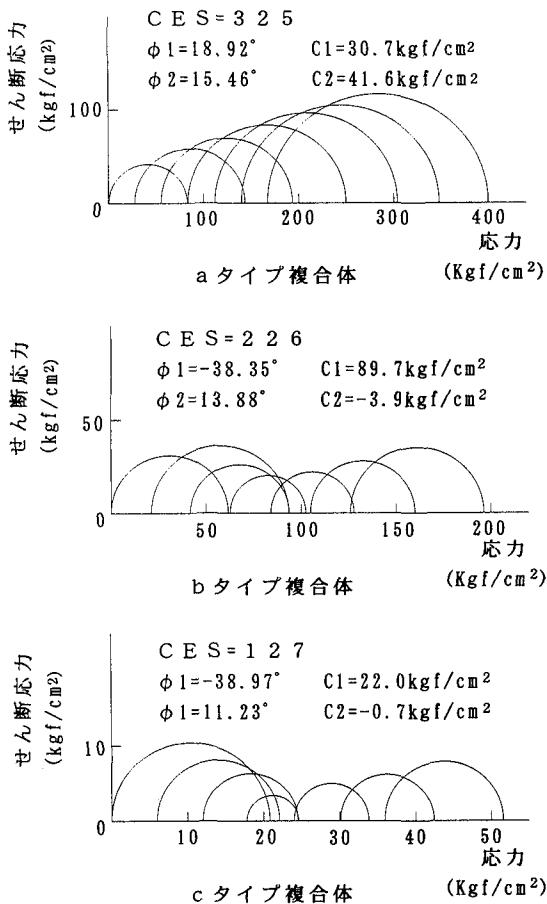


図-9 Mohr 円群の 3 タイプ

傾きの変換点における応力を破壊応力とした場合について Mohr 円を描くと図-6, 図-7 となる。発泡スチロールの場合は一軸強度内のみについて示したが、一軸強度外の側圧では破壊包絡線の傾きは水平か多少上向きであるものと思われる。発泡スチロールの

場合一軸強度外では供試体断面の減少が顕著であるため軸差応力の定量的な測定が困難であった。縦ひずみが 0.05 における応力を破壊応力とした場合の Mohr 円群を CA 複合体、発泡スチロールについて描いたが、両者の Mohr 円群の破壊包絡線の傾きの傾向に大差なかった。またこのような塑性流動破壊を起こす材料の場合空隙率の変化が少ない時点における三軸強度を求めることが必要であるものと思われる。従って破壊応力を図-8 に示す両接線の交点として決定することにした。即ち破壊応力はひずみレベルを同一にするため、脆性破壊終了後のひずみレベル 0.05 以内における最大値とする。ただし、ひずみの増加に伴って軸差応力が漸増する場合は上記のように 2 本の接線交点を破壊応力とした。軸差応力、ひずみ関係より発泡スチロールと CA 複合体の破壊形態を比較すれば、発泡スチロールの破壊は塑性破壊、CA 複合体は加えた側圧の強度により変化し一軸強度内は脆性破壊的（明確な脆性破壊とは異なるようである）、強度外は塑性破壊をするものと思われる。これらの傾向は他の配合の複合体についても同様である。

(3) 実験結果及び考察

Mohr 円群は CA 複合体の配合によって図-9 に示すような 3 タイプに分類された。即ち破壊包絡線の傾きが正の場合 (a タイプ複合体)、一軸強度内は山型で強度外は正の場合 (b タイプ複合体)、一軸強度内は負で強度外は正の場合 (c タイプ複合体) である。a タイプ複合体のせん断破壊特性は一般的に良くみられる土、セメントコンクリート等と同じ破壊現象であり、一軸強度内外の側圧による Mohr 円群に連続性がみられ、破壊包絡線の傾きも正である。しかしながら b タイプ複合体及び c タイプ複合体は一軸圧縮強度を境にそれ以下と以上の側圧に対する Mohr の応力円群の間には連続性が見られない。b タイプ複合体

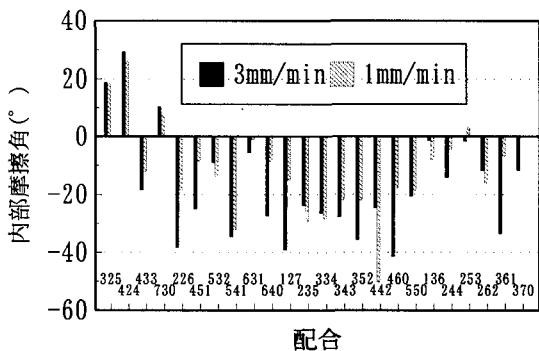


図-11 ひずみ速度別の内部摩擦角の値の相違

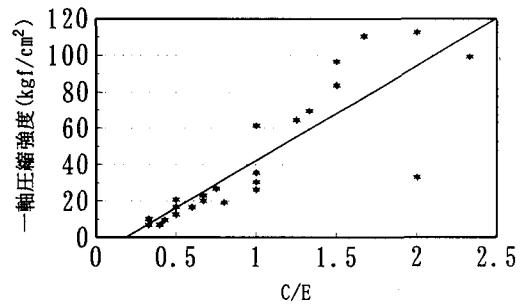


図-13 C/E と一軸圧縮強度の相関性

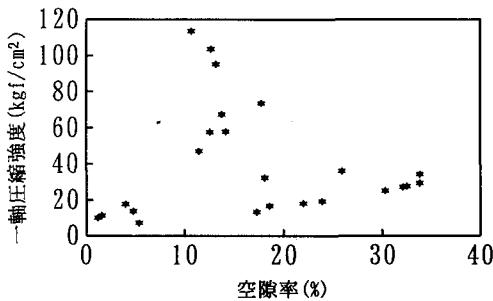


図-12 空隙率と一軸圧縮強度の関係

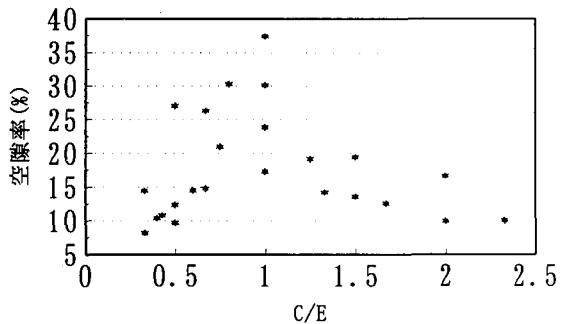


図-14 C/E と空隙率の相関性

4. 一軸圧縮強度以下の側圧による破壊包絡線

の場合一軸試験の結果を除けば、側圧が一軸強度内では破壊包絡線の傾きは負である。b タイプ、c タイプ複合体はともに一軸強度内の破壊包絡線の傾きが負となり、また一軸強度外のみにより破壊包絡線を求めるとした場合でも、破壊包絡線のせん断力軸との切片（粘着力に相当する）が負となる。このような現象は従来の破壊現象からすれば説明のつかないものとなる。図-10 に示したのはひずみ速度別の C/E と一軸圧縮強度の関係図で、ひずみ速度の速い方がやや一軸圧縮強度が高くなっているが強度には大差ないことが分かる。また図-11 に示したひずみ速度別の内部摩擦角（一軸強度内の側圧による）の相違をみると、ひずみ速度の遅い方が内部摩擦角の絶対値が小さくなる複合体が全体の 7 割程度を占めるようである。これらの要因として、ひずみ速度が速いと三軸圧縮の際に複合体中の粒子間に摩擦力が生じせん断応力が向上して内部摩擦角が比較的顕著に現れるが、ひずみ速度が遅い場合では粒子間摩擦力が漸減し粘性土のように粘着力の依存性が高まるものと思われる。

一軸圧縮強度以下の側圧による三軸試験結果について考察する。上述のように CA 複合体の配合によって Mohr 円群の破壊包絡線のタイプは a, b, c, の 3 タイプに分類され後 2 者のような場合では粘着力や内部摩擦角という表現は適切でないと思われるが以下では敢えてそう呼ぶことにする。粘着力および内部摩擦角の値は破壊包絡線を最小自乗法により算出して求めた。図-12 に示す空隙率と一軸圧縮強度の関係からこれらの間には互いに相関性は見られないが、図-13 に示すように一軸圧縮強度と C/E の関係はコンクリートにおけるセメント水比の関係によく似ており、ほぼ直線的に増加している。この勾配はコンクリートの場合よりも小さく C/E が 1.0 増加するのに対し、一軸圧縮強度は約 50kgf/cm² の増加となっている。外力に抵抗する要素として粒子間の噛み合わせはあまり期待できず、どちらかというと粒子相互間の結合力によって外力に抵抗すると考えられる。図-14 に示す C/E と空隙率の間の関係は C/E が 1.0 で極大値をとる正規分布的な様相を呈す。また図-15 に示す C/E と内部摩擦角の関係では、C/E が大きいと内部

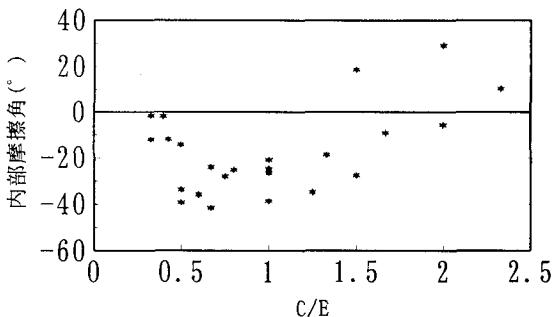


図-15 C/E と内部摩擦角の相関性

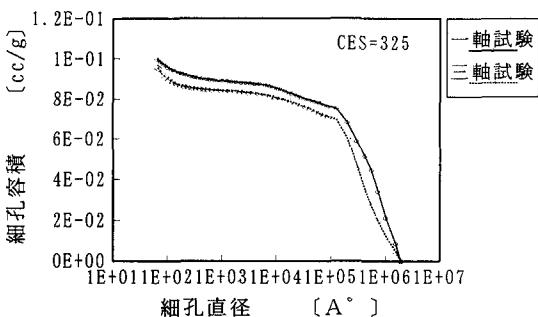


図-18 325 の細孔直径－細孔容積関係

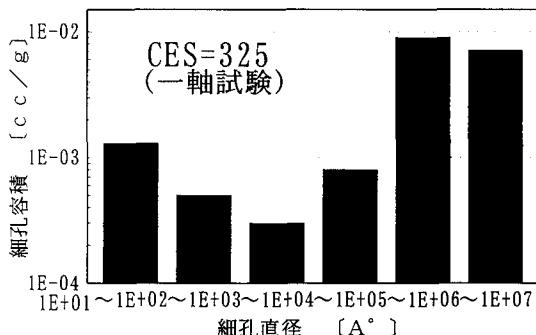


図-16 325 の一軸圧縮試験後の細孔径分布

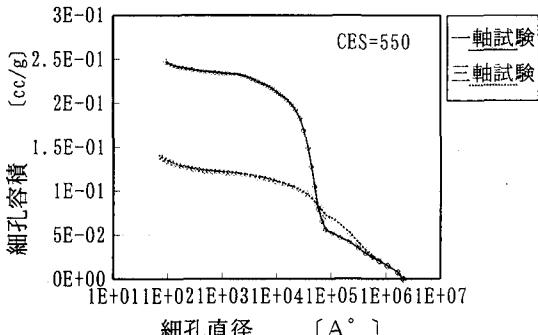


図-19 550 の細孔直径－細孔容積関係

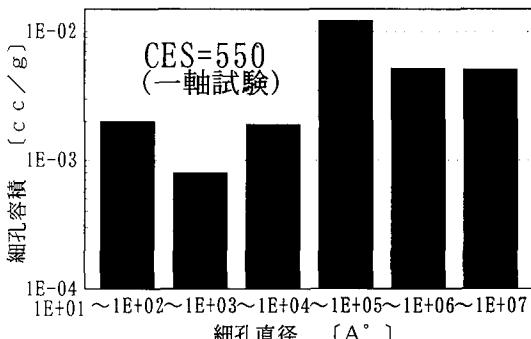


図-17 550 の一軸圧縮試験後の細孔径分布

摩擦角は正の値を有し、C/E の減少に伴って正から負の値へ変化し、C/E が 1.0 付近で負の極値をとり、更に C/E の減少により内部摩擦角は 0° に収束する傾向を示す。図-13～図-15 より次のような見解が得られる。空隙、残留水等により、不連続な内部応力が生じ複合体中の粒子相互間の付着力が局所的に弱められ軸方向の応力が低下し軸差応力が小さくなると考えられる。

えられる。即ち破壊包絡線が右上がりとなるものは空隙が少なく且つ一軸圧縮強度が大であり、密閉された空隙等による不連続な内部応力の影響をあまり受けず圧縮に対して強いセメント水和物のマトリックスを形成しているものと思われる。また C/E が小さい配合では、一軸圧縮強度は小さいが空隙が少ないので内部の不連続応力の影響は小さく、CA 複合体が粘性土的な力学性状を呈せん断応力は粘着力による影響が大であるものと思われる。C/E が 1.0 付近では、一軸圧縮強度は大きいが空隙率が極大で細孔直径も大きいため内部応力の影響を強く受け、セメント水和物のマトリックスが細孔周辺壁にて破壊し、せん断抵抗が減少する。結果として内部摩擦角が負の極値を呈するものと考えられる。

また破壊包絡線が右上がりおよび右下がりとなる CA 複合体に対する細孔直径と細孔容積の関係をそれぞれ図-16～図-19 に示す。図-16、図-17 は細孔直径と細孔容積の分布を棒グラフで示した。各供試体について、空隙量を空隙率により求めたものと、TPV(Total Pore Volume)より求めたものを比較検討したが、この差が全空隙量の $\pm 2\sim 3\%$ 以内であった。

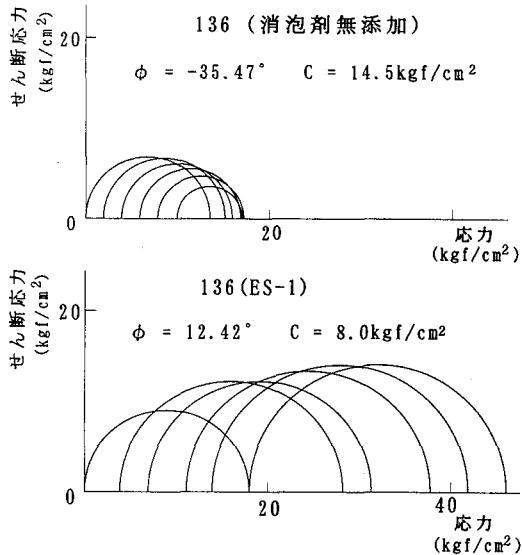


図-20 136 の消泡剤効果による Mohr 円の変化

従って独立空隙、連続空隙の区別はつかなかった。CA 複合体の強度がコンクリートに比べ小さい為、水銀圧入により独立空隙の体積も測定されたものと思われる。図-16、図-17 の特徴としてセメントコンクリート等と異なるのは、細孔直径が大きい細孔が多数存在するということであろう。図-16 は破壊包絡線の傾きが正の複合体の一例としての配合 325 の場合で、図-17 は負の一例としての配合 550 の場合である。全細孔容積は配合 550 のほうが 2 倍程度大きい。また図には示されない細孔直径が大きい空隙が 550 では多数存在する。破壊包絡線の傾きが負となる要因の一つにこの点が挙げられるものと思われる。図-18、19 は細孔径の大きいものから順次加えた細孔容積加積曲線である。右上がりの複合体の細孔容積は一軸圧縮試験終了後と三軸圧縮試験終了後の差がほとんど見られないのに対し、右下がりの場合は三軸圧縮試験において細孔が破壊され細孔容積が大幅に減少したことが分かる。上記の結果より破壊包絡線の傾きと空隙率の間には密接な関係が存在することが考えられる。そこで空隙率を低下させる手段として複合体に消泡剤を混入させた場合、予備圧縮（載荷材齢未満にて等方圧縮する）を作用させた場合について破壊包絡線の傾き変化の検討を行った。以下にその結果を示す。

(1) 消泡剤添加による効果

前述のように CA 複合体の破壊包絡線が右下がりとなる要因として空隙が挙げられた。ここでは消泡剤

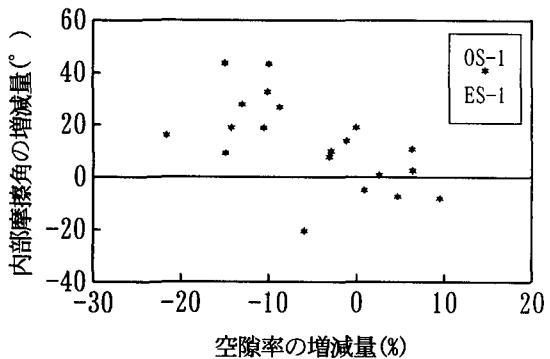


図-21 空隙率と内部摩擦角の相互増減関係

を用い、CA 複合体の内部組成を乱さずに空隙率を人为的に減少させることによって内部摩擦角の変化を究明する。用いた消泡剤はオイル系 (OS-1) とエマルジョン系 (ES-1) の 2 種類である。図-20 に示すように消泡剤 (ES-1) 効果のため破壊包絡線が右下がりであった配合が右上がりとなり、空隙率の影響は CA 複合体の物性を担う一因子であることが分かる。消泡材は C/E が大きい CA 複合体にはその効果は余り認められない。その原因は CA 複合体のコンシステンシーに原因し固い CA 複合体は多少の締め固めが必要となるためであろう。消泡材効果を空隙率の増減量と内部摩擦角の増減量の 2 つのパラメーターを用いて示したのが図-21 である。この図を巨視的にみると、CA 複合体中の空隙率の減少に対応して内部摩擦角は増加している傾向が認められ、その関係はやや比例対応に近いものと見なされる。しかし一軸圧縮強度が特に大きい配合、即ち C/E が大の複合体は消泡剤効果は少なく、セメント水和物のマトリックスが非常に強固で材料物性がそれほど変化しない。

(2) 予備圧縮作用による影響

予備圧縮方法としては、供試体を三軸室にセットし軸力方向を拘束し水を圧入することによって等方圧縮を 2 時間行った。圧縮時間を 2 時間としたのは体積減少と時間の関係から、圧縮時間 1.5 時間程度から体積減少は飽和に達した為である。予備圧縮は材齢 1, 3, 7 日目において 30 kgf/cm^2 なる一定圧縮圧で等方圧縮を施した。三軸試験は材齢 28 日にて行った。この場合も一軸強度内の側圧 5 種にて三軸試験を行った。図-22 に示す配合 550 の予備圧縮材齢別の Mohr の応力円群をみると、予備圧縮材齢が 1 日では未熟なセメント水和物のマトリックスが圧迫されて空隙が減少し、多孔性で不安定な内部組成が大幅に安定化したものと考えられる。しかし予備圧縮

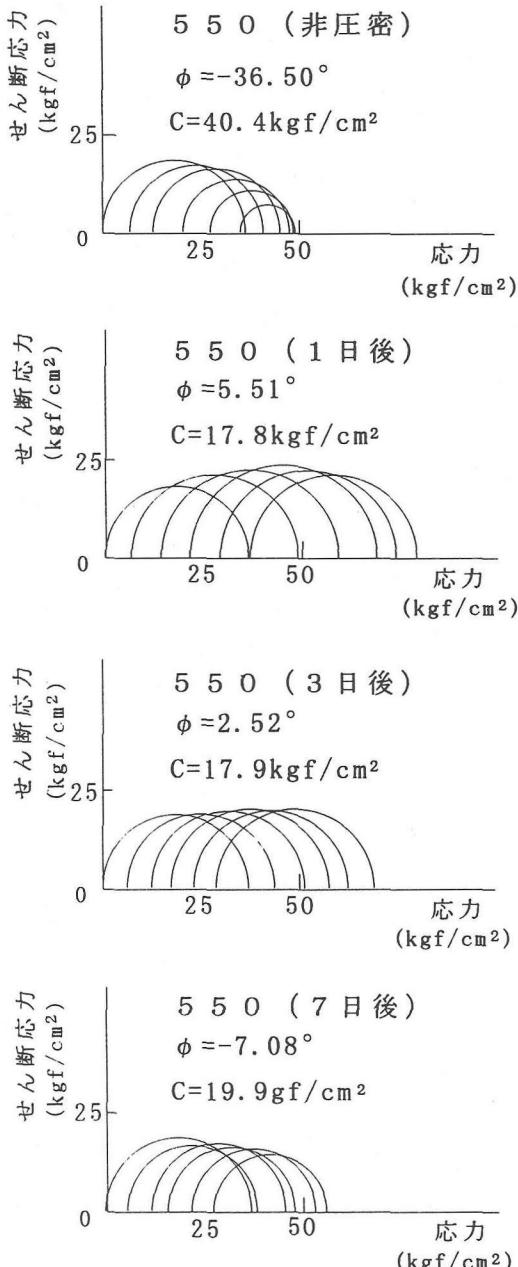


図-22 550 の予備圧縮材齢別の Mohr 円群

材齢の増加に伴って安定化の度合いは小さくなり、予備圧縮材齢が 7 日では非圧縮時とほとんど変わらない Mohr 円群を示している。これより各配合の CA 複合体の物性が確立するのは材齢 7 日目くらいであると考えられ、このことは前述したセメントの水和反応が材齢 7 日目までに急激に進行することからも推

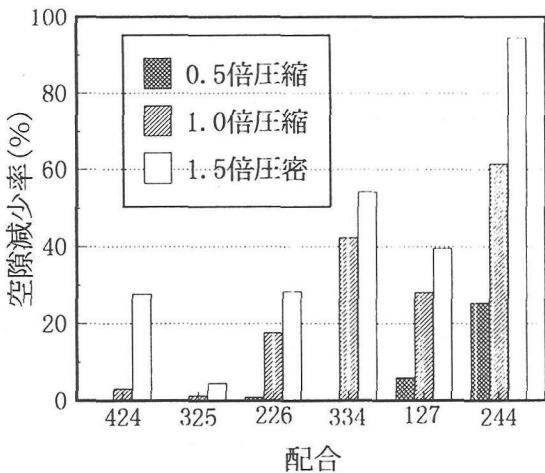


図-23 244 の予備圧縮圧による空隙率減少率

測できる。次に予備圧縮圧の大きさに注目し、予備圧縮材齢 7 日において一軸圧縮強度の 0.5, 1.0, 1.5 倍の予備圧縮圧をかけて等方圧縮を施し三軸試験は前者同様に材齢 28 日にて行った。予備圧縮による空隙率減少の結果を図-23 に示す。同図に C/E の異なる 4 種程度の配合について空隙率減少率を各予備圧縮圧別に示した。C/E が大きい配合の CA 複合体の場合空隙率の減少は小さいが C/E の小さい CA 複合体にては空隙率の減少は大きくなる。しかしながら一軸強度の 0.5 倍の圧縮強度では体積の減少はほとんど見られなかった。このことは図-23 において 0.5 倍圧縮による空隙率減少率より明らかである。図-24 に示す予備圧縮圧別の Mohr の応力円群をみると、非圧縮時には破壊包絡線が負となる物性を有していた複合体に予備圧縮圧を増加させると、内部摩擦角が負から正の値へ変換しているのが分かる。従って、破壊包絡線が右下がりとなるような物性を有する複合体ではそのセメント水和物のマトリックスが力学的に不安定な構造を持ち、予測備圧縮圧の影響を受けて空隙が大きく減少し内部組成が変化し、新たにセメント水和物とアスファルトの付着が向上して複合体の結合力と粘着力のバランスが良くなるものと考えられる。また破壊包絡線の傾きの符号変換点を示したのが図-25 である。これより本来破壊包絡線が右下がりとなる CA 複合体は一軸圧縮強度に相当する予備圧縮圧で等方圧縮されると物性変化を呈することが分かる。そして砂の配合比率が高い場合には摩擦抵抗が発揮されて正の勾配の破壊包絡線を示すようになり、低い時にはほぼ水平な破壊包絡線となり粘土土のような力学性状を呈する。

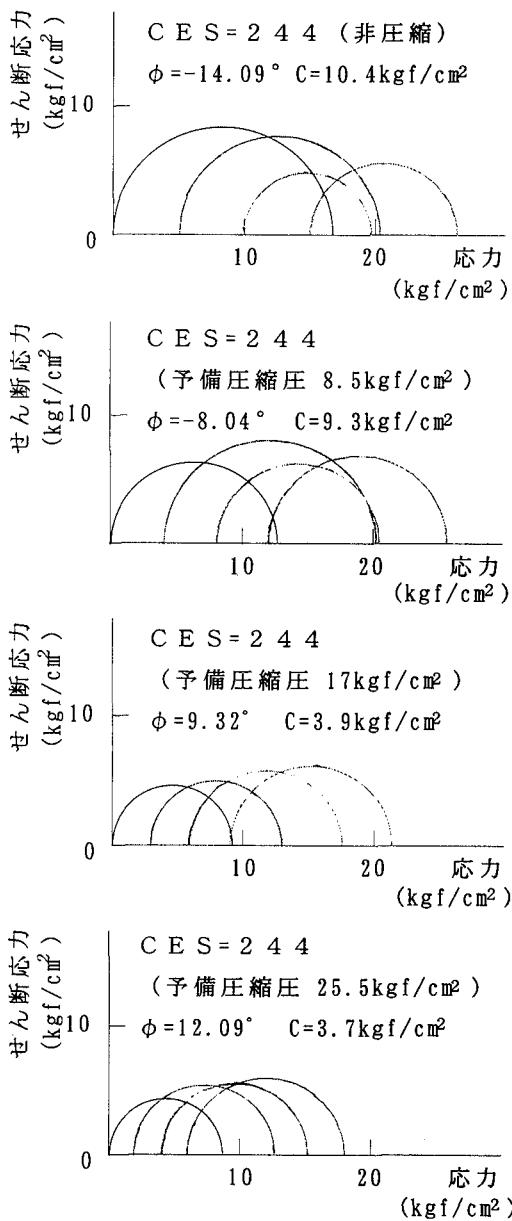


図-24 244 の予備圧縮圧別の Mohr 円群

5. 一軸強度以上の側圧による破壊包絡線

一軸強度以上の側圧による破壊包絡線より求められた粘着力、内部摩擦角等の検討を行う。内部摩擦角と C/E、粘着力と C/E の関係を図-26、図-27 に示した。破壊包絡線の傾きはほとんどの CA 複合体に於いて正となる。しかしながら破壊包絡線とせん断力軸との交点として求められる粘着力は小さい値を示

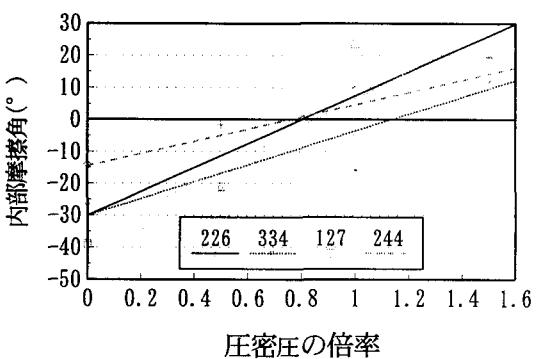


図-25 破壊包絡線の傾きの符号変換点

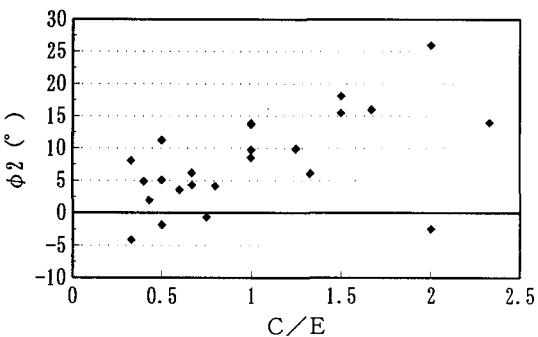


図-26 ϕ_2 と C/E の関係

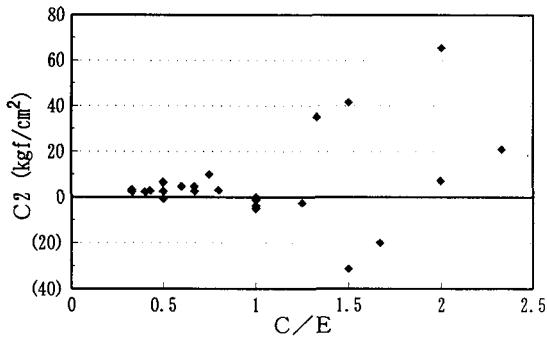


図-27 C_2 と C/E の関係

し、数種の CA 複合体に於いては負、または正の大きい値を示す。粘着力が正の大きい値を示す CA 複合体は内部摩擦角が負となる複合体である。内部摩擦角を一軸強度内外の側圧の場合について求めたものをそれぞれ ϕ_1 、 ϕ_2 とすれば、 $\phi_2 - \phi_1 > 0$ となり

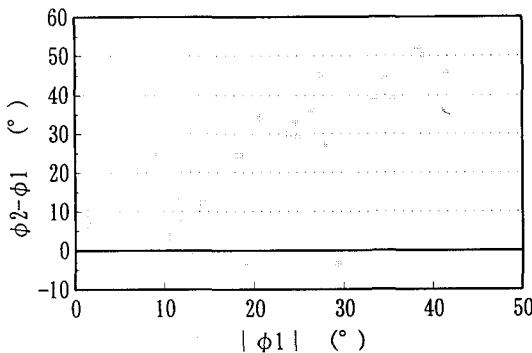


図-28 $\phi_2 - \phi_1$ と $|\phi_1|$ の関係

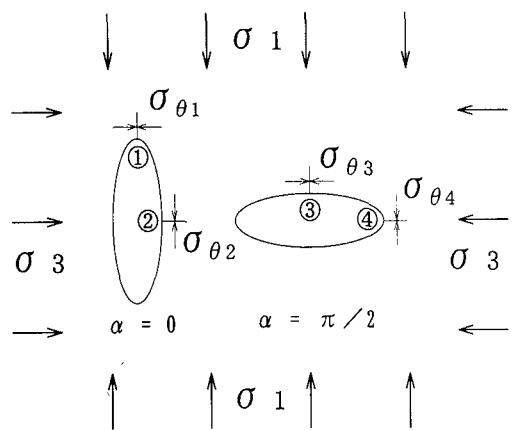


図-30 最大接線応力の発生分類

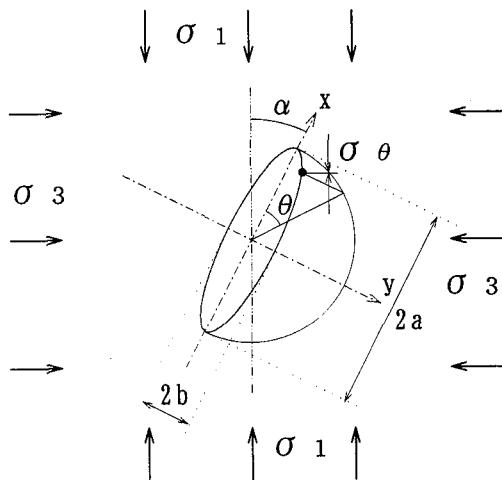


図-29 楕円孔の接線応力諸量

ϕ_2 もほとんどの CA 複合体において正の値となる。 $\phi_2 - \phi_1$ と $|\phi_1|$ との関係を図-28 に示す。同図より $|\phi_1|$ が大の CA 複合体の傾角変化が大きいことを示している。また $|\phi_1|$ が小さい CA 複合体の場合空隙率が小さくまた C/E が小さい粘性土的特性を持っている為に ϕ_2 は大きくはならない。これらのことから一軸強度以上の側圧を作用させることによって CA 複合体の力学的な不安定さが解消されるものと思われる。このことは前掲の ϕ_2 と C/E の関係からも推測され、CA 複合体の力学性状は C/E で特定できることが予想される。

6. 側圧が破壊包絡線の傾きに与える影響

破壊包絡線が一軸強度の側圧を境に不連続になる

ことが実験結果により明かとなった。この原因は材料中の空隙によるものと思われる。従ってこの要因を Muskhelishvili 等の提案式により検討する。Muskhelishvili によると図-29 に示す応力状態に於ける楕円孔の形状に沿った接線応力 σ_θ は次式のようになるとしている。

$$\sigma_\theta = (\sigma_1 + \sigma_3) \frac{1 - m^2}{1 - 2m \cos 2\theta + m^2} + 2(\sigma_1 - \sigma_3) \frac{m \cos 2\alpha - \cos 2(\theta + \alpha)}{1 - 2m \cos 2\theta + m^2} \quad (2)$$

ここで

σ_θ : 接線応力

$m = (a - b) / (a + b)$

a, b ($a > b$) : 楕円の半径

α : σ_1 の方向に対する長軸とのなす角

θ : 楕円の長軸と対象点とのなす角

σ_1, σ_3 : 主応力 (圧縮の場合が正)

提案式(2)において楕円の主軸が主応力に平行な場合、これらの軸の端点に於いて接線応力は最大となる。図-30 に最大接線応力の発生分類を示し、各場合の接線応力の式を以下に示す。

$$\sigma_{\theta_1} = (2a/b + 1) \sigma_3 - \sigma_1 \quad (3)$$

$$\sigma_{\theta_2} = (2b/a + 1) \sigma_1 - \sigma_3 \quad (4)$$

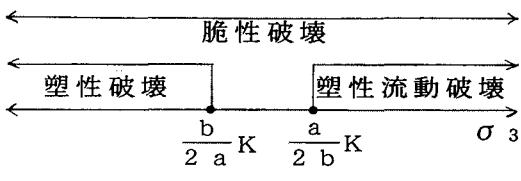


図-31 側圧による破壊条件

$$\sigma_{\theta 3} = \left(\frac{b}{2a} + 1 \right) \sigma_3 - \sigma_1 \quad (5)$$

$$\sigma_{\theta 4} = \left(\frac{2a}{b} + 1 \right) \sigma_1 - \sigma_3 \quad (6)$$

上記の各推定式に於いて圧縮応力は正の符号となり、引張応力は負である。楕円孔の長軸が σ_1 に直角な場合について楕円孔周辺壁に亀裂が入る条件を検討する。それらの条件として以下の4条件を考慮すれば十分であるものと思われる。

- 1) 周辺壁③において σ_θ が材料の最大結晶間結合力、 $-T$ (引張強度)に達した場合。

$$(2b/a+1)\sigma_3 - \sigma_1 = -T$$

$$\sigma_1 - \sigma_3 = T + (2b/a)\sigma_3 \quad (7)$$

- 2) 周辺壁③において σ_θ が結晶の圧縮強度Kに達した場合

$$(2b/a+1)\sigma_3 - \sigma_1 = K$$

$$\sigma_1 - \sigma_3 = -K + (2b/a)\sigma_3 \quad (8)$$

- 3) 周辺壁④において σ_θ が $-T$ に等しくなる場合

$$(2a/b+1)\sigma_1 - \sigma_3 = -T$$

$$\sigma_1 - \sigma_3 = -\frac{T + (2a/b)\sigma_3}{2a/b+1} \quad (9)$$

- 4) 周辺壁④において σ_θ がKに等しくなる場合

$$(2a/b+1)\sigma_1 - \sigma_3 = K$$

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \frac{K - (2a/b)\sigma_3}{2a/b+1} \quad (10)$$

上記の4条件において条件3)は σ_3 を側圧とする場合には実現性のない条件である。即ち、軸差応力($\sigma_1 - \sigma_3$)は正でなければならない。また $(\sigma_1 - \sigma_3) \geq 0$ の条件を満たすためには条件1)は側圧の大小に関係なく満たさずが、条件2)、条件4)においてはそれぞれ次式を満たさなければならない。

$$-K + (2b/a)\sigma_3 \geq 0$$

$$\therefore \sigma_3 \geq \frac{a}{2b}K \quad (11)$$

$$K - (2a/b)\sigma_3 \geq 0$$

$$\therefore \sigma_3 \leq \frac{b}{2a}K \quad (12)$$

従って $\sigma_3 \leq bK/2a$ においては破壊包絡線の傾きが正となるのは条件1)であり、負となるのは条件4)の場合である。一軸強度内外の側圧による三軸試験に於いて材料のK, a, bに変化無いとした場合、 $aK/2b \geq \sigma_3 \geq bK/2a$ の側圧では破壊条件の2)は満足しなく条件の1)のみが満たされ破壊包絡線の傾きは正、 $\sigma_3 \geq aK/2b$ の側圧では破壊条件の1), 2)共に満たす可能性を持ちこの場合破壊包絡線の傾きは正となる。これらの傾向は楕円孔の長軸が σ_1 に平行な場合についても同様にして求められる。破壊条件の1)を満たす破壊を脆性破壊、破壊条件の4)を満たす破壊を塑性破壊とUriel, Romero等は称している¹¹⁾。しかしながら破壊条件の2)を満たす破壊の定義はされて無くここでは特に塑性流動破壊と称することにする。簡単にこれらの関係を加えた側圧の大きさによって分類すると図-31に示すようになる。図-31にはK, a, bが一軸強度内外の側圧による三軸試験中に変化ないとして示したが、筆者等の実験結果等よりK, a, bは一軸強度内外の側圧にて異なるものと思われる。従って実際に図-31の $bK/2a$, $aK/2b$ の大小関係は逆転する可能性を秘めている。CA複合体、発泡スチロール等の場合、 $\sigma_1 - \sigma_3 = 0$ となる側圧 $\sigma_3 = bK/2a$ は破壊包絡線の傾きを左右する側圧でありここでは破壊形態特定側圧と称することにする。

7. 破壊形態特定側圧について

破壊形態特定側圧を $\sigma_0 = bK/2a$ とする。破壊包絡線の傾きに影響を与える σ_0 なる側圧を発泡スチロールの場合、CA複合体の場合について検討する。

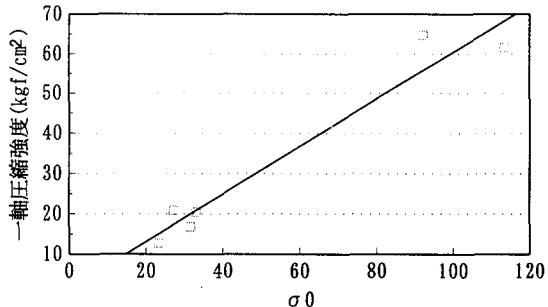


図-32 一軸強度と σ_0

(1) 発泡スチロールの場合

発泡スチロールの Mohr 円群は図-6 に示したように一軸圧縮強度に相当する応力に収束する傾向にある。従って σ_0 は一軸圧縮強度に相当するものと思われる。発泡スチロールの一軸圧縮強度を H とすれば

$$H = \sigma_0 = bK / 2a$$

$$\therefore K = \frac{2a}{b} H \quad (13)$$

発泡スチロールの楕円孔の長軸、短軸の比はほとんど 1 に等しいと思われる所以式(13)により K は一軸強度の 2 倍程度であろう。即ち発泡スチロールの結晶の圧縮強度（空隙を除いた材料の圧縮強度）は 1.4(kgf/cm²) 程度であるものと思われる。また発泡スチロールの破壊包絡線は一軸強度以上の側圧にては正の傾きを持つものと思われる。

(2) CA 複合体の場合

発泡スチロールの場合とは異なり CA 複合体については、配合によって発泡スチロールと同様の Mohr 円群を示すものも存在するが Mohr 円群が収束する側圧 ($\sigma_1 - \sigma_3 = 0$ となる側圧) が明確には現れていない。 σ_0 を求めるには K, b/a を求めなければならない。Uriel, Romero 等¹¹⁾ は Muskhelishvili¹²⁾ の破壊理論を適用して破壊の形態について検討し、上記破壊条件の 1), 4) に相当する破壊包絡線の方程式(14), (15) 式を提案している。

$$\tau = \frac{\frac{b}{a} \sigma + \frac{T}{2}}{\sqrt{2\frac{b}{a} + 1}} \quad (14)$$

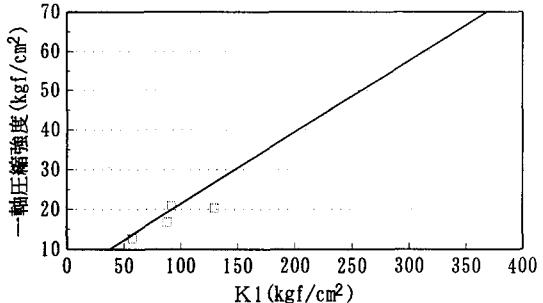


図-33 一軸強度と K_1

$$\tau = \frac{-\frac{a}{b} \sigma + \frac{K}{2}}{\sqrt{2\frac{a}{b} + 1}} \quad (15)$$

但し、 τ : せん断力 σ : 応力

(14) 式を誘導するにあたって T は一軸圧縮強度としている。そこで CA 複合体の一軸強度内の側圧による破壊包絡線の傾きが負の場合について次式によつて b_1/a_1 , K_1 を求め σ_0 を各配合について求めた。一軸強度内の側圧によって求められる K, a, b と一軸強度外の側圧により求められる K, a, b に変化がある場合を考慮し前述のような表現にした。すなわち一軸強度内の側圧による破壊の場合は 1 の添字を、一軸強度外は 2 の添字をつけた。

$$\frac{b_1}{a_1} = \frac{1}{\tan \phi_1 (\tan \phi_1 - \sqrt{\tan^2 \phi_1 + 1})} \quad (16)$$

$$K_1 = 2C_1 \sqrt{2\frac{a_1}{b_1} + 1}, \quad \sigma_0 = \frac{b_1 K_1}{2a_1} \quad (17)$$

この σ_0 と一軸強度, K_1 と一軸強度の関係を示すと図-32, 図-33 となる。両図より σ_0 , K_1 共に一軸強度と正の相関があることがわかり、 σ_0 は一軸圧縮強度の 1.5 倍程度、また K_1 は一軸強度の 5 倍程度であることがわかる。一軸強度以上の側圧による破壊は上記破壊条件の 2) に相当する破壊とみられ破壊包絡線は次式にて示すことができる。

$$\tau = \frac{\frac{b}{a} \sigma - \frac{K}{2}}{\sqrt{2\frac{b}{a} + 1}} \quad (18)$$

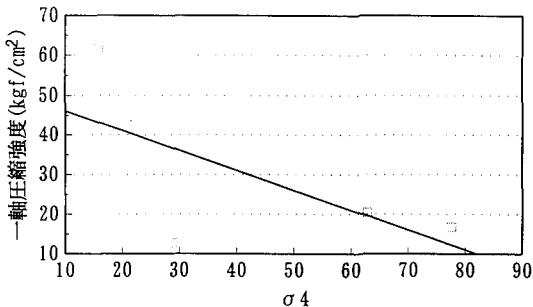


図-34 一軸強度と σ_4

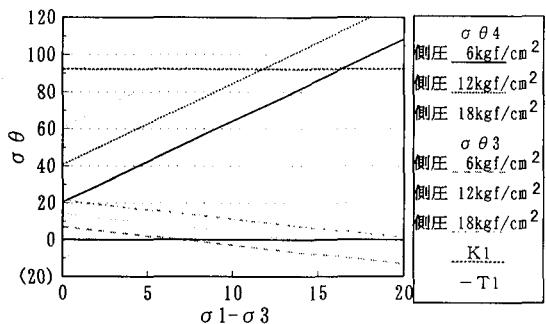


図-36 塑性破壊の検証

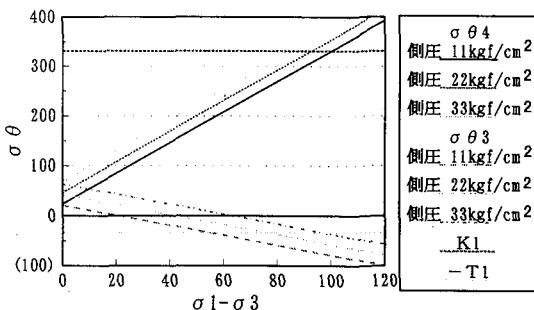


図-35 脆性破壊の検証

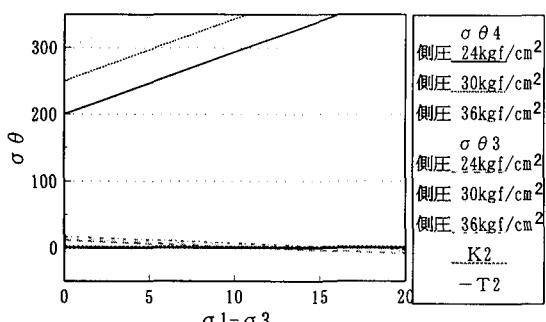


図-37 塑性流動破壊の検証

式(13)を用いて一軸強度以上の側圧による破壊包絡線より同様にして K_2 , b_2/a_2 を求め $\sigma_4 = a_2 K_2 / 2 b_2$ と一軸強度の関係を図-34に示す。この図より実測値が少ないものの σ_4 と一軸強度には負の相関があることがわかる。このことは、一軸圧縮強度が大きいCA複合体ほど大きい側圧に対するダメージが大きいことを示す。

8. 破壊形態の検証

破壊包絡線が一軸強度内外の側圧にて連続的でありその傾きが正の場合は脆性破壊、一軸強度内の側圧による破壊包絡線の傾きが負の場合は塑性破壊、一軸強度外のみにて破壊包絡線の傾きが正の場合は塑性流動破壊であるものと思われる。これらの各破壊形態を特定するにはその破壊条件が満足されているかを確認する必要がある。そこで各破壊形態を持つCA複合体の場合を例示し検証する。

(1) 脆性破壊の場合

代表的な脆性破壊のCA複合体として配合が424の場合について検討する。破壊包絡線より求められたこの複合体のT, b/a は下記の値である。

$$T=33.17 \text{ (kgf/cm}^2\text{)} \quad b/a=0.96$$

K は破壊包絡線より求めることは困難であるので、筆者等が以前求めた一軸強度と割裂強度との比9.8を用いて K の値を推定によって求め以下の値とした。

$$K=9.8 \times T=325.07 \text{ (kgf/cm}^2\text{)}$$

加えた側圧, K , T , b/a を用いて図-30に示す槽円孔壁の接線応力 $\sigma_{\theta 3}$, $\sigma_{\theta 4}$ を $\sigma_1 - \sigma_3$ の関数として求めたものを図-35に示す。 σ_3 は一定としているので σ_1 の増加にともなって $\sigma_{\theta 3}$ は直線的に減少し、 $\sigma_{\theta 4}$ は逆に増加する。図-35には T , K の値も示されているが、 $\sigma_{\theta 3}$ が T に達する σ_1 のほうが $\sigma_{\theta 4}$ が K に達する σ_1 より小さいことが確認される。従って σ_1 の増加にともなって槽円孔壁③が引張によって先行破壊し、脆性破壊となる。

(2) 塑性破壊の場合

配合127のCA複合体について一軸強度内の実験結果より脆性破壊と同様の手法にて検討した。検討に用いたものを図-36に示す。この場合は $\sigma_{\theta 4}$ が K に達する σ_1 のほうが小さく、塑性破壊であるものと思われる。

(3) 塑性流動破壊

配合 127 複合体について一軸強度以上の側圧試験結果より検討した。図-37 はその検討結果である。図には式(13)を用いて K_2 , b_2/a_2 を求め σ_{θ_3} 等の直線を描いた。側圧を上昇させる段階にて σ_{θ_3} , σ_{θ_4} が K に達し、どちらの接線応力が先行して K に達するのか明確ではないがこの時点にて既に流動が始まっているのが確認される。従って、塑性流動破壊によって破壊することがうかがえる。上記の検証にあたって破壊包絡線より T が求められる場合は K を一軸強度と割裂強度との比によって求め、K が求められる場合は T を同様にして求め検証を行った。このような方法によったのは対象とした CA 複合体の K, T は一義的には（一本の破壊包絡線のみによっては）決められないこと、また CA 複合体の配合によっては K, T の間に差があるものと思われることによる。CA 複合体の場合は塑性破壊から塑性流動破壊に変遷する側圧を厳密に特定するのは困難であった。なぜならば、一軸強度以下の側圧による場合でも一軸強度に近い側圧の場合は既に流動が始まっているものと思われることによる。

9. まとめ

本研究により明らかにされた結果を要約すると以下のようになる。

- 1) 水和反応は材齢 7 日まで急激に促進され、材齢 7 日以降ではその進行は低下していく傾向にある。乳剤の種別ではノニオン系乳剤の方がカチオン系乳剤より水和率が大きかった。
- 2) セメントとアスファルト乳剤との配合比率は一軸圧縮強度に多大な影響を及ぼすが、砂の配合比率、空隙率はほとんど関与しない。
- 3) CA 複合体の破壊包絡線の傾きは C/E に依存し、負の勾配が極大を有するのは C/E が 1.0 の場合でその付近の配合では破壊包絡線の傾きは見かけ上完全に負となる。
- 4) 三軸圧縮試験による細孔容積の大幅な減少は破壊包絡線の傾きが負となる一因子と考えられる。
- 5) 破壊包絡線の勾配変化と空隙率の減少量との間にほぼ相関性が認められる。
- 6) 本来負の勾配の破壊包絡線を有する CA 複合体は、一軸圧縮強度以上の予備圧縮を受けると破壊包絡線の傾きは正となる。
- 7) ひずみ速度を小さくすると破壊包絡線の傾きの絶対値が減少し、粘性土に類似した力学的性状を呈する。
- 8) 対象とした CA 複合体の大部分は塑性破壊をするも

のと思われる。

- 9) 塑性破壊から塑性流動破壊へ移行する側圧は一軸圧縮強度程度の側圧であるものと思われる。
- 10) 一軸強度以上の側圧による CA 複合体の破壊は塑性流動破壊によるものと思われ破壊包絡線は以下の式によってせん断力-応力関係が表現できる。

$$\tau = \frac{\frac{b}{a} \sigma - \frac{K}{2}}{\sqrt{2\frac{b}{a} + 1}}$$

謝辞：本研究の遂行において材料の提供及びご指導を頂いたニチレキ（株）、住友大阪セメント（株）の関係者各位に深く感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 中川武志、豊川考生：セメント乳剤コンクリートの遮水壁への適用、あすふあるとにゅうざい、No. 78, pp. 4-14, 1984.
- 2) 星原隆士、上田 満、浜田純夫、黒川卓郎、安久憲一：セメントアスファルト乳剤複合体の力学特性、土木学会第45回中国四国支部学術講演会講演概要集, pp. 668-669, 1993.
- 3) 上田 満、浜田純夫、村田秀一：セメントアスファルト乳剤複合体の三軸圧縮強度特性に関する実験的研究、土木学会第49回年次学術講演会講演概要集, pp. 76-77, 1994.
- 4) 金田雅之、上田 満、浜田純夫：セメントアスファルト乳剤複合体の三軸圧縮試験における空隙の影響、土木学会第50回年次学術講演会講演概要集, pp. 556-557, 1995.
- 5) 佐々木慎吾、金田雅之、上田 満：セメントアスファルト乳剤複合体の三軸圧縮試験による実験的研究、土木学会第51回年次学術講演会講演概要集, pp. 160-161, 1996.
- 6) 浜田英次、山内豊聰：軽量盛土材としての発泡スチロールの力学特性、土と基礎、Vol. 37, No. 2, pp. 13-18, 1989.
- 7) 古谷俊明：軽量盛土材としての気泡モルタル、土と基礎、Vol. 37, No. 2, pp. 73-77, 1989.
- 8) 峯岸邦夫、久保哲也：発泡ビーズ混合軽量化土の力学特性、第31回地盤工学研究発表会講演集、pp. 2511-2512, 1996.
- 9) Savin, G.N. : Stress Concentration Around Holes, Pergamon Press 1961.
- 10) Ramberg, W. and Osgood, W.R. : Description of Stress-Strain Curves by Three Parameters, National Advisory

- Committee for Aeronautics*, Technical Note, No.902,
1943.
- the International Society for Rock Mechanics*, pp.137-144,
1970.
- 11) Uriel Romero and B.Bravo Gomez : Brittle and Plastic
Failure of Rocks, *Proceedings of the second Congress of*

(1997.4.10 受付)

FUNDAMENTAL STUDY ON THE TRIAXIAL COMPRESSIVE PROPERTIES OF
CEMENT AND ASPHALT-EMULSION COMPOSITIONS

Mitsuru UEDA, Hidekazu MURATA, Masayuki KANATA,
Shingo SASAKI and Sumio HAMADA

For the purpose of applying composite material mixed with cement and asphalt-emulsion to underground structures under triaxial stresses, an experimental study was herein conducted. The rupture envelope curve of the circles of Mohr, for the mortar composed of cement, asphalt-emulsion and sand had the right-down tendency. In this paper the properties of this composite material have been investigated by the triaxial compression tests for the mortar which are added the air removing agent or are precompressed. It is also reported on the hydration properties between cement and asphalt-emulsion, and on the theoretical opinion of the mortar based on Muskhelishvili's suggestion.